

NICOLAS LAUZIER

**Mécanismes de sécurité pour l'interaction physique
humain-robot**

**Réduction des forces de contact par l'utilisation de limiteurs de couple
dans la conception de robots manipulateurs**

Thèse présentée
à la Faculté des études supérieures et postdoctorales de l'Université Laval
dans le cadre du programme de doctorat en génie mécanique
pour l'obtention du grade de Philosophiae doctor(Ph.D.)

Faculté des sciences et de génie
UNIVERSITÉ LAVAL
QUÉBEC

2011

Résumé

Cette thèse présente l'analyse, la synthèse, l'optimisation, le design et la validation expérimentale de mécanismes de sécurité dans le contexte de l'interaction physique humain-robot. Afin d'améliorer la sécurité, une condition essentielle à la coexistence d'humains et de robots, une approche basée sur la conception de manipulateurs intrinsèquement sécuritaires est préférée à des systèmes d'évitement et de détection de collision, pour des raisons de fiabilité. La force maximale de contact survenant lors d'une collision est utilisée comme critère de sécurité pour sa simplicité et sa validité dans le contexte de la robotique.

Pour les robots sériels, il est proposé de placer un limiteur de couple en série avec chaque actionneur tandis que pour les robots suspendus, on opte pour la séparation de la base et de l'effecteur par un mécanisme parallèle dont certains pivots sont remplacés par des limiteurs de couple — formant ainsi un *limiteur de force cartésien*. L'utilisation de ces mécanismes permet de réduire l'inertie effective du manipulateur lorsqu'une collision survient sans nuire aux performances du robot en situation normale.

Un modèle est d'abord créé afin de comparer par simulation les gains de sécurité obtenus par des limiteurs de couple et d'autres mécanismes de sécurité articulaires utilisés seuls ou en combinaison avec d'autres dispositifs. Des méthodes de commande optimale des seuils de limiteurs de couple ajustables placés en série avec chaque actionneur d'un robot sériel sont ensuite développées. Un indice de performance cinématique est proposé afin d'optimiser la pose et l'architecture d'un tel robot. L'approche et les méthodes développées sont validées expérimentalement à l'aide de prototypes de limiteurs de couple ajustables basés sur la friction placés en série avec les actionneurs d'un robot sériel à quatre degrés de liberté. Finalement, des architectures de limiteurs de force cartésiens sont proposées et optimisées et leur efficacité dans le contexte des robots suspendus est validée expérimentalement.

Summary

This thesis presents the analysis, synthesis, optimization, design and experimental validation of safety mechanisms in the context of physical human-robot interaction. In order to improve safety, which is essential to allow the coexistence of humans and robots, an approach based on the design of intrinsically safe manipulators is preferred to collision avoidance and detection systems for reliability reasons. The maximum contact force occurring during a collision is used as a safety criterion due to its simplicity and validity in the context of robotics.

For serial robots, it is proposed to place a torque limiter in series with each actuator whereas for suspended robots, it is preferable to separate the base and the effector with a parallel mechanism in which some joints are replaced with torque limiters — thereby forming a *Cartesian force limiting device*. The use of such mechanisms allows the reduction of the effective manipulator inertia during a collision without affecting the performances under normal conditions.

A model is first created in order to compare — using simulations — the safety gains obtained with torque limiters with the ones obtained with other articular safety mechanisms when they are implemented alone or in combination with other safety devices. Methods to optimally control the thresholds of adjustable torque limiters placed in series with each actuator of a serial robot are developed. A kinematic performance index is proposed in order to optimize the pose and architecture of such a robot. The approach and the developed methods are experimentally validated using prototypes of adjustable torque limiters based on friction which are placed in series with each actuator of a four-degree-of-freedom robot. Finally, architectures of Cartesian force limiting devices are proposed and optimized and their effectiveness in the context of suspended robots is experimentally validated.

Avant-propos

La sécurité est une qualité difficilement définissable et mesurable dans son ensemble. Lorsqu'une machine est décrite comme étant sécuritaire, il est de bon usage de soulever le sourcil et de demander des précisions au sujet des critères utilisés pour en arriver à un tel constat. On peut néanmoins comparer deux machines et conclure que l'une des deux est plus sécuritaire que l'autre face à une certaine menace bien définie. Il est également possible de mesurer l'effet d'un mécanisme de sécurité, encore une fois selon des critères de comparaison bien définis. Dans tous les cas cependant, on ne peut jamais se déclarer "mission accomplie" puisque la sécurité complète ou parfaite n'existe pas. En outre, poursuivre ce but ne peut que résulter en des gains mineurs et contextuels.

L'objectif de cette thèse est la synthèse et l'optimisation de mécanismes permettant de rendre les robots suffisamment sécuritaires pour interagir physiquement avec des humains. Certains robots sont déjà sécuritaires. D'autres ne le seront sans doute jamais. Le but est donc de pouvoir convertir certains robots très dangereux en des machines suffisamment sécuritaires. Toutefois, les mécanismes développés ne régleront pas tout. Ils devront probablement être utilisés conjointement avec d'autres techniques dans le but de maximiser l'efficacité. Néanmoins, si un pas est effectué dans la bonne direction, le jeu en aura valu la chandelle.

Les résultats qui couvrent ces pages ne sont pas le fruit du travail d'un seul homme. Les quelques paragraphes qui suivent rendent hommage à ceux qui ont contribué directement à la qualité du produit et à ceux qui ont participé activement au plaisir de sa réalisation (ces deux ensembles ne sont pas distincts !).

Cette thèse n'aurait jamais vu le jour sans mon directeur de recherche, Clément Gosselin. Pour la confiance et la grande liberté d'action qu'il m'a accordées au cours des cinq dernières années ; pour l'ouverture d'esprit avec laquelle l'ensemble de mes idées ont été reçues ; pour le dévouement et la minutie avec lesquels chacun de mes brouillons était révisé ; pour les inspirantes conversations qui, à toutes les fois, dégourdissaient mes neurones embourbés dans les équations ; pour tout cela, merci !

Merci également aux autres membres du jury : Philippe Cardou, Marc Arsenault et Marc J. Richard. Par votre rigueur et votre diligence, vous avez su repérer les (quelques) incohérences et explications vaporeuses de ces nombreuses pages. Vos commentaires et suggestions auront su renforcer ma thèse, améliorer mes aptitudes scientifiques et occuper chaque minute de la semaine précédant mon dépôt final. Je suis encore étonné d'avoir trouvé le temps de vous écrire ces remerciements !

Un grand merci aux professionnels de la recherche, qui sont le ciment du labo (et encore, j'aimerais bien que nos viaducs soient faits de ce ciment !). Thierry, Boris, Simon, votre aide a toujours été grandement appréciée malgré l'idée incessante que Clément en aurait plus pour son argent s'il vous laissait réaliser nos projets de recherche à notre place.

Merci aux autres étudiants du laboratoire qui ont vécu les mêmes plaisirs et frustrations au cours de ces dernières années. Difficile de croire que sont derrière moi les temps où Mehdi recevait un visiteur à toutes les dix minutes et où Vincent dévoilait le premier prototype de peau robotique munie de poils. Un merci supplémentaire à Martin Grenier qui, par son aide, m'a permis d'obtenir un montage et des résultats pendant que je préparais mes examens de qualification. Un merci également à Louis-Alexis Demers, à qui j'ai systématiquement piqué toutes les classes \LaTeX produites. Et un autre grand merci à Marc-Antoine Lacasse, grâce à qui j'ai découvert que le curry est un excellent catalyseur d'idées permettant de solutionner les problèmes physiques, mathématiques et informatiques (et aussi de Wing Chun, mais j'ai jamais vraiment écouté quand tu parlais de cela...).

Merci à mon père, qui n'aura pas vécu assez vieux pour voir la fin de ce périple, mais qui aura été une grande inspiration de par sa curiosité et sa persévérance qu'il a su me transmettre. Merci à ma mère, à mon frère et à toute ma famille qui n'ont jamais douté un seul instant de mes compétences durant toutes ces nombreuses années. La confiance de ses proches est un puissant carburant lorsque la productivité tourne au ralenti.

Merci à ma douce chérie d'amour, qui m'a épaulé au quotidien au cours des dernières années. Malgré la baisse de rendement apparente suivant son arrivée dans ma vie (qui voudrait travailler le soir quand le bonheur attend à la maison ?), elle aura contribué à sa façon en rendant ma vie plus heureuse, plus équilibrée et plus réfléchie. Merci pour ces longues discussions sur les sources du savoir et sur l'ontologie. Merci également pour ces relectures d'une sévérité inégalée.

Merci à mes amis grâce à qui j'ai le rappel constant qu'il y a autre chose dans la vie que la robotique (qui l'eut cru !). J'espère que les années continueront de s'écouler en aussi bonne compagnie !

Finalement, merci au CRSNG qui, grâce à ses bourses surdimensionnées, rendent la confection d'un budget complètement inutile pour de nombreux étudiants. Un conseil cependant : il n'est pas normal que certaines bourses rendent des doctorants plus riches que les nouveaux professeurs.

*Cette thèse est dédiée à mon père, et à tous les autres
ingénieurs sans diplôme.*

“Les couteaux sont munis de manches afin de pouvoir être manipulés sans danger, les escaliers possèdent des rampes, les fils électriques sont isolés, les autocuiseurs sont pourvus de soupapes de sûreté — dans tout ce qu’il crée, l’homme cherche à réduire le danger. Parfois, la sécurité obtenue est insuffisante en raison des limitations imposées par la nature de l’univers ou la nature de l’esprit humain.

Néanmoins, l’effort a été fait.

Considérons un robot simplement comme un dispositif de plus. Il ne constitue pas une invasion sacrilège du domaine du Tout-Puissant, ni plus ni moins que le premier appareil venu. En tant que machine, un robot comportera sûrement des dispositifs de sécurité aussi complets que possible. Si les robots sont à ce point perfectionnés qu’ils peuvent imiter le processus de la pensée humaine, c’est que la nature de ce processus aura été conçue par des ingénieurs humains qui y auront incorporé des dispositifs de sécurité.

Celle-ci ne sera peut-être pas parfaite.

(Mais la perfection est-elle de ce monde ?)

Cependant elle sera aussi complète que les hommes pourront la faire.”

Isaac Asimov, Les robots (1950)

Table des matières

Résumé	ii
Summary	iii
Avant-propos	iv
Tables des matières	ix
Liste des figures	xiii
Liste des tableaux	xviii
Liste des symboles	xix
Liste des extensions multimédias	xxiv
1 Introduction	1
1.1 Interaction physique humain-robot	1
1.2 Objectifs et structure de la thèse	2
1.3 Notes sur les symboles utilisés dans la thèse	4
2 Méthodologie	5
2.1 Introduction	5
2.2 Approches permettant d'améliorer la sécurité	6
2.2.1 Évitement de collision	6
2.2.2 Détection de collision	7
2.2.3 Conception de robots intrinsèquement sécuritaires	8
2.2.4 Sélection de l'approche permettant d'améliorer la sécurité	14
2.3 Mesure de la dangerosité d'un manipulateur	15
2.3.1 HIC	15
2.3.2 Déflexion maximale du torse	17
2.3.3 Force de contact maximale	17
2.3.4 Contrainte produite par l'impact	18
2.3.5 Autres	18

2.3.6	Sélection de l'indice de dangerosité utilisé	18
2.4	Conclusion	19
3	Modèle de collision	20
3.1	Introduction	20
3.2	Modèles de collision existants	21
3.3	Modèle de collision proposé	24
3.3.1	Modélisation d'un revêtement compliant	27
3.3.2	Modélisation d'un mécanisme de sécurité articulaire	30
3.4	Résultats des simulations	32
3.4.1	Force de contact	32
3.4.2	Effet de la vitesse de collision	34
3.4.3	Effet du couple limite	35
3.4.4	Effet de l'inertie effective du moteur	37
3.4.5	Effet de la détection de collision	39
3.4.6	Effet combiné des différents systèmes de sécurité	40
3.5	Discussion	41
3.5.1	Revêtement compliant	41
3.5.2	Mécanisme de sécurité articulaire	46
3.5.3	Système de détection de collision	48
3.5.4	Synergies et limitations de la combinaison de mesures de sécurité	48
3.5.5	Limitations du modèle	49
3.6	Conclusion	50
4	Statique des robots sériels munis de limiteurs de couple	52
4.1	Introduction	52
4.2	Algorithmes basés sur un point de référence	53
4.2.1	Critère de performance utilisé	53
4.2.2	Espace des forces atteignables	54
4.2.3	Couples limites optimaux	55
4.2.4	Exemple	59
4.3	Algorithmes basés sur la surface externe complète du manipulateur	63
4.3.1	Primitive de forme parallélogramme	65
4.3.2	Primitive cylindrique	70
4.3.3	Procédures génériques pour tout type de primitive	76
4.3.4	Exemple	78
4.3.5	Discussion	82
4.4	Conclusion	84
5	Cinématique des robots sériels munis de limiteurs de couple	86
5.1	Introduction	86

5.2	Indices de performance cinématique	87
5.2.1	Ratio entre les seuils minimum et maximum	87
5.2.2	Déterminant de la matrice jacobienne normalisée post-multipliée par sa transposée	88
5.3	Relation entre les deux indices de performance pour un manipulateur plan	92
5.3.1	Comparaison pour un robot plan à 2 DDL	92
5.3.2	Comparaison pour un robot plan à 3 DDL	92
5.3.3	Comparaison entre les extremums et les gradients des deux indices pour un manipulateur plan	93
5.3.4	Configuration optimale selon l'indice proposé pour un manipulateur plan	97
5.4	Relation entre les deux indices de performance pour un manipulateur spatial	98
5.5	Applications	104
5.5.1	Planification de trajectoire d'un robot cinématiquement redondant	104
5.5.2	Design d'un robot sériel avec plus de limiteurs de couple que d'actionneurs	108
5.6	Discussion sur les limitations de l'approche proposée	111
5.7	Conclusion	112
6	Application à un robot sériel à quatre degrés de liberté	113
6.1	Introduction	113
6.2	Développement d'un limiteur de couple ajustable	114
6.2.1	Caractéristiques requises	114
6.2.2	Technologies disponibles	115
6.2.3	Conception mécanique du limiteur de couple	123
6.2.4	Étalonnage des quatre prototypes de limiteurs de couple	129
6.2.5	Détection du glissement	132
6.2.6	Asservissement du couple limite	132
6.3	Application à un robot sériel à quatre degrés de liberté	133
6.3.1	Description du manipulateur utilisé	133
6.3.2	Description de la commande	137
6.4	Résultats expérimentaux	141
6.5	Discussion	145
6.6	Conclusion	146
7	Limiteurs de force cartésiens	148
7.1	Introduction	148
7.2	Limiteurs de force cartésiens	149
7.3	Architectures de limiteurs de force cartésiens	150
7.3.1	Architecture à un degré de liberté	150
7.3.2	Architecture à deux degrés de liberté	152

7.3.3	Architectures à trois degrés de liberté	153
7.4	Compensation de la gravité	165
7.5	Calibration des couples limites	169
7.6	Validation expérimentale	170
7.6.1	Prototype	170
7.6.2	Résultats expérimentaux	171
7.7	Exemple d'application potentielle	173
7.8	Conclusion	175
8	Conclusion	177
8.1	Principales contributions	177
8.2	Travaux futurs	178
8.3	Conclusion	180
	Bibliographie	182

Liste des figures

1.1	Exemples d'interaction physique humain-robot dans le domaine manufacturier	2
2.1	Calcul des forces vituelles de répulsion pour une stratégie d'évitement de collision	7
2.2	Stratégie de détection de collision et réaction rapide afin de diminuer la sévérité de la collision	8
2.3	Manipulateur pour lequel la gravité est compensée par des ressorts	11
2.4	Module d'actionnement utilisant une liaison à compliance ajustable	12
2.5	Actionnement distribué macro-mini	13
2.6	Mécanisme limiteur de couple	13
2.7	Capture d'écran d'une démonstration illustrant le niveau de performance et de sécurité pour différents types de liaison articulaire	15
3.1	Paramètres physiques du modèle de collision	24
3.2	Représentation schématique du modèle de collision	24
3.3	Force de contact en fonction de la déflexion pour l'interface rigide, le revêtement compliant et les deux assemblés en série	29
3.4	Couple transmis en fonction de la déflexion angulaire pour les quatre liaisons modélisées	31
3.5	Force de contact en fonction du temps pour des collisions se produisant avec une vitesse d'impact de 2 m/s avec la tête non contrainte	32
3.6	Force de contact en fonction du temps pour des collisions se produisant avec une vitesse d'impact de 2 m/s avec la tête contrainte	33
3.7	Force de contact maximale en fonction de la vitesse d'impact pour le scénario avec la tête non contrainte	34
3.8	Force de contact maximale en fonction de la vitesse d'impact pour le scénario avec la tête contrainte	35
3.9	Effet du seuil d'un limiteur de couple et de la vitesse d'impact sur la force de contact maximale pour le scénario avec la tête non contrainte	36
3.10	Effet du seuil d'un limiteur de couple et de la vitesse d'impact sur la force de contact maximale pour le scénario avec la tête contrainte	36
3.11	Force de contact maximum en fonction de l'inertie effective du moteur pour des collisions à 2 m/s et le scénario avec la tête non contrainte	38

3.12	Force de contact maximum en fonction de l'inertie effective du moteur pour des collisions à $2 m/s$ et le scénario avec la tête contrainte	38
3.13	Force de contact maximale selon la vitesse de collision pour le scénario sans la tête contrainte, avec et sans système de détection de collision	39
3.14	Force de contact maximale selon la vitesse de collision pour le scénario avec la tête contrainte, avec et sans système de détection de collision	40
3.15	Réduction relative de la force d'impact maximale pour une vitesse d'impact de $0,2 m/s$ avec la tête non contrainte et avec l'inertie du moteur de référence	41
3.16	Réduction relative de la force d'impact maximale pour une vitesse d'impact de $0,2 m/s$ avec la tête contrainte et avec l'inertie du moteur de référence . .	42
3.17	Réduction relative de la force d'impact maximale pour une vitesse d'impact de $2 m/s$ avec la tête non contrainte et avec l'inertie du moteur de référence .	42
3.18	Réduction relative de la force d'impact maximale pour une vitesse d'impact de $2 m/s$ avec la tête contrainte et avec l'inertie du moteur de référence . . .	43
3.19	Réduction relative de la force d'impact maximale pour une vitesse d'impact de $0,2 m/s$ avec la tête non contrainte et avec l'inertie effective du moteur égale à dix fois celle de la membrure	43
3.20	Réduction relative de la force d'impact maximale pour une vitesse d'impact de $0,2 m/s$ avec la tête contrainte et avec l'inertie effective du moteur égale à dix fois celle de la membrure	44
3.21	Réduction relative de la force d'impact maximale pour une vitesse d'impact de $2 m/s$ avec la tête non contrainte et avec l'inertie effective du moteur égale à dix fois celle de la membrure	44
3.22	Réduction relative de la force d'impact maximale pour une vitesse d'impact de $2 m/s$ avec la tête contrainte et avec l'inertie effective du moteur égale à dix fois celle de la membrure	45
4.1	Exemple de polygones des forces atteignables	55
4.2	Manipulateur de l'exemple numérique dans la configuration de référence. . .	60
4.3	Espace des forces atteignables pour le manipulateur de l'exemple avec les couples limites initiaux.	62
4.4	Espace des forces atteignables pour le manipulateur de l'exemple avec les couples limites optimaux permettant d'obtenir $F_{min} = 10 N$	62
4.5	Espace des forces atteignables pour le manipulateur de l'exemple avec les couples limites optimaux permettant d'obtenir $F_{max} = 50 N$	64
4.6	Exemple de distribution de la force atteignable sur la surface d'un manipulateur obtenue par une méthode numérique utilisant un maillage discret	65
4.7	Courbes de force limite égale, emplacements potentiels et localisation réelle de F_{max} pour le parallélogramme de l'exemple	79
4.8	Limites analytiques de la zone $F(\kappa_1, \kappa_2) \geq F_{lim}$ pour le parallélogramme de l'exemple	80

4.9	Courbes de bras de levier nul avec les indices des limiteurs de couple associés pour le cylindre de l'exemple	80
4.10	Courbes de force limite égales, emplacements potentiels et localisation réelle de F_{max} pour le cylindre de l'exemple	81
4.11	Limites analytiques de la zone pour laquelle $F(\kappa, \varphi) \geq F_{lim}$ pour le cylindre de l'exemple	81
4.12	Distribution de la force atteignable calculée numériquement pour le cylindre de l'exemple en utilisant les couples limites calculés pour obtenir $F_{max} = 250 N$	82
5.1	Les indices μ et λ en fonction de l'orientation de la seconde colonne de la matrice jacobienne pour un manipulateur plan à deux degrés de liberté	93
5.2	Indices μ et λ selon Φ_2 et Φ_3 pour un manipulateur plan à trois degrés de liberté	94
5.3	Graphiques de contours et emplacements des valeurs optimales pour les indices μ et λ selon Φ_2 et Φ_3 pour un manipulateur plan à trois degrés de liberté	95
5.4	Relation entre μ^* et le plus grand angle γ entre deux colonnes consécutives de la matrice jacobienne	96
5.5	Relation entre λ et μ lors de l'optimisation de l'espace des forces atteignables en utilisant le gradient de λ pour un manipulateur spatial avec n limiteurs de couples	101
5.6	Espace des forces atteignables optimal selon μ obtenu numériquement pour $n = 6$	103
5.7	Espace des forces atteignables ayant la forme d'un prisme hexagonal régulier	103
5.8	Un manipulateur sériel plan à trois degrés de liberté	106
5.9	Évolution de la force atteignable isotrope F_{min} au point de référence de l'effecteur pour la méthode de la norme minimum et la méthode optimisant λ	107
5.10	Configuration et espace des forces atteignables après 75% de la trajectoire	108
5.11	Un robot plan à deux degrés de liberté possédant un limiteur de couple additionnel sur l'effecteur	109
6.1	Exemple d'un embrayage compact utilisant des fluides magnétorhéologiques	116
6.2	Structure de base d'un embrayage compact utilisant des fluides magnétorhéologiques	116
6.3	Couple transmis en fonction du courant pour un embrayage utilisant des fluides magnétorhéologiques	117
6.4	Limiteur de couple commercial utilisant un mécanisme de désengagement avec billes	118
6.5	Prototype d'un limiteur de couple utilisant des billes et une série de trous	119
6.6	Montage expérimental permettant d'étalonner le limiteur de couple à l'aide d'un dynamomètre	119

6.7	Calibration expérimentale du prototype de limiteur de couple basé sur un mécanisme de désengagement	120
6.8	Frein électromagnétique utilisant une pile de disques afin d'augmenter le ratio couple sur poids	121
6.9	Limiteur de couple multidisque de la compagnie Ortlinghaus	121
6.10	Schéma des disques utilisés pour la fabrication du limiteur de couple ajustable électroniquement	123
6.11	Schéma de la distribution des forces et des moments dans la pile de disques	124
6.12	Modèle CAO de la première itération du limiteur de couple ajustable électroniquement	125
6.13	Photo du prototype issu de la première itération du design du limiteur de couple ajustable électroniquement	126
6.14	Étalonnage du prototype de limiteur de couple issu de la deuxième itération	127
6.15	Modèle CAO de la troisième itération du limiteur de couple ajustable électroniquement	128
6.16	Prototype de limiteur de couple pour différents ajustements	129
6.17	Étalonnage des quatre prototypes de limiteur de couple	130
6.18	Comparaison entre les courbes de référence des quatre prototypes	131
6.19	Modèle CAO du manipulateur avant les modifications effectuées	133
6.20	Schéma du manipulateur avec les repères mobiles et les paramètres de design	134
6.21	Robot après modifications	136
6.22	Évolution de F_{min} avec et sans optimisation de λ pour la trajectoire simulée avec $F_{max} = 100 N$	139
6.23	Évolution de F_{min} avec et sans optimisation de λ pour la trajectoire simulée avec $F_{max} = 100 N$ et des couples gravitationnels dix fois plus importants que dans le cas précédent	140
6.24	Image tirée de la vidéo montrant le fonctionnement du système de sécurité mis en oeuvre	141
6.25	Force de contact en fonction du temps pour une collision lente entre le robot et un obstacle rigide	142
6.26	Force de contact en fonction du temps pour une collision rapide entre le robot et un obstacle rigide	143
6.27	Forces atteignables mesurées expérimentalement pour une configuration et des couples limites donnés	144
6.28	Couples limites et transversaux obtenus expérimentalement pour le premier limiteur régulé à $V_{ref} = 2, 4 V$ selon la configuration	145
7.1	Exemple d'un robot collaboratif suspendu sur des rails utilisé dans l'industrie automobile	150
7.2	Exemple de collision pour un limiteur de force cartésien à un degré de liberté	151
7.3	Force limite selon l'emplacement sur l'effecteur	152

7.4	Architecture proposée pour un limiteur de force cartésien à deux degrés de liberté	153
7.5	Espace des forces atteignables optimal pour un limiteur de force cartésien à 2 degrés de liberté	154
7.6	Architecture proposée pour un limiteur de force cartésien à trois degrés de liberté	155
7.7	Collision impliquant un robot suspendu muni d'un limiteur de force cartésien à trois degrés de liberté basé sur l'architecture delta	156
7.8	Polyèdre des forces atteignables optimal pour un limiteur de force cartésien à 3 DDL	157
7.9	Représentation symbolique d'une des pattes du mécanisme dans sa position de référence et dans le plan normal à l'axe de son limiteur de couple	158
7.10	Représentation symbolique de la contrainte du volume d'espace atteignable maximal	158
7.11	Représentation symbolique du triangle formé par la partie supérieure d'une patte dans sa position de référence	161
7.12	Limiteur de force cartésien basé sur l'architecture Delta optimisée pour différents ratios de patte β	162
7.13	Architecture tripteron à trois degrés de liberté entièrement découplée	163
7.14	Un design potentiel pour un limiteur de force linéaire basé sur des ressorts en compression pré-contraints	164
7.15	Architecture Tripteron modifiée pour pouvoir utiliser des limiteurs de couple	165
7.16	Système d'équilibrage proposé par Baradat et al. (2008)	166
7.17	Système d'équilibrage par contrepoids pour différentes distributions de la masse des composantes	167
7.18	Limiteur de force cartésien équilibré à l'aide d'un ressort	168
7.19	Mécanisme pour ajuster l'équilibrage par ressort en utilisant l'actionneur déjà présent sur le manipulateur	169
7.20	Modèle géométrique du prototype	171
7.21	Collision expérimentale entre le mécanisme de sécurité, installé sur une structure, et une pièce de métal déplacée par un actionneur linéaire	172
7.22	Force de contact en fonction du temps pour une collision quasi-statique survenant avec un angle de 0°	173
7.23	Polygone des forces atteignables obtenu expérimentalement	174
7.24	Force de contact maximale selon la vitesse de collision pour une orientation de 0°	175

Liste des tableaux

3.1	Paramètres obtenus du modèle de Park et Song (2009)	26
3.2	Paramètres obtenus pour la troisième articulation du robot PUMA-560	26
4.1	Résultats des calculs permettant de calculer F_{max} pour l'exemple présenté.	61
4.2	Résultats des calculs permettant de calculer les couples limites pour un F_{max} désiré.	63
5.1	Espaces des forces atteignables optimaux pour des manipulateurs plans.	98
5.2	Espaces des forces atteignables obtenus à la suite du processus d'optimisation pour des manipulateurs spatiaux.	102
6.1	Paramètres DH du manipulateur avant les modifications	134
6.2	Paramètres DH du manipulateur après les modifications	135

Liste des symboles

Ensembles

\mathbb{I}	Indices des couples limites atteints lorsque la force F_{max} est appliquée sur le point p d'une primitive	76
\mathbb{P}	Ensemble des points critiques où peuvent se situer le point d'application de la force atteignable maximale sur une primitive	76

Matrices

\mathbf{I}	Matrice identité	105
\mathbf{J}^\dagger	Matrice pseudoinverse de Moore-Penrose de la matrice jacobienne \mathbf{J}	104
\mathbf{J}	Matrice jacobienne du manipulateur	54
\mathbf{J}'	Matrice jacobienne partielle d'un mécanisme parallèle obtenue en dérivant les contraintes cinématiques par les variables de positionnement articulaires	159
\mathbf{K}	Matrice jacobienne d'un manipulateur parallèle	159
\mathbf{K}'	Matrice jacobienne partielle d'un mécanisme parallèle obtenue en dérivant les contraintes cinématiques par les variables de positionnement cartésiennes	159
\mathbf{S}	Matrice de sélection	57
\mathbf{T}	Matrice signature	57
\mathbf{U}	Matrice jacobienne normalisée afin que le vecteur formé par chaque colonne soit unitaire	88
\mathbf{U}_{ijk}	Matrice formée par la juxtaposition des colonnes i, j et k de \mathbf{U}	99

Scalars

α	Paramètre H-D représentant l'angle (par rapport à la normale commune aux deux axes) entre les deux axes z de deux repères mobiles consécutifs d'un manipulateur sériel	133
β	Ratio entre les longueurs des deux membrures pour le limiteur de force cartésien basé sur l'architecture Delta	156
γ	Plus grand angle entre les vecteurs formés par deux colonnes voisines (en terme d'orientation) de la matrice jacobienne	94
$\Delta\theta_m$	Différence entre la position articulaire désirée et la position réelle mesurée du côté de l'actionneur	25
Δx_s	Déflexion du revêtement compliant	28

$\Delta\theta$	Déflexion angulaire du mécanisme de sécurité	31
$\dot{\epsilon}$	Taux de déformation du matériau	28
ϵ	Précision désirée lorsque l'on impose $F_{max} = F_{lim}$	76
ζ	Facteur d'amortissement	30
ζ_0	Angle de la membrure inférieure par rapport à l'horizontale dans la configuration de référence pour le limiteur de force cartésien basé sur l'architecture Delta	157
η	Hauteur relative de la position de référence du mécanisme pour laquelle tous les limiteurs de couple sont fixes pour le limiteur de force cartésien basé sur l'architecture Delta	156
θ	Position angulaire de l'actionneur à la sortie du mécanisme de sécurité articulaire	25
θ_m	Position angulaire de l'actionneur à la sortie du réducteur de vitesse	25
θ_{stop}	Position articulaire où se termine la trajectoire simulée	26
κ	Variable définissant la position d'un point sur une primitive	65
λ	Indice de performance cinématique calculé comme étant le déterminant de la matrice jacobienne normalisée post-multipliée par sa transposée	89
λ_{2D}	Indice λ dans le cas d'un manipulateur plan	90
λ_{3D}	Indice λ dans le cas d'un manipulateur spatial	91
μ	Ratio entre le seuil minimal et le seuil maximal de la force atteignable	53
μ^*	Indice μ défini à partir de γ	94
μ_{2D}^*	Indice μ^* défini pour un manipulateur plan	94
ν	Coefficient de friction statique entre les disques du limiteur de couple développé	125
ξ	Constante de durcissement du matériel (modèle d'Ogden)	27
ρ	Positionnement linéaire d'un limiteur de couple additionnel sur le manipulateur	109
ϱ_i	Angle de la première membrure de la $i^{\text{ème}}$ patte selon l'axe z mesuré à partir de l'axe x pour le limiteur de force cartésien basé sur l'architecture Delta	154
σ	Contrainte du matériel (modèle d'Ogden)	27
ς	Constante multipliant le gradient de λ dans l'incrément des positions articulaires ou des directions des colonnes de la matrice jacobienne	100
$\tau_{mot,max}$	Couple maximal pouvant être fourni par l'actionneur	24
τ_{mot}	Couple fourni par l'actionneur	24
$\tau_{sm,max}$	Couple limite pouvant être transmis par le mécanisme de sécurité	30
τ_{sm}	Couple transmis par le mécanisme de sécurité	25
Υ	Module de cisaillement au repos (modèle d'Ogden)	27

ϕ_0	Angle de la membrure supérieure par rapport à l'horizontale dans la configuration de référence pour le limiteur de force cartésien basé sur l'architecture Delta	157
Φ_i	Angle définissant l'orientation du vecteur formé par la $i^{\text{ème}}$ colonne de la matrice jacobienne	89
φ	Variable de positionnement angulaire sur une primitive	70
χ	Ratio de compression du matériel (modèle d'Ogden)	27
ψ	Positionnement angulaire d'un limiteur de couple additionnel sur le manipulateur	109
Ψ_i	Angle définissant l'orientation du vecteur formé par la $i^{\text{ème}}$ colonne de la matrice jacobienne	99
ω	Décalage relatif entre les points d'attaches des pattes sur les plateformes supérieure et inférieure pour le limiteur de force cartésien basé sur l'architecture Delta	156
\hat{a}	Accélération de la tête mesurée en nombre de g	16
a	Paramètre H-D représentant la distance entre les axes z de deux repères mobiles consécutifs d'un manipulateur sériel	133
b	Paramètre H-D représentant le décalage (mesuré selon l'axe z du premier repère) de la normale commune aux axes z de deux repères mobiles consécutifs d'un manipulateur sériel	133
c_g	Constante d'amortissement du lien entre le corps collisionné et le repère fixe	25
c_i	Cosinus de l'angle (selon le contexte) portant l'indice i	89
c_n	Constante d'amortissement du cou modélisé	25
c_w	Constante d'amortissement du mur modélisé	25
$c_{sm,c}$	Constante d'amortissement pour la liaison compliant modélisée	30
$c_{sm,r}$	Constante d'amortissement pour la liaison rigide modélisée	30
d_i	Bras de levier de la force appliquée par rapport au $i^{\text{ème}}$ limiteur de couple .	66
F	Magnitude de la force atteignable pour une position donnée sur une primitive	66
F_c	Force de contact	25
F_i	Magnitude de la force appliquée pour laquelle le seuil du $i^{\text{ème}}$ limiteur de couple est atteint	66
f_d	Force appliquée sur la pile de disques du limiteur de couple développé . . .	123
F_{lim}	Limite de la force atteignable désirée	69
F_{max}	Seuil maximal de la force atteignable	53
F_{min}	Seuil minimal de la force atteignable (force atteignable isotrope)	53
g	Contrainte géométrique liée aux pattes du limiteur de force cartésien basé sur l'architecture Delta	159

HIC	Indice <i>Head Injury Criterion</i> basé sur l'accélération de la tête lors d'un impact	16
I	Inertie de la membrure	24
I_m	Inertie effective du rotor du moteur	24
k_c	Raideur de contact pour une membrure sans revêtement compliant	24
K_d	Gain différentiel du contrôleur PD de l'actionneur modélisé	25
k_g	Constante de raideur du lien entre le corps collisionné et le repère fixe	25
k_n	Constante de raideur du cou modélisé	25
K_p	Gain proportionnel du contrôleur PD de l'actionneur modélisé	25
k_w	Constante de raideur du mur modélisé	25
$k_{sm,c}$	Raideur de la liaison compliant modélisée	30
$k_{sm,r}$	Raideur de la liaison rigide modélisée	30
L	Longueur caractéristique d'une primitive ou d'une membrure	24
m	Masse d'une composante d'un manipulateur suspendu	166
m_h	Masse effective d'une tête	25
N	Nombre de disques dans la pile du limiteur de couple développé	123
n	Nombre de limiteurs de couple	55
O_a	Centre géométrique de la plateforme supérieure pour le limiteur de force cartésien basé sur l'architecture Delta	154
O_b	Centre géométrique de la plateforme inférieure pour le limiteur de force cartésien basé sur l'architecture Delta	154
R	Rayon de la primitive cylindrique	70
r	Décalage entre les points d'attache de la patte sur les plate-formes supérieure et inférieure pour l'architecture Delta	159
r_a	Distance entre les axes des limiteurs de couple et le centre géométrique O_a de la plateforme supérieure pour le limiteur de force cartésien basé sur l'architecture Delta	154
r_b	Distance entre les points d'attache des parallélogrammes et le centre géométrique O_b de la plateforme inférieure pour le limiteur de force cartésien basé sur l'architecture Delta	154
R_i	Rayon interne du disque connecté au rotor du limiteur de couple	123
r_i	Rayon interne du disque connecté au stator du limiteur de couple	123
R_o	Rayon interne du disque connecté au stator du limiteur de couple	123
r_o	Rayon externe du disque connecté au stator du limiteur de couple	123
s_i	Sinus de l'angle (selon le contexte) portant l'indice i	89
t_φ	Tangente de la moitié de l'angle φ	73
v	Vitesse de collision	25
x	Position de la tête	25

Vecteurs

$\dot{\theta}$	Vecteur de vitesses articulaires	54
τ_g	Vecteur des couples articulaires créés par le poids des membrures	54
τ_{max}	Vecteur des couples limites	54
e_i	Vecteur unitaire pointant dans la direction de l'axe du $i^{\text{ème}}$ actionneur	65
f	Vecteur de force	54
j_i	Vecteur formé par la $i^{\text{ème}}$ colonne de la matrice jacobienne	56
k_i	Vecteur formé par la $i^{\text{ème}}$ colonne de la matrice \mathbf{K}'	160
n	Vecteur normal à la surface	65
p	Position d'un point sur la primitive	65
p_0	Vecteur définissant la position de référence d'une primitive	65
δp	Vecteur de déplacements cartésiens	104
\dot{p}	Vecteur des vitesses cartésiennes	54
r_i	Vecteur pointant d'un point sur l'axe du $i^{\text{ème}}$ actionneur jusqu'au point de référence sur l'effecteur	65
u_c	Vecteur unitaire pointant dans la direction l'axe de la primitive cylindrique en partant de la base vers l'autre extrémité	70
u_f	Vecteur unitaire représentant la direction de la force appliquée au point de référence sur l'effecteur	88
u_i	Vecteur unitaire pointant dans la direction du vecteur formé par la $i^{\text{ème}}$ colonne de la matrice jacobienne	89
w	Vecteur unitaire faisant partie d'une base qui définit le repère de référence d'une primitive	65

Liste des extensions multimédias

Vidéo de collisions produites entre un robot sériel et un verre de styromousse en utilisant différents types de liaison en série avec le dernier actionneur (Lien vers le fichier)	15
Vidéo montrant le fonctionnement des prototypes de limiteurs de couple ajustables installés en série avec les actionneurs d'un robot à quatre degrés de liberté (Lien vers le fichier)	141
Animation du limiteur de force cartésien à trois degrés de liberté basé sur l'architecture delta (Lien vers le fichier)	156
Vidéo montrant les expérimentations effectuées avec le prototype de limiteur de force cartésien à deux degrés de liberté (Lien vers le fichier)	172

Chapitre 1

Introduction

Depuis l'introduction du premier robot manipulateur Unimate sur les lignes d'assemblage de General Motors en 1961, bien des développements sont venus conférer à ces machines les qualités nécessaires à la réalisation de leurs tâches : précision, rapidité, rigidité. Travailleur infatigable, obstinément acharné à positionner et orienter un outil, le manipulateur industriel n'a rien à voir avec le robot qui évolua au fil du temps dans l'univers parallèle de la science-fiction. Ce dernier, véritable compagnon et serviteur de l'Homme, en viendrait un jour, prédisait-on, à contester la domination de son maître.

Lourdement handicapés d'une intelligence réelle dont l'alternative artificielle n'est qu'une collection de procédures mises en oeuvre avec plus ou moins de succès par de très humains programmeurs, les robots actuels ne peuvent accomplir que de simples tâches. Néanmoins, les roboticiens s'affairent à doter leurs créations de nouvelles capacités. Vision, préhension, locomotion, capacité d'orientation, *etc.* : les défis sont nombreux afin d'en arriver à des robots polyvalents, capables de réaliser des tâches complexes. La robotique en est à la croisée des chemins et les signes se multiplient quant à l'apparition à court terme d'une pléthore de nouveaux robots dont les aptitudes permettront d'innovantes applications.

1.1 Interaction physique humain-robot

L'une des avenues de la robotique les plus prometteuses à court terme est l'interaction physique humain-robot. Celle-ci consiste en la réalisation de tâches qui impliquent la collaboration via le toucher d'un humain et d'un robot. L'enseignement par contact direct ou encore la manutention ergonomique de lourds objets sont des exemples d'interaction physique

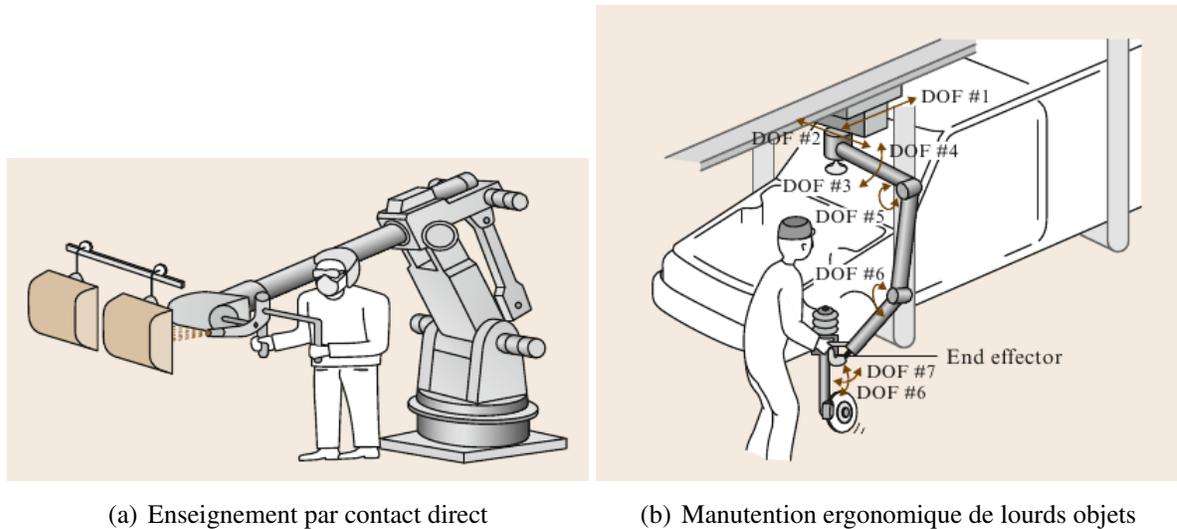


FIG. 1.1 – Exemples d’interaction physique humain-robot dans le domaine manufacturier (images tirées du *Handbook of robotics* (Bicchi et al., 2008)).

humain-robot qui pourraient avoir d’importantes retombées dans l’industrie manufacturière. Celles-ci sont représentées visuellement à la figure 1.1.

Afin que l’interaction physique humain-robot devienne réalité, de nombreux développements sont requis : détection des intentions de l’humain, comportement intuitif du robot, perception d’un environnement non contrôlé, *etc.* Plus important encore, toute interaction physique entre un humain et un robot doit se dérouler de façon sécuritaire. En effet, il serait inacceptable d’exiger d’une personne qu’elle utilise une machine qui pourrait la blesser. À cet égard, il est intéressant de constater que les robots actuels, dont les tâches n’impliquent pas la présence d’humains dans leur espace de travail, sont tout de même la source d’accidents graves. En effet, selon Malm et al. (2010), 25 accidents sévères impliquant des robots se sont produits en Finlande durant la période 1989-2006. Trois de ces accidents furent mortels. Selon les auteurs, la majorité des accidents furent le résultat d’une séquence d’événements difficile à prévoir. L’interaction physique humain-robot soulève donc d’importants enjeux quant à la sécurité de par l’augmentation importante des situations à risque qu’elle génère.

1.2 Objectifs et structure de la thèse

La création de robots suffisamment sécuritaires pour l’interaction physique humain-robot constitue donc l’objectif principal de cette thèse. Simultanément, l’objectif secondaire qu’est la préservation des performances du manipulateur est poursuivi. En effet, il est préférable que

les gains de sécurité ne se fassent pas au détriment d'une réduction de la vitesse atteignable ou encore une diminution de la capacité du manipulateur de soulever des charges.

Le chapitre 2 effectue une revue de la littérature des différentes approches permettant d'améliorer la sécurité des manipulateurs et des indices de dangerosité. La méthodologie utilisée tout au long des chapitres suivants est ainsi déterminée en fonction des objectifs décrits plus haut. L'utilisation de limiteurs de couple en série avec chaque actionneur est identifiée comme une approche prometteuse puisqu'elle diminue l'inertie effective lors d'une collision sans affecter les performances du manipulateur en situation normale. De plus, la force de contact maximale survenant lors d'une collision est choisie comme indice de dangerosité par sa validité dans le domaine de la robotique ainsi que par sa simplicité d'utilisation lors de simulations.

Le chapitre 3 débute par une revue des différents modèles de collision présents dans la littérature. Ensuite, un nouveau modèle est créé à partir d'un modèle existant en le modifiant pour simuler l'effet d'un mécanisme de sécurité articulaire seul ou combiné avec d'autres approches (revêtement compliant ou détection de collision). Il est montré que, selon les paramètres utilisés, l'effet d'un limiteur de couple sur la sécurité d'un robot est similaire à celui d'une liaison compliant. Cela justifie l'approche utilisée dans la thèse, d'autant plus que le limiteur de couple ne diminue pas les performances en situation normale comme c'est le cas avec la liaison compliant.

Le chapitre 4 étudie l'utilisation de limiteurs de couple avec seuils ajustables électroniquement. Un indice de performance est développé afin d'évaluer la qualité de la configuration du manipulateur et des réglages de couples limites. Celui-ci est calculé comme le ratio entre le seuil de force atteignable isotrope (associé aux performances du manipulateur) et le seuil de force maximal (associé à la sécurité du manipulateur), calculés pour un point de référence à l'effecteur en conditions statiques. Une méthode est développée permettant d'optimiser l'indice tout en fixant le seuil isotrope ou maximal à un niveau prédéterminé. Une seconde méthode est développée pour laquelle le seuil de force maximal est calculé pour l'ensemble de la surface extérieure du manipulateur.

Le chapitre 5 présente un indice permettant d'évaluer la qualité de l'architecture et de la pose d'un manipulateur muni de limiteurs de couple ajustés selon la première méthode du chapitre 4. Cet indice partage plusieurs similarités avec l'indice proposé au chapitre précédent. Cependant, puisque sa dérivée est continue, il peut être utilisé dans une procédure d'optimisation basée sur le gradient. Il est donc possible d'optimiser la pose ou l'architecture en se basant sur cet indice, tout en optimisant le ratio entre les seuils de force minimum et maximum. Des exemples d'applications sont présentés.

Le chapitre 6 présente le développement d'un limiteur de couple ajustable et la fabrication de quatre prototypes. Ceux-ci sont ensuite calibrés et installés sur un manipulateur sériel à quatre degrés de liberté. Les méthodes développées dans les chapitres 4 et 5 sont programmées pour ce manipulateur. Plusieurs expérimentations sont effectuées afin de valider l'approche proposée dans la thèse. Les résultats montrent un comportement conforme aux attentes malgré le manque de précision du couple limite résultant du design proposé.

Le chapitre 7 propose d'utiliser les limiteurs de couple selon une topologie différente de celle des chapitres précédents. Ceux-ci remplacent les actionneurs dans des architectures de mécanismes parallèles. Ainsi, ces derniers demeurent rigides jusqu'à ce qu'une force supérieure au seuil ne soit appliquée. Ce type de mécanisme, appelé limiteur de force cartésien, peut être installé entre la base d'un robot suspendu et son effecteur. L'inertie effective lors d'une collision est donc limitée à celle de l'effecteur. De plus, il est possible d'optimiser l'architecture du mécanisme selon l'indice de performance du chapitre 4. Plusieurs architectures sont proposées et le concept est validé expérimentalement.

Finalement, dans le chapitre 8, une brève synthèse des contributions et une description des travaux futurs pouvant être menés sont effectuées.

1.3 Notes sur les symboles utilisés dans la thèse

Les principaux symboles utilisés dans la thèse sont définis à la page xix. Cependant, au bénéfice du lecteur, il est approprié d'indiquer les conventions utilisées quant aux types de symboles mathématiques :

- les caractères latins minuscules (a), latins majuscules (A) ou grecs (α) utilisant une police de caractère sans attribut particulier réfèrent à des scalaires ;
- les caractères latins minuscules (\mathbf{a}) ou grecs ($\boldsymbol{\alpha}$) en gras réfèrent à des vecteurs ;
- les caractères latins majuscules (\mathbf{A}) en gras réfèrent à des matrices ;
- les caractères utilisant une police calographique (\mathcal{A}) représentent des scalaires utilisés pour un changement de variable dont la valeur ne possède pas nécessairement de sens physique (ceux-ci ne sont pas présents dans la liste des symboles) ;
- les caractères latins utilisant une police à double-barre (\mathbb{I} , \mathbb{P}) représentent des ensembles ;
- les caractères i , j , k et l sont utilisés comme indices faisant partie des entiers naturels (\mathbb{N}) et permettent de distinguer les objets mathématiques auxquels ils sont apposés en suffixes.

Chapitre 2

Méthodologie

Ce chapitre présente la méthodologie qui est utilisée tout au long de la thèse. Le moyen utilisé afin de rendre les robots sécuritaires est d'abord identifié. Il s'agit de mécanismes limiteurs de couple qui, lorsque placés en série avec chaque actionneur, permettent de découpler l'inertie du moteur de celle de la membrure lors de collisions. Ce découplage réduit l'inertie effective du robot et donc la sévérité des collisions. Ensuite, le critère permettant d'évaluer la dangerosité d'un manipulateur est sélectionné. Il s'agit de la force maximale de contact survenant lors d'une collision. Ce critère possède l'avantage d'être valide (pour certains types de blessures) et d'être simple à utiliser lors de simulations.

2.1 Introduction

L'objectif principal de cette thèse consiste en l'amélioration de la sécurité des robots devant interagir avec des humains. Afin de réaliser cet objectif, il convient d'identifier le moyen qui sera utilisé pour y arriver ainsi qu'un critère permettant d'évaluer la dangerosité des manipulateurs. Il sera alors possible d'optimiser le mécanisme de sécurité retenu afin de maximiser les gains en termes de sécurité.

2.2 Approches permettant d'améliorer la sécurité

Il existe différentes approches permettant d'améliorer la sécurité d'un manipulateur interagissant physiquement avec une personne. Celles-ci peuvent être regroupées dans trois catégories, soit l'évitement de collisions, la détection de collision et la conception de robots intrinsèquement sécuritaires. Bien entendu, il est préférable de miser sur les trois stratégies simultanément. En effet, l'évitement de collision par vision et par intelligence artificielle permet au manipulateur d'avoir un comportement prévisible favorable à l'interaction humain-robot. Si une situation imprévue ou une erreur d'interprétation de la part du robot survient, une réaction rapide permet généralement de limiter les dégâts et de rendre le contact tolérable pour la personne interagissant avec le robot. Cependant, si le contact est détecté trop tard ou si un problème survient avec le capteur de collision ou le contrôleur, il faut s'assurer qu'aucune blessure grave ne puisse être causée par le robot. Pour ce faire, le robot doit être conçu de telle sorte qu'il soit intrinsèquement sécuritaire, c'est-à-dire physiquement incapable d'être dangereux. Cette section effectue une courte revue des différentes approches présentes dans chacune des catégories.

2.2.1 Évitement de collision

[Kulić et Croft \(2007\)](#) ont proposé dans les dernières années une stratégie unifiée permettant à un manipulateur d'adapter son comportement à la présence d'humains dans son entourage. Cette stratégie se base sur l'inertie effective du manipulateur (dépendant de la pose), sur la distance entre celui-ci et l'humain le plus près ainsi que sur leur vitesse relative. [Giuliani et al. \(2010\)](#) ont proposé une approche similaire où des capteurs permettent d'interpréter la scène et de modifier le comportement du manipulateur afin d'accroître la sécurité. [Ebert et al. \(2005\)](#) ont quant à eux proposé d'utiliser un système de vision à haute vitesse pour déclencher un arrêt d'urgence du manipulateur lorsqu'un contact semble imminent. La figure 2.1 montre le calcul des forces virtuelles de répulsion utilisées dans une stratégie d'évitement de collision. Sur la figure, il est possible de voir un modèle géométrique des membrures du robot, un objet dont la présence est connue ou estimée et un ensemble de vecteurs de forces virtuelles calculées par le contrôleur afin de maintenir le robot à une distance sécuritaire de l'objet.

Dans tous ces cas, la sécurité est augmentée en évitant autant que possible les collisions. Cependant, cette approche possède deux limitations. La première est que la détection de collision se base sur l'interprétation de données provenant de capteurs (par exemple des caméras) qui peuvent faire défaut. La deuxième est que le contrôleur doit pouvoir distinguer les

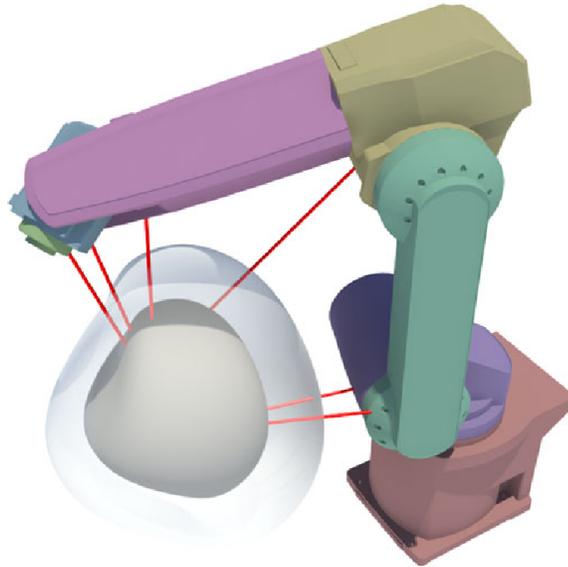


FIG. 2.1 – Calcul des forces virtuelles de répulsion pour une stratégie d'évitement de collision (image tirée de (Giuliani et al., 2010)).

contacts volontaires et involontaires entre l'humain et le robot. À moins que l'interaction ne se déroule selon un protocole bien défini dans un environnement contrôlé, cela implique que le contrôleur possède une certaine intelligence artificielle capable de prévoir quels contacts sont nécessaires à la réalisation de la tâche et lesquels doivent être évités. Or, une telle capacité de jugement ne peut être considérée fiable et donc d'autres approches doivent être mises en oeuvre en plus de l'évitement de collision.

2.2.2 Détection de collision

La différence entre l'évitement et la détection de collision est que cette dernière effectue une détection tardive en utilisant des capteurs plus fiables. En effet, il est difficile d'interpréter les données provenant d'une caméra afin de prévoir un futur contact mais la pression détectée par un capteur tactile est sans équivoque. Cependant, une bonne dynamique est requise de la part d'un manipulateur afin qu'il puisse réagir suffisamment rapidement pour réduire la sévérité de la collision.

Deux méthodes sont principalement utilisées afin de détecter les collisions. La première consiste en l'utilisation d'une peau robotique (capteur tactile) recouvrant la surface externe du manipulateur (Duchaine et al., 2009) tandis que la seconde repose sur la lecture des couples articulaires (De Luca et al., 2006). La seconde méthode nécessite un modèle précis du manipulateur afin de déterminer si les couples articulaires diffèrent des prédictions provenant du

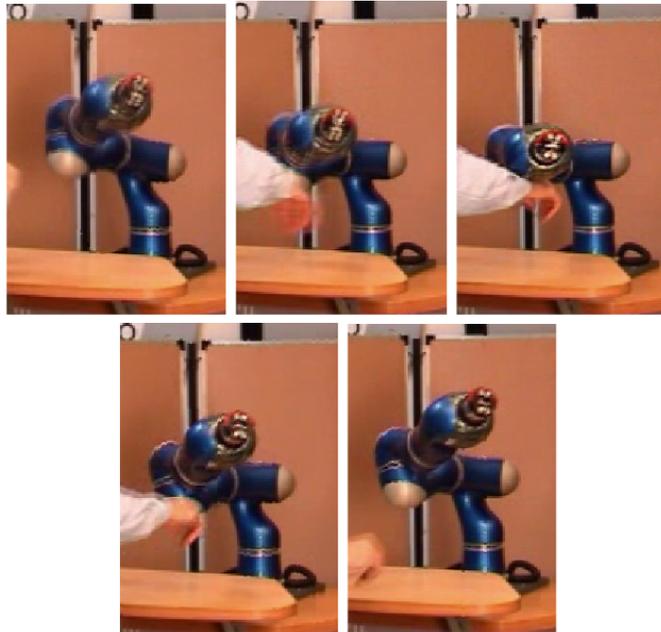


FIG. 2.2 – Stratégie de détection de collision et réaction rapide afin de diminuer la sévérité de la collision (image tirée de (De Luca et al., 2006)).

modèle. De plus, elle nécessite soit un capteur de couple situé à la sortie de la transmission, soit une transmission avec peu de friction permettant le rétro-actionnement (*backdrivable*). La figure 2.2 montre une stratégie de détection de collision basée sur la lecture des couples articulaires pour un manipulateur ayant une bonne dynamique. Sur la figure, on peut voir une séquence d'images montrant un robot qui entre en collision avec un bras humain et qui réagit en s'éloignant rapidement lorsque le contact est détecté.

La détection de collision couplée à une réaction rapide possède les mêmes lacunes que l'évitement de collision, soit une dépendance envers des capteurs pouvant faire défaut et la nécessité de départager les contacts imprévus des contacts normaux. En somme, rendre un robot massif et rigide sécuritaire par la seule utilisation de capteurs est une approche périlleuse qui ne peut garantir la sécurité.

2.2.3 Conception de robots intrinsèquement sécuritaires

Bien que l'évitement et la détection de collisions soient essentiels afin d'assurer la confiance de l'utilisateur interagissant avec le robot, elles ne peuvent à elles seules garantir l'absence de blessure grave résultant d'un impact imprévu. La conception de robots intrinsèquement sécuritaires est donc une démarche nécessaire afin de permettre l'interaction physique humain-

robot. Cette section effectue une revue des différentes approches pouvant être envisagées à cette fin.

Amélioration de la conception mécanique

Plusieurs améliorations *conventionnelles* peuvent être apportées au design d'un robot afin de le rendre plus sécuritaire. L'une d'entre-elle, très efficace, consiste à réduire sa masse ([Albu-Schäffer et al., 2007](#)). En effet, comme il fut montré expérimentalement par [Haddadin et al. \(2008a\)](#), la masse d'un manipulateur est un paramètre critique quant à sa dangerosité, particulièrement lorsque l'on considère les collisions pour lesquelles la personne impliquée est coincée entre le robot et un objet rigidement fixé au sol. De plus, une masse élevée des membrures nécessitera des moteurs plus puissants, qui ajouteront à leur tour de la masse au robot. Il convient donc d'optimiser le poids des membrures, notamment par l'utilisation de matériaux composites.

Aussi, la rigidité d'un manipulateur interagissant physiquement avec une personne n'a pas à être aussi élevée que pour un manipulateur industriel standard. En effet, puisqu'une personne guide le robot, celui-ci n'a pas besoin de se fier uniquement à ses capteurs proprioceptifs (encodeurs, potentiomètres, *etc.*) afin d'obtenir un positionnement précis de son effecteur. En relâchant les contraintes de rigidité, il est possible de diminuer la masse du manipulateur, mais également la proportion de celle-ci qui est effective dans la collision. En effet, une membrure flexible produira un pic de force étiré dans le temps dont l'amplitude sera réduite.

Il est également essentiel que les membrures du manipulateur ne possèdent pas d'arête vive. Comme montré par [Park et al. \(2011\)](#), le rayon de courbure de la surface externe du manipulateur influence grandement la sévérité des collisions quant aux blessures de type lacération ou contusion.

Finalement, un soin doit être porté au choix de l'architecture du robot. En optimisant la géométrie selon des critères de sécurité, il est possible de diminuer les risques sans nécessairement affecter les performances.

Revêtement compliant

Une méthode qui a fait ses preuves quant à la diminution de la sévérité des impacts est l'ajout d'un revêtement compliant sur la membrure externe du manipulateur ([Duchaine et al.,](#)

2009, Lacasse et al., 2010, Yamada et al., 1997, Park et al., 2011). En étirant la durée de l'impact, un tel revêtement permet de réduire l'amplitude du pic de force transmis à la personne lors de la collision. Tel qu'expliqué dans Duchaine et al. (2009), en plus d'absorber mécaniquement l'impact, il est possible d'utiliser un matériau intelligent (par exemple du silicone rempli de noir de carbone) qui servira de capteur tactile pour la mise en oeuvre d'un système de détection de collision. Bien qu'améliorant la sécurité du manipulateur, l'ajout d'un revêtement compliant augmente également sa masse, ce qui est contre productif par rapport à l'objectif principal. Il est donc essentiel d'optimiser le matériel et son épaisseur (Yamada et al., 1997, Park et al., 2011).

Compensation de la gravité

La compensation de la gravité (Lauzier et al., 2009a, Baradat et al., 2008, Vermeulen et Wisse, 2010, Laliberté et al., 2010) consiste en l'ajout d'éléments mécaniques (ressorts, contrepoids) qui fournissent des efforts compensant les couples articulaires causés par le poids des membrures et ce, pour toute configuration du robot. Bien qu'étant plus simple à mettre en oeuvre, l'ajout de contrepoids possède l'inconvénient d'ajouter de l'inertie au système. Il est cependant possible de confiner cette inertie additionnelle aux articulations équilibrées en déportant les contrepoids à la base du manipulateur (Lauzier et al., 2009a, Laliberté et al., 2010). La figure 2.3 présente un manipulateur pour lequel la gravité est compensée par des ressorts.

Mécanismes de sécurité articulaires

Les manipulateurs industriels standards utilisent des transmissions rigides afin que les positions des membrures soient calculables à partir des mesures de position des moteurs fournies par les encodeurs. Ce faisant, l'inertie du moteur se trouve couplée à celle de la membrure. Or, bien que l'inertie du moteur soit faible par rapport à celle de la membrure, son effet est multiplié par le carré du rapport de réduction de la transmission (Angeles, 2007). Dans le cas où les rapports de réduction sont élevés, il est possible que l'inertie du moteur soit dominante par rapport à celle de la membrure, ce qui est le cas pour plusieurs manipulateurs industriels comme le PUMA-560 (Armstrong et al., 1986). Cela signifie que lors d'une collision impliquant un tel robot, la dangerosité provient davantage de l'inertie des actionneurs que de celle des membrures. Un mécanisme de sécurité articulaire, qui a pour effet de découpler l'inertie du moteur de celle de la membrure lors de l'impact, permet donc de réduire significativement la sévérité des collisions. Plusieurs types de mécanismes de sécurité articulaires sont présents dans la littérature.

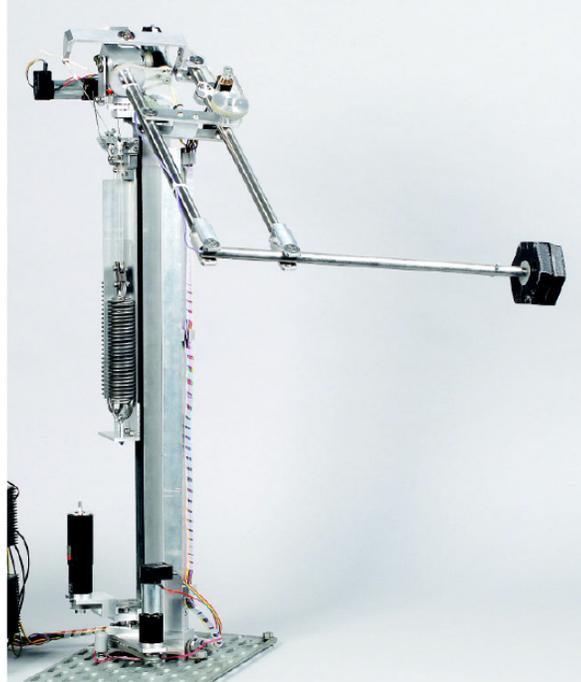


FIG. 2.3 – Manipulateur pour lequel la gravité est compensée par des ressorts (image tirée de (Vermeulen et Wisse, 2010)).

Liaison compliant : l'utilisation d'une liaison compliant en série avec chaque actionneur d'un manipulateur fut initialement proposée par Pratt et Williamson (1995). D'une très grande simplicité, celle-ci réduit la bande passante des actionneurs en coupant les couples à haute fréquence, comme ceux produits lors d'une collision. Le robot est ainsi plus sécuritaire. Cependant, la réduction de la bande passante diminue la contrôlabilité du manipulateur et affecte donc ses performances. Le choix de la rigidité articulaire constitue donc un compromis entre la sécurité et les performances du manipulateur.

Liaison à compliance ajustable : afin de diminuer le compromis à effectuer entre la sécurité et les performances du manipulateur, plusieurs chercheurs ont proposé d'utiliser des liaisons à compliance ajustable (Bicchi et Tonietti, 2004, Wolf et Hirzinger, 2008, Wolf et al., 2011, Boccadamo et al., 2006, Choi et al., 2008, Eiberger et al., 2010, Jafari et al., 2011). Ainsi, il est possible de contrôler les liaisons pour qu'elles soient compliantes à haute vitesse et rigides à basse vitesse. Cet ajustement rend le manipulateur sécuritaire tout en minimisant le compromis effectué quant aux performances. En effet, vitesse et précision sont rarement requises simultanément. Le désavantage des liaisons à compliance ajustable est qu'un second actionneur est requis, ajoutant de la masse et de la complexité au manipulateur. La figure 2.4 illustre un module d'actionnement utilisant une liaison à compliance ajustable. Sur la figure, il est possible de voir un module d'actionnement comprenant un actionneur standard,

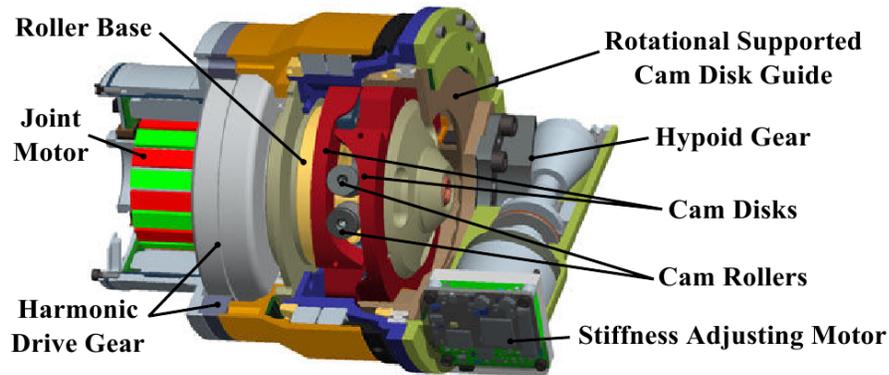


FIG. 2.4 – Module d’actionnement utilisant une liaison à compliance ajustable (image tirée de (Wolf et al., 2011)).

un mécanisme à compliance non-linéaire utilisant des cames ainsi qu’un second actionneur permettant d’ajuster la compliance.

Actionnement distribué macro-mini : une autre technique permettant de découpler l’inertie de l’actionneur tout en minimisant le compromis effectué quant aux performances est l’actionnement distribué macro-mini (Zinn et al., 2004a, Sardellitti et al., 2007). Celle-ci consiste en l’utilisation d’un actionneur standard (*macro*) connecté à la membrure via une liaison compliant ainsi que d’un petit actionneur (*mini*) connecté directement à la membrure. Dû à la liaison compliant, l’inertie de l’actionneur *macro* est découplée durant la collision tandis que l’inertie de l’actionneur *mini* est faible. Le petit actionneur permet de contrôler la membrure sans limitation de bande passante, ce qui, jumelé aux larges couples à basse fréquence de l’actionneur *macro*, permet de préserver les performances du point de vue de la commande. Cette technique profite du fait que les couples à hautes fréquences ne servent qu’à rejeter les perturbations et donc leur amplitude requise est faible. Cependant, elle possède le même désavantage que la liaison à compliance ajustable, c’est-à-dire que deux actionneurs sont requis pour chaque degré de liberté. La figure 2.5 présente l’approche d’actionnement distribué macro-mini.

Limiteurs de couple : l’utilisation de mécanismes limiteurs de couple (Park et al., 2008a;b; 2009) permet quant à elle de découpler l’inertie de l’actionneur de celle de la membrure, mais uniquement lorsque le seuil de couple est dépassé. En effet, un limiteur de couple se comporte comme une liaison rigide et donc la commande (et les performances) du manipulateur demeurent inchangées en situation normale. Cependant, si une collision survient pour laquelle le couple transmis par la liaison excède le seuil de couple, un glissement est produit au mécanisme et donc l’inertie de l’actionneur est automatiquement déconnectée de la

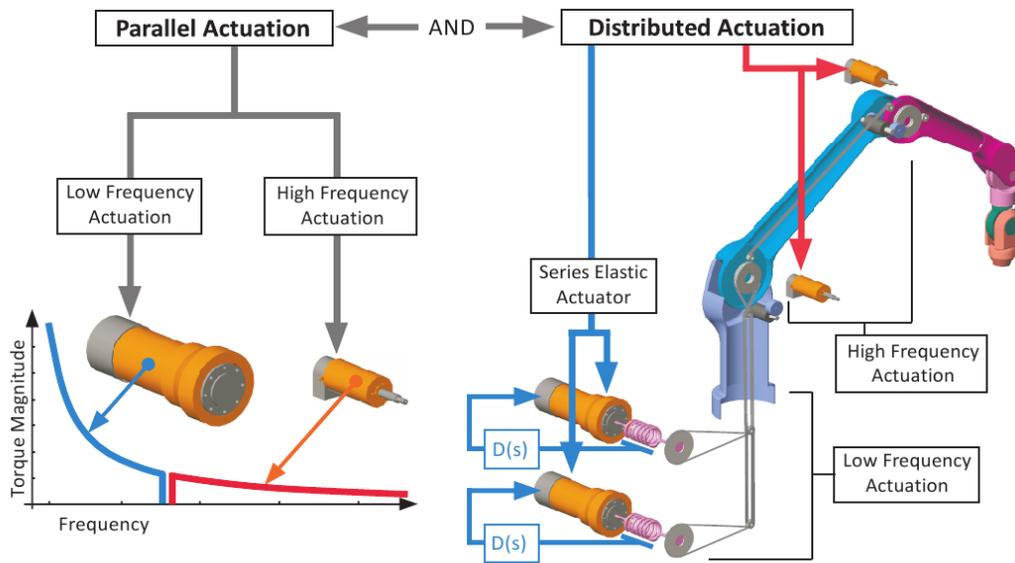


FIG. 2.5 – Actionnement distribué macro-mini (image tirée de (Zinn et al., 2004b)).

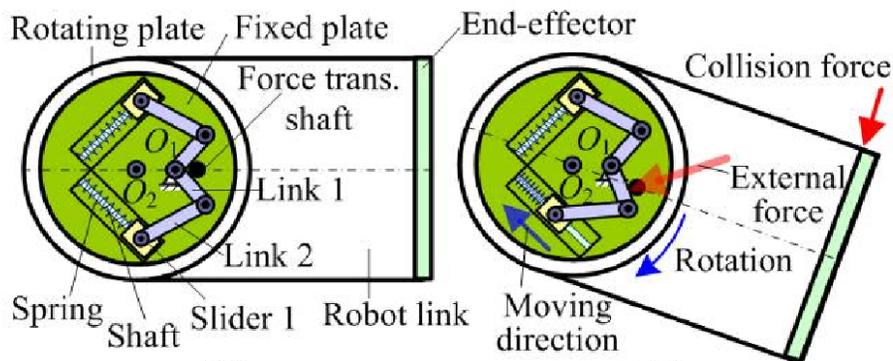


FIG. 2.6 – Mécanisme limiteur de couple (image tirée de (Park et al., 2008a)).

membre, réduisant la sévérité de l'impact. La sécurité est donc améliorée sans qu'aucun compromis ne soit effectué quant aux performances en situation normale. La figure 2.6 présente un exemple de mécanisme limiteur de couple. Celui-ci est basé sur deux mécanismes à quatre barres transmettant le couple via un ressort en compression. La géométrie des mécanismes est conçue de sorte que le couple transmis plafonne à une valeur prédéterminée même si la force transmises par le ressort augmente.

2.2.4 Sélection de l'approche permettant d'améliorer la sécurité

Comme expliqué précédemment, l'évitement et la détection de collision sont essentiels si l'on désire qu'une personne puisse interagir en confiance avec un robot. En effet, les collisions ne doivent pas être fréquentes, même si celles-ci sont sécuritaires. Cependant, ces stratégies ne permettent pas de garantir la sécurité d'une personne interagissant physiquement avec le robot. Il est donc nécessaire de concevoir des manipulateurs qui soient intrinsèquement sécuritaires pour que ceux-ci puissent coexister avec des personnes.

Parmi les différentes approches permettant de concevoir un robot intrinsèquement sécuritaire, les mécanismes de sécurité sont sans contredit les plus complexes à mettre en oeuvre. Cependant, ceux-ci s'avèrent essentiels dans le cas de manipulateurs qui demeurent dangereux malgré l'application des autres approches. Un type de mécanisme de sécurité prometteur est le limiteur de couple puisqu'il permet d'augmenter le niveau de sécurité sans affecter les performances (tant qu'aucun couple limite n'est atteint). Afin d'illustrer les gains de sécurité obtenus (et le maintien des performances) par l'utilisation d'un limiteur de couple, une démonstration fut effectuée dans laquelle des collisions sont produites entre un robot sériel et un verre de styromousse pour différents types de liaison articulaire, comme nous pouvons le constater à la figure 2.7 et dans une [vidéo accompagnant cette thèse](#). Cependant, bien que des mécanismes limiteurs de couple aient déjà été développés et mis en oeuvre sur des robots (Park et al., 2008a;b; 2009), plusieurs questions demeurent ouvertes quant à leur utilisation :

- Comment se comparent les gains de sécurité des limiteurs de couple par rapport aux liaisons compliantes ?
- Y a-t-il un avantage à utiliser des limiteurs de couple avec seuil ajustable et si oui, comment ajuster ceux-ci ?
- Est-il possible d'optimiser la cinématique (architecture, trajectoire) d'un manipulateur muni de limiteurs de couple ?
- Quelle technologie utiliser dans la conception de ces limiteurs de couple ?
- Existe-t-il un arrangement différent de celui consistant à placer un limiteur de couple en série avec chaque actionneur ?

Ces questions constituent l'objet de cette thèse. Au fil des chapitres, des modèles, des analyses mathématiques, de nouveaux concepts, des prototypes et des expérimentations sont présentés dans le but de répondre à ces interrogations et, de façon générale, améliorer les connaissances quant à l'utilisation des limiteurs de couple pour augmenter la sécurité des manipulateurs collaboratifs tout en minimisant le compromis effectué quant aux performances du manipulateur.



FIG. 2.7 – Capture d’écran d’une démonstration illustrant le niveau de performance et de sécurité pour différents types de liaison articulaire. Une [vidéo de cette démonstration accompagne cette thèse](#).

2.3 Mesure de la dangerosité d’un manipulateur

Afin d’évaluer la performance des mécanismes de sécurité, on doit pouvoir mesurer le niveau de sécurité du manipulateur. Un indice de dangerosité est donc de mise. Celui-ci doit être valide lorsque appliqué à des robots collaboratifs. De plus, dans le cadre des travaux présentés dans cette thèse, une préférence est accordée aux indices les plus simples qui font intervenir le moins de paramètres physiques possible. En effet, l’objectif est d’évaluer l’efficacité des mécanismes de sécurité développés et non la dangerosité précise d’un robot spécifique dans des conditions données. Cette section présente les différents indices utilisés à ce jour dans le domaine de la robotique et en fait leur critique quant aux objectifs poursuivis dans cette thèse.

2.3.1 HIC

L’indice HIC (*Head Injury Criterion*) (Gao et Wampler, 2009, Bicchi et Toniatti, 2004, Boccadamo et al., 2006, Choi et al., 2008, Haddadin et al., 2008b; 2009a;c) est une mesure qui fut très populaire au moment où l’interaction physique humain-robot est devenue un sujet important dans la littérature. Celui-ci provient du domaine automobile et est calculé à partir

de l'accélération que subit la tête d'une personne lors d'une collision, selon l'équation

$$\text{HIC}(\Delta t_{\max}) = \max_{t_1, t_2} \left[\left(\frac{1}{t_2 - t_1} \int_{t_1}^{t_2} \hat{a} dt \right)^{2,5} (t_2 - t_1) \right], \text{ s.c. } t_2 - t_1 \leq \Delta t_{\max}. \quad (2.1)$$

Dans l'équation précédente, \hat{a} est l'accélération de la tête mesurée en nombre de g et Δt_{\max} est un paramètre normalement ajusté à 15 ms ou 36 ms selon les auteurs. Les variables t_1 et t_2 représentent des instants donnés lors de la collision et leur différence (Δt_{\max}) est limitée afin d'obtenir une corrélation significative entre l'indice HIC et les blessures causées. Il est possible d'associer la valeur obtenue à une échelle (*abbreviated injury scale*, AIS) mesurant la sévérité des blessures pouvant être occasionnées par une telle collision.

En l'associant à un système masse-ressort-masse représentant respectivement l'inertie du robot, la rigidité de l'interface et la masse de la tête, il est possible d'obtenir une relation entre l'indice HIC et la vitesse du manipulateur. Cette simplicité explique l'intérêt initial pour l'indice dans le domaine de la robotique. Cependant, comme expliqué par [Gao et Wampler \(2009\)](#), les premiers auteurs ayant utilisé l'indice ont malencontreusement considéré que l'accélération devait être fournie en m/s^2 plutôt qu'en g . Cette erreur surestime l'indice par un facteur approximativement égal à 300.

Contrairement aux impressions initialement erronées, l'utilisation adéquate de l'indice ne permet pas d'évaluer la dangerosité des robots ([Gao et Wampler, 2009](#), [Haddadin et al., 2008b](#); [2009a,c](#)). Pour s'en convaincre, on peut considérer un robot d'une masse infinie entrant en collision avec la tête d'une personne à une vitesse relative de 2 m/s , considérée comme une vitesse très élevée pour un robot collaboratif¹. Si, lors de l'impact, la tête atteint la vitesse du robot en 36 ms , son accélération moyenne sera de $55,6 \text{ m/s}^2$ ou encore de $\hat{a} = 5,66 \text{ g}$. En supposant que l'accélération est constante sur la durée de l'impact, une valeur de l'indice HIC de $2,74 \text{ s}$ est obtenue, ce qui est très loin d'une valeur associée à une faible possibilité de blessure (650 s) selon l'échelle présentée par [Haddadin et al. \(2009c\)](#). Bien que le profil d'accélération puisse différer et ainsi produire un indice HIC supérieur, la différence est suffisamment marquée pour en conclure que l'indice n'est pas adéquat pour ce type de collision. La raison de cet inadéquation est que les blessures pouvant être causées par un robot (fractures, contusions, lacérations, ...) sont de natures différentes de celles pouvant être mesurées par l'indice HIC (par exemple les commotions cérébrales). De plus, on peut noter qu'une collision impliquant le coincement de la tête contre un mur ne produit aucune

¹Tout au long de la thèse, l'expression *robot collaboratif* réfère à un robot collaborant avec un humain. Au bénéfice du lecteur, on peut noter que l'expression *robot collaboratif* est également utilisée dans la littérature pour désigner un robot collaborant avec d'autres robots.

accélération de celle-ci. Pourtant, il s'agit d'un type très dangereux de collision qui doit être pris en compte lors de l'évaluation d'un manipulateur. Pour ces raisons, l'indice HIC, bien que pertinent dans le domaine des collisions automobiles, n'est pas approprié pour celui de l'interaction physique humain-robot.

2.3.2 Déflexion maximale du torse

La déflexion maximale que subit le torse lors d'une collision est un critère qui est pertinent dans le cadre de la robotique (Haddadin et al., 2007a; 2008a;b; 2009a;c). Son évaluation par simulation repose cependant sur un modèle biomécanique complexe et il est donc préférable de l'évaluer expérimentalement à l'aide d'un dispositif anthropomorphe d'essai (*crash test dummy*). Bien qu'approprié lors de l'évaluation expérimentale de la dangerosité d'un prototype, ce critère est difficile à utiliser lors du design de mécanismes de sécurité.

2.3.3 Force de contact maximale

La force de contact maximale (Haddadin et al., 2007a; 2008a;b; 2009a;c) est un critère intéressant à plusieurs niveaux. Tout d'abord, il est facilement associé aux fractures pouvant survenir lors d'une collision avec un robot. Par exemple, le maxillaire est un os facial qui se fracture lorsque soumis à une force de 660 N (Haddadin et al., 2008b). Aussi, il a été montré que de façon générale, une force de 50 N appliquée par un robot sur une personne est tolérable du point de vue de la douleur ressentie (Yamada et al., 1997). Bien que cet indice ne permet pas de prédire tous les types de blessures pouvant survenir lors d'une collision (par exemple, les lacérations), sa réduction se traduira généralement par une amélioration de la sécurité du robot, ce qui est suffisant lorsque l'on veut évaluer l'efficacité générale d'un mécanisme de sécurité. Cet indice est facile à obtenir par simulation à l'aide d'un modèle masse-ressort-masse pour des collisions sans contrainte ou encore masse-ressort pour une collision avec contrainte. Pour des collisions à basse vitesse, la force maximale de contact ne nécessite aucun modèle biomécanique et peut être calculée directement à partir des efforts articulaires et de la géométrie du manipulateur. La force maximale de contact est donc un indice pertinent et simple à utiliser dans le contexte des travaux réalisés dans cette thèse.

2.3.4 Contrainte produite par l'impact

La contrainte produite lors de l'impact ([Park et al., 2011](#)) permet d'évaluer la possibilité qu'une blessure de surface (lacération, contusion, *etc.*) ne soit créée dans la peau d'une personne lors d'une collision. Il s'agit d'un critère intéressant dans la mesure où il tient compte des surfaces en jeu lors de l'impact et permet d'identifier des sources de danger différentes par rapport à celles soulignées par un indice comme la force de contact maximale. Cependant, bien qu'étant essentiel dans la conception d'un revêtement compliant permettant d'absorber l'impact, un tel critère est plus difficile à utiliser pour l'évaluation de l'efficacité d'un mécanisme de sécurité articulaire. Notamment, il repose sur un ensemble de paramètres physiques qui, bien qu'influençant le niveau de sécurité du robot, rendent difficiles les conclusions générales quant à l'efficacité d'un mécanisme articulaire.

2.3.5 Autres

Il existe d'autres critères de sécurité, utilisés notamment par [Haddadin et al. \(2009a;b\)](#). Ceux-ci incluent la déformation et les efforts transmis par le cou lors d'une collision à la tête, l'accélération de la tête et l'accélération du torse. Bien qu'ayant le potentiel d'être utiles lors de l'évaluation expérimentale de la dangerosité d'un robot pour un type de collision particulier, ceux-ci sont inadéquats pour évaluer simplement le gain général de sécurité obtenu par l'ajout d'un mécanisme de sécurité. En outre, l'obtention de ces indices par simulation dépend d'un modèle biomécanique complexe et il est donc préférable d'utiliser un critère de dangerosité plus simple.

2.3.6 Sélection de l'indice de dangerosité utilisé

Parmi les différents indices présentés, la force de contact maximale ressort quant à sa pertinence et sa simplicité d'utilisation. Il s'agit donc de l'indice qui sera utilisé tout au long de la thèse afin d'évaluer le niveau de sécurité du manipulateur étudié. La force de contact maximale statique sera utilisée lors de l'optimisation des mécanismes par souci de simplicité. Cependant, la force de contact maximale dynamique est préférable afin d'évaluer la dangerosité réelle d'un robot.

2.4 Conclusion

Dans ce chapitre, la méthodologie utilisée tout au long de la thèse est présentée. Tout d'abord, l'approche permettant d'améliorer la sécurité des robots interagissant avec des humains est sélectionnée. L'utilisation de limiteurs de couple en série avec les actionneurs est retenue puisqu'elle permet des gains de sécurité sans affecter les performances du manipulateur en situation normale. Plusieurs questions sont soulevées, qui seront analysées dans les chapitres suivants. Finalement, un critère permettant d'évaluer la dangerosité d'un robot est choisi. La force de contact maximale est retenue puisqu'elle s'applique bien à la robotique et que son évaluation par simulation est simple et fait intervenir peu de paramètres. Cette simplicité est préférable puisque le but consiste à évaluer les gains de sécurité généraux fournis par les mécanismes développés et non pas la dangerosité d'un manipulateur particulier dans des conditions de fonctionnement précises.

Chapitre 3

Modèle de collision

Ce chapitre présente le développement d'un modèle de collision permettant d'évaluer l'efficacité avec laquelle certaines mesures de sécurité (revêtement compliant, mécanisme de sécurité articulaire, détection de collision) appliquées seules ou en combinaison peuvent réduire la force de contact maximale lors d'un impact. Les collisions sont simulées entre un robot et la tête (contrainte ou non) d'une personne, à différentes vitesses et pour différentes inerties de l'actionneur. Les résultats confirment, entre autres, les avantages de l'utilisation de limiteurs de couple comme mécanismes de sécurité articulaire.

3.1 Introduction

Tel que vu dans le chapitre 2, il existe plusieurs approches permettant d'améliorer la sécurité d'un manipulateur devant interagir avec une personne. L'efficacité de chacune de ces techniques fut évaluée par leurs promoteurs soit de façon expérimentale, par simulation ou les deux. Cependant, la littérature comprend peu de travaux comparant les différentes approches entre elles ou encore évaluant le résultat de leur combinaison. En effet, la combinaison de deux approches pourrait créer une synergie permettant une réduction de la force maximale de contact supérieure à la somme des réductions individuelles. De façon opposée, cela pourrait mener à des réductions de force de contact inférieures à la somme des réductions individuelles, un phénomène que l'on pourrait qualifier de saturation de l'amélioration de la sécurité. Plus spécifiquement, il est nécessaire de comparer l'efficacité des liaisons compliantes et des limiteurs de couple. Sachant que les liaisons compliantes réduisent les performances du contrôleur, on préférera utiliser des limiteurs de couple si les gains en termes de sécurité sont

similaires.

Dans ce chapitre, un modèle mathématique est développé afin de comparer l'efficacité de différentes mesures de sécurité visant la réduction de la force de contact maximale survenant lors d'une collision entre un humain et un robot. Un modèle de collision existant est adapté pour tenir compte d'un revêtement compliant non-linéaire, de mécanismes de sécurité articulaires (liaisons compliantes et deux types de limiteurs de couple) ainsi que d'un système de détection de collision. Plusieurs scénarios sont simulés pour lesquels la collision survient à basse ou haute vitesse, avec la tête de la personne (sur laquelle l'impact se produit) coincée contre le mur ou libre de se déplacer et avec l'inertie effective du moteur faible ou élevée en comparaison avec celle de la membrure. Finalement, l'efficacité des mesures de sécurité étudiées et de leur combinaison est discutée.

3.2 Modèles de collision existants

Dans un article de [Yamada et al. \(1997\)](#), la conception d'un revêtement compliant modélisé comme un système ressort-amortissement est optimisée avec l'objectif de maintenir les forces de contact en dessous d'un certain seuil, expérimentalement déterminé comme étant indolore. L'effet d'un arrêt d'urgence déclenché à l'aide d'un système de détection de contact est également analysé expérimentalement.

[Lim et Tanie \(2000\)](#) ont développé un modèle de collision pour un robot plan à deux degrés de liberté muni d'une base mobile passive, d'un torse viscoélastique passif ainsi que d'un revêtement compliant. Le revêtement compliant et le tronc viscoélastique sont modélisés comme un système ressort-amortisseur linéaire tandis que la base mobile passive est modélisée comme une liaison plane avec quatre points de contact sur lesquels s'applique un modèle de friction de Coulomb. Les vitesses de collision simulées sont limitées à $0,5 \text{ m/s}$ sous l'hypothèse qu'un robot se déplaçant à des vitesses supérieures effraie les humains. L'inertie effective de l'actionneur n'est pas incluse dans le modèle et donc celui-ci ne peut être utilisé directement pour évaluer l'effet de mécanismes de sécurité articulaires. Cependant, le concept de base mobile passive est intéressant puisque celle-ci se comporte de la même façon qu'un limiteur de couple : elle transmet les forces provenant de la base sans compliance et glisse lorsque la force limite est dépassée. Cependant, puisque cette composante est localisée à la base du robot, l'inertie située après elle dans la chaîne cinématique du manipulateur est importante et donc son utilisation n'est pas optimisée pour les collisions dynamiques. Néanmoins, elle permet de réduire les forces que le robot peut appliquer lors d'une collision quasi-statique avec coincement.

[Ikuta et al. \(2003\)](#) ont fourni des formules simplifiées afin d'évaluer les gains de sécurité (en termes de réduction de la force de contact) obtenus pour différentes stratégies comme la réduction de la masse, l'ajout d'un revêtement compliant (modélisé comme un système ressort-amortisseur linéaire), l'utilisation d'une liaison compliant (également modélisée comme un système ressort-amortisseur linéaire), la prédiction de collision, la réduction de la vitesse, *etc.* Les différentes approches sont considérées de façon séparée et le couplage de leur effets lorsqu'elles sont combinées est négligé.

[Bicchi et Tonietti \(2004\)](#) ont quant à eux comparé la sécurité et la performance offertes par différents modes d'actionnement : liaison rigide, liaison compliant passive, actionnement distribué macro-mini et liaison à compliance variable. La vitesse maximale est calculée pour chacun des modes d'actionnement en utilisant un système masse-ressort linéaire-masse afin de limiter l'indice HIC à un certain seuil jugé sécuritaire. Les modes d'actionnement sont ensuite comparés en calculant le temps minimal requis pour effectuer un certain déplacement tout en satisfaisant les contraintes de sécurité. Il est ensuite montré que la liaison à compliance variable est le mode d'actionnement le plus efficace selon les contraintes de sécurité fixées puisqu'il permet d'avoir une liaison rigide à basse vitesse (et donc de produire de grandes accélérations) et compliant (et donc sécuritaire) à haute vitesse. Cependant, les niveaux de performance et de sécurité ne sont pas évalués pour une liaison de type limiteur de couple.

Dans différents articles écrits par les mêmes auteurs ([Haddadin et al., 2008a;b; 2009c](#)), une nette distinction est établie entre les impacts pour lesquels la personne est contrainte ou non contrainte par un objet fixé rigidement au sol comme un mur. L'effet de la masse et de la vitesse du robot est étudié à l'aide d'un modèle masse-ressort linéaire-masse (masse-ressort linéaire-sol dans le cas où le corps collisionné est contraint) pour lequel le ressort linéaire est ajusté afin de modéliser la raideur de différents os faciaux¹. Des collisions expérimentales furent réalisées avec différents robots afin de valider les résultats provenant des simulations. Dans le cas sans contrainte, il a été montré que l'effet de la masse sature à mesure que la vitesse est augmentée et que les robots modérément lourds sont dans ce cas aussi dangereux que les très lourds. Cependant, dans le cas des impacts avec contrainte, la masse du robot s'avère cruciale. Pour les robots étudiés, seulement un très léger (LWRIII, voir ([Albu-Schäffer et al., 2007](#))) s'avère sécuritaire pour des collisions avec contrainte survenant à 1 m/s ou 2 m/s (sauf dans le cas d'une collision à 2 m/s où l'impact se produit sur le maxillaire). Cependant, il est également démontré que de très grandes forces de contact peuvent être atteintes lors d'une collision avec contrainte si le robot est près d'une configuration singulière et ce, même si son inertie et sa vitesse sont faibles.

[Park et Song \(2009\)](#) proposent un modèle afin de simuler des collisions entre un humain et un robot pour différents scénarios : 1) collision sur la tête sans contrainte, 2) collision

¹Cette hypothèse est conservatrice dans la mesure où elle considère que le robot est infiniment rigide.

sur la tête avec le corps contraint, 3) collision sur le corps sans contrainte et 4) collision sur la tête contrainte contre un mur. Le modèle considère les déplacements de la membrure, de la tête et du corps (dans le cas où celui-ci n'est pas contraint). L'interface de contact est modélisée comme un ressort linéaire tandis que le cou et le mur sont modélisés comme des systèmes ressort-amortisseur linéaires. Le couple fourni par l'actionneur est déterminé par un contrôleur PD qui calcule les efforts requis pour suivre une trajectoire en position donnée. La déflexion du cou ainsi que la force de contact maximale sont utilisées comme critères de sécurité avec des valeurs limites proposées de 73 degrés et 340 N, respectivement. L'effet de mécanismes de sécurité articulaires n'est pas évalué.

Dans tous les modèles présentés ici, le revêtement compliant (lorsque considéré) est toujours modélisé comme un ressort linéaire (parfois avec un amortisseur en parallèle). Cependant, cette hypothèse est seulement valide pour de faibles ratios de compression. En pratique, un revêtement compliant doit être aussi mince que possible afin d'éviter l'ajout d'une trop grande masse ou d'un trop grand volume au manipulateur. Il est donc nécessaire de considérer la non-linéarité de la courbe contrainte-déformée du matériel utilisé pour absorber l'énergie durant les collisions. Aussi, aucun modèle de collision existant ne considère l'usage d'un limiteur de couple comme mécanisme de sécurité articulaire. Les études existantes ne se sont pas non plus intéressées au couplage entre les différentes mesures de sécurité lorsqu'elles sont appliquées conjointement. En effet, il n'est pas clair que les réductions relatives de chaque mesure s'additionnent lorsqu'elles sont utilisées ensemble, comme il est supposé par [Ikuta et al. \(2003\)](#).

Le modèle de collision présenté dans ce chapitre est conçu avec l'objectif de prendre en compte tous les effets susmentionnés. Il est basé sur le modèle de [Park et Song \(2009\)](#) et utilise les mêmes paramètres pour la tête, le mur, le cou et la raideur de contact sans revêtement compliant. Cependant, un degré de liberté est ajouté afin de modéliser le découplage qui se produit entre l'inertie du moteur et celle de la membrure lorsqu'une liaison compliant ou un limiteur de couple est utilisé en lieu et place d'une liaison rigide. Un modèle non-linéaire est utilisé pour le revêtement compliant et un arrêt d'urgence basé sur la détection de collision est ajouté. Les inerties de référence du manipulateur et les propriétés de l'actionneur sont ajustées afin de simuler un robot PUMA-560 déplaçant sa quatrième articulation en maintenant les autres axes fixes. L'effet des mesures de sécurité est évalué de façon indépendante et combinée pour plusieurs scénarios incluant 1) la tête contrainte contre un mur ou non, 2) des vitesses de collision variant de 0 à 2 m/s et 3) différents ratios entre l'inertie du moteur et celle de la membrure.

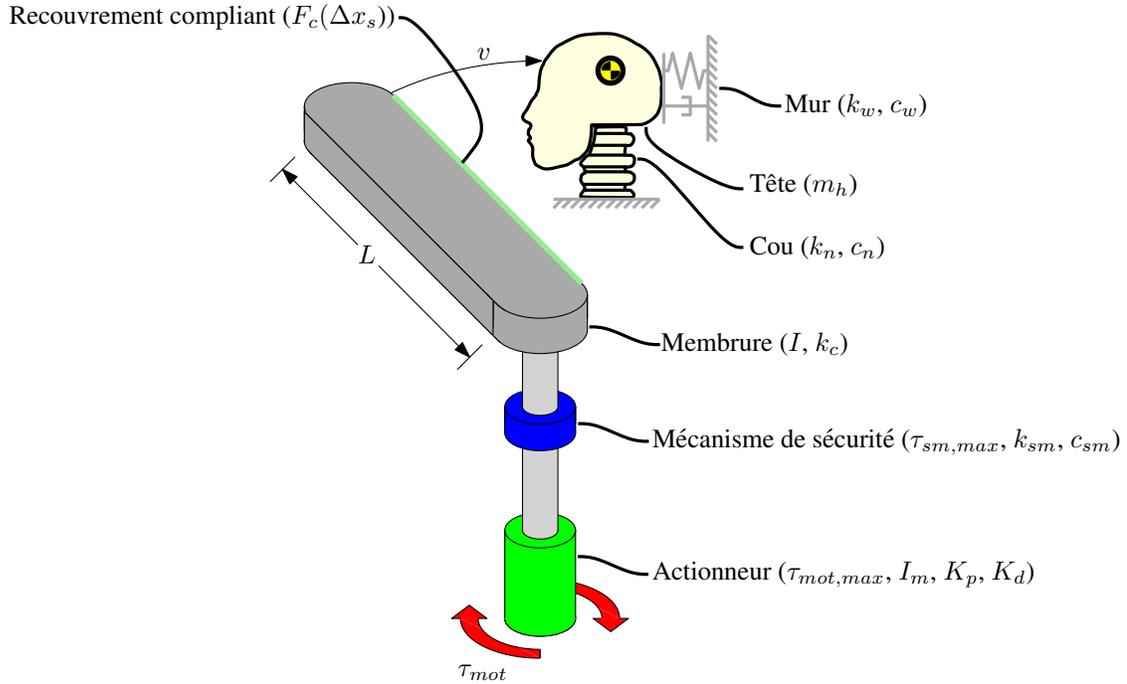


FIG. 3.1 – Paramètres physiques du modèle de collision.

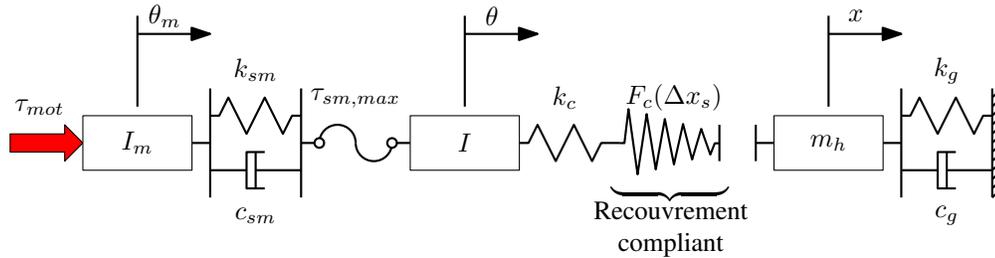


FIG. 3.2 – Représentation schématique du modèle de collision.

3.3 Modèle de collision proposé

Dans cette section, le modèle de collision développé et utilisé dans ce chapitre est présenté en mettant l’emphase sur la modélisation du revêtement compliant et des mécanismes de sécurité articulaires. La figure 3.1 présente un aperçu des paramètres physiques du modèle de collision tandis que la figure 3.2 montre sa représentation schématique — sur laquelle les composantes en rotation et en translation sont représentées de façon similaire par simplicité.

L’actionneur est modélisé comme une inertie en rotation I_m sur laquelle un couple externe τ_{mot} est appliqué. Celui-ci est calculé par un contrôleur PD et sature à un couple $\tau_{mot,max}$. La membrure est modélisée comme une inertie en rotation I avec une longueur L et une raideur de contact k_c . Les collisions se produisent au bout de la membrure à une vitesse

d'impact v sur une tête de masse m_h qui est attachée au repère fixe par un système ressort-amortisseur linéaire dont les paramètres physiques sont k_g et c_g . Deux scénarios de collision sont simulés :

- le corps — mais non la tête — est contraint par un mur dans quel cas le système ressort-amortisseur liant la tête au repère fixe représente le cou ($k_g = k_n$ et $c_g = c_n$)
- la tête est contrainte par un mur dans quel cas le système ressort-amortisseur liant la tête au repère fixe représente le mur ($k_g = k_w$ et $c_g = c_w$).

L'analyse dynamique de ce modèle physique nous fournit les équations suivantes :

$$I_m \ddot{\theta}_m = \tau_{mot} - \tau_{sm}, \quad (3.1)$$

$$I \ddot{\theta} = \tau_{sm} - F_c L \cos \theta, \quad (3.2)$$

$$m_h \ddot{x} = F_c - k_g x - c_g \dot{x}, \quad (3.3)$$

où θ_m est la position angulaire de l'actionneur à la sortie du réducteur de vitesse, θ est la position angulaire de l'actionneur à la sortie du mécanisme de sécurité articulaire, x est la position de la tête, F_c est la force de contact, τ_{sm} est le couple transmis par le mécanisme de sécurité et τ_{mot} est le couple d'actionnement, calculé avec :

$$\tau_{mot} = \begin{cases} -\tau_{mot,max} & \text{si } K_p \Delta\theta_m + K_d \Delta\dot{\theta}_m < -\tau_{mot,max} \\ \tau_{mot,max} & \text{si } K_p \Delta\theta_m + K_d \Delta\dot{\theta}_m > \tau_{mot,max} \\ K_p \Delta\theta_m + K_d \Delta\dot{\theta}_m & \text{sinon} \end{cases} \quad (3.4)$$

où $\Delta\theta_m = (\theta_{m,d} - \theta_m)$ est la différence entre la position articulaire désirée et la position réelle et K_p et K_d sont les gains proportionnel et différentiel du contrôleur PD.

En prenant pour hypothèse que le manipulateur se déplace de 90° avec une vitesse constante avant que la collision ne se produise, les conditions initiales du système sont les suivantes :

$$\theta_m(0) = -\pi/2, \quad \dot{\theta}_m(0) = v/L \quad (3.5)$$

$$\theta(0) = -\pi/2, \quad \dot{\theta}(0) = v/L \quad (3.6)$$

$$x(0) = 0, \quad \dot{x}(0) = 0 \quad (3.7)$$

$$\theta_{m,d}(t) = \begin{cases} -\frac{\pi}{2} + \frac{v}{L}t & \text{si } 0 \leq t \leq \left(\frac{\pi}{2} + \theta_{stop}\right) \frac{L}{v} \\ \theta_{stop} & \text{si } t > \left(\frac{\pi}{2} + \theta_{stop}\right) \frac{L}{v} \end{cases} \quad (3.8)$$

Paramètre	Valeur
k_c	300000 N/m
m_h	4,8 kg
k_n	5000 N/m
c_n	133 Ns/m
k_w	1000000 N/m
c_w	650 Ns/m

TAB. 3.1 – Paramètres obtenus du modèle de [Park et Song \(2009\)](#).

Paramètre	Valeur
I_m	0,83 $kg\ m^2$
I	0,644 $kg\ m^2$
L	0,4331 m
$\tau_{mot,max}$	89,4 Nm

TAB. 3.2 – Paramètres obtenus pour la troisième articulation du robot PUMA-560 ([Armstrong et al., 1986](#)). Les paramètres I_m et $\tau_{mot,max}$ tiennent compte de l'effet du réducteur de vitesse.

dans lesquelles θ_{stop} est la position articulaire où se termine la trajectoire simulée. Lorsque l'on simule un système de détection de collision, on utilisera $\theta_{stop} = 0$ plutôt que la valeur par défaut $\theta_{stop} = \frac{\pi}{16}$ ². Cela suppose que la collision est détectée aussitôt que le contact survient, ce qui n'est pas nécessairement le cas en pratique. Néanmoins, en faisant l'hypothèse d'une détection idéale, on obtiendra le plein potentiel de réduction de force de contact, ce qui permettra ensuite d'évaluer correctement cette mesure de sécurité.

Les paramètres physiques pour la raideur de contact, la tête, le cou et le mur sont reproduits dans le tableau 3.1 à partir de ceux de [Park et Song \(2009\)](#). Ces valeurs sont utilisées dans le but d'obtenir un modèle aussi cohérent que possible avec celui existant dans la littérature. Pour les paramètres physiques du robot, des données provenant du PUMA-560 sont utilisées puisque cette architecture est bien connue ([Armstrong et al., 1986](#)). Afin de simplifier le modèle, on fait l'hypothèse que seule la troisième articulation du robot se déplace tandis que les autres sont bloquées. Cela nous permet d'obtenir les paramètres physiques qui sont présentés dans le tableau 3.2. Les gains du contrôleur sont ajustés à $K_p = 1000\ Nm/rad$ et $K_d = 50\ Nm.s/rad$ afin d'obtenir un comportement réaliste. L'effet de la gravité est négligé.

²La valeur $\theta_{stop} = \frac{\pi}{16}$ est choisie comme valeur par défaut afin d'éviter que la fin de la simulation présente des forces de contact supérieures à celles survenant lors de l'impact initial. Cela est nécessaire puisque la simulation possède une durée fixe et lorsque la vitesse maximale est utilisée, la consigne finale serait supérieure à 2π si celle-ci n'était pas limitée. Cette valeur est également suffisamment grande pour éviter un effet sur le pic de force survenant lors de la collision initiale.

Le modèle est solutionné à l'aide du logiciel Simulink R2008a, de l'algorithme Runge-Kutta et d'un pas fixe de 0,0005 s.

3.3.1 Modélisation d'un revêtement compliant

Les matériaux élastomères tels que le silicone sont appropriés pour la confection de revêtements compliantes puisqu'en plus d'une grande absorption d'impact (Yamada et al., 1997, Duchaine et al., 2009), il est possible de les mélanger à du noir de carbone afin d'obtenir une peau robotique sensible à la pression qui lui est appliquée (Lacasse et al., 2010). Une telle sensibilité aux pressions externes intégrée directement dans un revêtement compliant pourrait être utilisée pour déclencher un arrêt d'urgence lorsque la pression est trop élevée ou encore pour contrôler le robot d'une manière intuitive. Pour cette raison, le revêtement compliant sera modélisé comme étant fabriqué de silicone. Un tel matériel, comme d'autres utilisés pour absorber des impacts, est difficile à modéliser puisque ses contraintes internes dépendent de façon non-linéaire de la déformée et de sa dérivée (Shergold et al., 2006, Song et Chen, 2003, Shim et Mohr, 2009).

Le modèle d'Ogden (Ogden, 1972) permet de décrire la relation contrainte-déformée pour des matériaux hyperélastiques tels que le caoutchouc, les polymères et les tissus organiques. Dans ce modèle, le matériau est considéré isotrope et incompressible. Pour une compression uniaxiale, le modèle fournit la relation suivante entre la contrainte et la déformée³ :

$$\sigma = \frac{2\Upsilon}{\xi} [\chi^{\xi-1} - \chi^{-(1+\xi/2)}] \quad (3.9)$$

où σ est la contrainte et χ est le ratio entre la longueur compressée du matériau et sa longueur au repos tandis que Υ et ξ sont des constantes obtenues expérimentalement qui représentent respectivement le module en cisaillement sous une déformée et la constante de durcissement.

Le modèle d'Ogden considère que la contrainte du matériau est indépendante du taux de déformation, ce qui n'est pas nécessairement le cas en pratique. Afin d'inclure les effets dynamiques, une approche possible est de déterminer expérimentalement les constantes Υ et ξ du matériau pour différents taux de déformation. Il est cependant rare de retrouver dans la littérature une telle description d'un silicone pour un large spectre de taux de compression puisque le montage expérimental requis pour obtenir de tels résultats est complexe.

³Dans l'article de référence, les symboles σ , μ , α et λ sont utilisés pour la contrainte, le module de cisaillement pour une déformée, la constante de durcissement et le ratio entre la longueur compressée du matériau et sa longueur au repos, respectivement.

Dans (Shergold et al., 2006), les constantes d'Ogden sont obtenues expérimentalement pour trois différents matériaux (peau de cochon, silicone B452 et silicone Sil8800) et quatre différents taux de déformation ($\dot{\epsilon} = 0,004 /s$, $\dot{\epsilon} = 0,4 /s$, $\dot{\epsilon} = 40 /s$ et $\dot{\epsilon} = 4000 /s$). Il a été déterminé que, dans le cas des silicones, l'effet du taux de déformation est négligeable pour $\dot{\epsilon} < 40 /s$ et que son effet sur le module de cisaillement est important pour $\dot{\epsilon} = 4000 /s$. Il est cependant difficile de déterminer précisément le comportement du matériel entre ces deux taux de déformation. Or, cette plage incertaine couvre les conditions qu'il serait désirable de simuler avec le modèle développé dans ce chapitre. En effet, pour un revêtement compliant d'une épaisseur de 1 cm , $\dot{\epsilon} = 40 /s$ correspond à $0,4 \text{ m/s}$. Donc, si des collisions ayant des vitesses allant jusqu'à 2 m/s doivent être simulées, il est important de connaître le comportement du silicone pour des taux de déformation allant jusqu'à $\dot{\epsilon} = 200 /s$. Dans (Shergold et al., 2006), les auteurs ont effectué plusieurs expérimentations avec des taux de déformation avoisinant $\dot{\epsilon} = 4000 /s$. Cependant, en raison de leur montage expérimental, le taux exact de déformation variait d'une prise d'échantillon à l'autre. Les auteurs se sont servi de cette variabilité pour estimer une tendance linéaire dans la relation entre le module de cisaillement et le taux de déformation aux alentours de $\dot{\epsilon} = 4000 /s$. En extrapolant cette tendance, il est possible d'estimer à $\dot{\epsilon} = 400 /s$ le taux de déformation à partir duquel le comportement du silicone dépend de la vitesse de compression. Puisque celui-ci est supérieur au taux maximal pour un revêtement compliant de 1 cm d'épaisseur absorbant une collision à 2 m/s , l'effet du taux de compression (amortissement) est considéré négligeable dans le modèle développé dans ce chapitre. Cependant, pour des collisions survenant à des vitesses supérieures, pour des revêtements plus minces ou encore pour des matériaux différents, le taux de compression pourrait être important et ne devrait pas être négligé.

Afin de simuler le revêtement compliant, le modèle d'Ogden est utilisé avec les constantes obtenues expérimentalement par Shergold et al. (2006) à basse vitesse pour le silicone B452, soit $\Upsilon = 0,4 \text{ [MPa]}$ et $\xi = 3$. Pour une surface en contact de $6,452 \times 10^{-4} \text{ m}^2$ (1 po^2) et une épaisseur de 1 cm , on obtient l'équation suivante qui décrit la relation entre la force de contact F_c (N) et la déflexion de la peau Δx_s :

$$F_c = -172,05 \left[\left(\frac{0,01 - \Delta x_s}{0,01} \right)^2 - \left(\frac{0,01 - \Delta x_s}{0,01} \right)^{-2,5} \right]. \quad (3.10)$$

Dans le modèle, le revêtement compliant est placé en série avec le ressort linéaire simulant la raideur de l'interface non-recouverte, définie par Park et Song (2009) comme étant $k_c = 300000 \text{ N/m}$. Puisque les deux composantes élastiques sont placées en série, leurs déflexions s'additionnent et leurs forces transmises sont égales (F_c). Il est donc possible d'écrire la déflexion du ressort linéaire comme étant la différence entre la déflexion totale Δx et la déflexion du revêtement compliant Δx_s . En égalisant les forces de contact des deux compo-

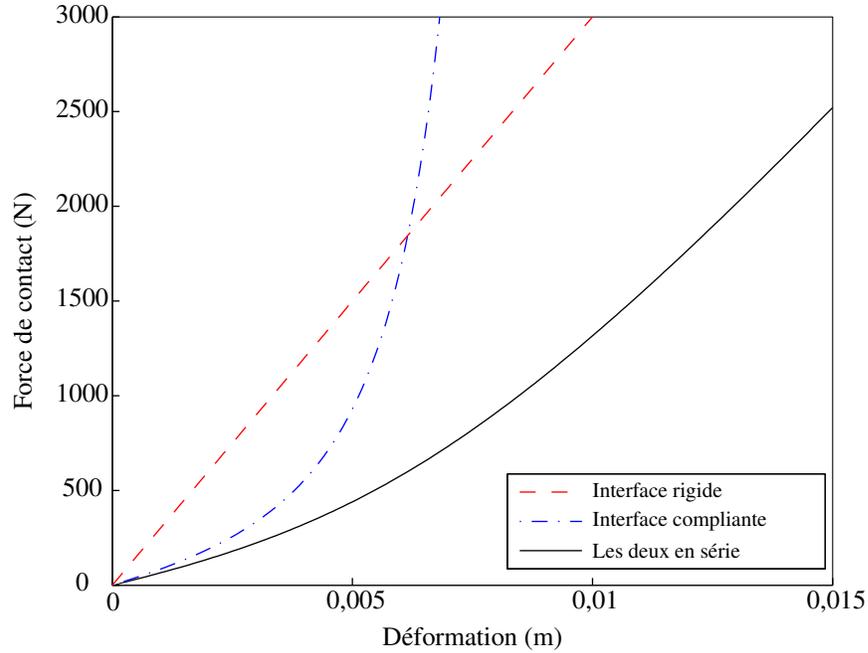


FIG. 3.3 – Force de contact en fonction de la déflexion pour l’interface rigide, le revêtement compliant et les deux assemblés en série.

santes, on obtient :

$$-172,05 \left[\left(\frac{0,01 - \Delta x_s}{0,01} \right)^2 - \left(\frac{0,01 - \Delta x_s}{0,01} \right)^{-2,5} \right] = 300000(\Delta x - \Delta x_s). \quad (3.11)$$

Pour une déflexion totale Δx , il est donc possible de résoudre cette équation implicite pour Δx_s numériquement. La force de contact F_c est ensuite calculée en utilisant l’équation (3.10). Afin de réduire le temps de simulation, la force de contact est précalculée pour les déflexions comprises entre 0 et 0,015 m et les résultats sont placés dans une table de correspondance. La force de contact est tracée en fonction de la déflexion sur la figure 3.3 pour l’interface rigide, pour le revêtement compliant et pour les deux installés en série. On peut observer que pour $\Delta x > 0,01$ m, la pente est similaire pour l’interface rigide avec et sans le revêtement compliant placé en série. Ceci explique la “saturation” de l’effet du revêtement compliant qui survient lors de collisions à haute vitesse, comme il sera expliqué dans les prochaines sections.

Les résultats des simulations présentées dans ce chapitre sont obtenues en supposant un revêtement compliant, sauf lorsque le contraire est indiqué.

3.3.2 Modélisation d'un mécanisme de sécurité articulaire

Quatre types de liaison entre l'actionneur et la membrure sont modélisés : une liaison rigide, une liaison compliant, un limiteur de couple basé sur la friction et un limiteur de couple basé sur un mécanisme de désengagement. La différence entre les deux types de limiteurs de couple, du point de vue de leur modélisation, est le couple qu'ils transmettent après que le seuil ait été excédé. Pour le limiteur de couple basé sur la friction, le couple transmis sature à $\tau_{sm,max}$ tandis que dans le cas du mécanisme de désengagement, seulement une fraction de $\tau_{sm,max}$ est transmise qui dépend du design mécanique du limiteur de couple. Il est intéressant de noter que les limiteurs de couple basés sur des fluides magnétorhéologiques se comportent de la même façon que ceux basés sur la friction. Pour cette raison, aucune distinction n'est faite quant à leur modélisation. Pour plus de détails sur les différentes technologies de limiteurs de couple, voir la section 6.2.2.

Dans le cas des liaisons rigides et de limiteurs de couple, la raideur de la liaison est ajustée à $k_{sm,r} = 175000 \text{ Nm/rad}$, ce qui correspond à celle d'une liaison rigide commerciale (de la compagnie *R+W Coupling Technology*⁴) qui peut transmettre un couple supérieur à la limite de l'actionneur. Une faible constante d'amortissement $c_{sm,r} = 13,4 \text{ Nms/rad}$ (facteur d'amortissement $\zeta = 0,02$) est ajoutée afin d'éviter des oscillations continues de la membrure après la collision. Le couple transmis par la liaison rigide est donc :

$$\tau_{sm,1} = k_{sm,r}(\theta_m - \theta) + c_{sm,r}(\dot{\theta}_m - \dot{\theta}). \quad (3.12)$$

Pour la liaison compliant, la raideur est ajustée à $k_{sm,c} = 10000 \text{ Nm/rad}$, une valeur qui donne de bons gains de sécurité pour les conditions simulées⁵. La constante d'amortissement est ajustée à $c_{sm,c} = 3,2 \text{ Nms/rad}$ (facteur d'amortissement $\zeta = 0,02$). Le couple transmis, pour la liaison compliant, est donc :

$$\tau_{sm,2} = k_{sm,c}(\theta_m - \theta) + c_{sm,c}(\dot{\theta}_m - \dot{\theta}). \quad (3.13)$$

Le limiteur de couple basé sur la friction est modélisé comme une liaison rigide avec une saturation du couple transmis à $\tau_{sm,max}$. À moins d'indications contraires, $\tau_{sm,max} = \tau_{mot,max}$ et donc les performances dynamiques du robot ne sont pas affectées en conditions normales,

⁴<http://www.rw-america.com/>

⁵Selon De Luca et Book (2008), la plage de raideur pour les articulations du DLR LWR-III, un robot possédant une compliance articulaire intrinsèque, est de 6000 à 15000 Nm/rad . La valeur utilisée dans le modèle est donc réaliste pour un manipulateur possédant des liaisons compliantes.

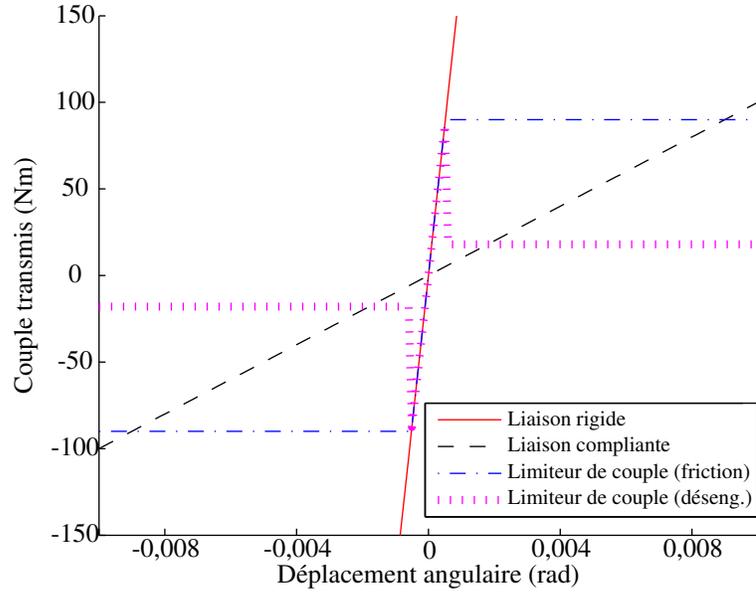


FIG. 3.4 – Couple transmis en fonction de la déflexion angulaire pour les quatre liaisons modélisées.

c'est-à-dire lorsque le seuil n'est pas atteint. Dans ce cas, le couple transmis est :

$$\tau_{sm,3} = \begin{cases} k_{sm,r}\Delta\theta + c_{sm,r}\Delta\dot{\theta} & \text{si } |k_{sm,r}\Delta\theta + c_{sm,r}\Delta\dot{\theta}| \leq \tau_{sm,max} \\ \text{sgn}(\Delta\dot{\theta})\tau_{sm,max} & \text{sinon} \end{cases} \quad (3.14)$$

où $\text{sgn}(\Delta\dot{\theta})$ est la fonction signe du sens du glissement et $\Delta\theta = \theta_m - \theta$ est la déflexion angulaire du mécanisme de sécurité.

Finalement, le limiteur de couple basé sur un mécanisme de désengagement est similaire au limiteur de couple basé sur la friction mise à part que le couple transmis après que le seuil ait été dépassé est seulement une fraction de celui-ci. Dans le modèle, ce couple de glissement est ajusté arbitrairement à $0,2 \tau_{sm,max}$. En réalité, cette valeur dépend du design mécanique du limiteur de couple. Le couple transmis, dans ce cas, sera égal à :

$$\tau_{sm,4} = \begin{cases} k_{sm,r}\Delta\theta + c_{sm,r}\Delta\dot{\theta} & \text{si } |k_{sm,r}\Delta\theta + c_{sm,r}\Delta\dot{\theta}| \leq \tau_{sm,max} \\ 0,2 \text{sgn}(\Delta\dot{\theta})\tau_{sm,max} & \text{sinon} \end{cases} \quad (3.15)$$

Le couple transmis en fonction du déplacement angulaire est tracé sur la figure 3.4 pour les quatre types de liaison étudiés, en faisant l'hypothèse que le glissement est toujours dans le même sens que le déplacement angulaire et en négligeant l'amortissement.

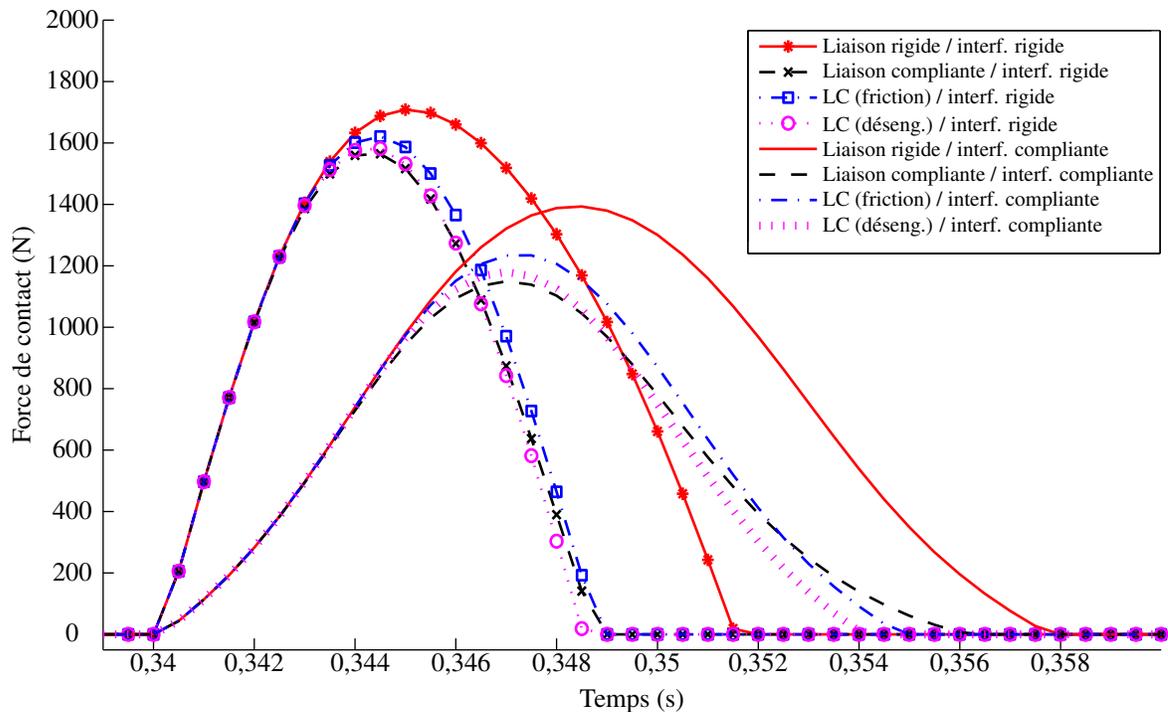


FIG. 3.5 – Force de contact en fonction du temps pour des collisions se produisant avec une vitesse d'impact de 2 m/s avec la tête non contrainte.

3.4 Résultats des simulations

Dans cette section, les résultats des simulations sont présentés en mettant l'accent sur l'efficacité de chaque mesure de sécurité mise en oeuvre soit de façon individuelle, soit en combinaison avec d'autres. Pour chaque analyse, les scénarios de collision avec la tête non contrainte (corps contraint) et contrainte par un mur sont étudiés. Sauf indication contraire, les simulations sont effectuées en considérant la présence d'un revêtement compliant sur la membrure.

3.4.1 Force de contact

Des collisions avec une vitesse d'impact de 2 m/s ont tout d'abord été simulées dans le but de fournir une vision globale du mode d'action du revêtement compliant et des différents types de liaison articulaire. La force de contact est calculée pour chaque combinaison possible et tracée en fonction du temps sur les figures 3.5 et 3.6 pour les cas sans et avec la tête contrainte, respectivement.

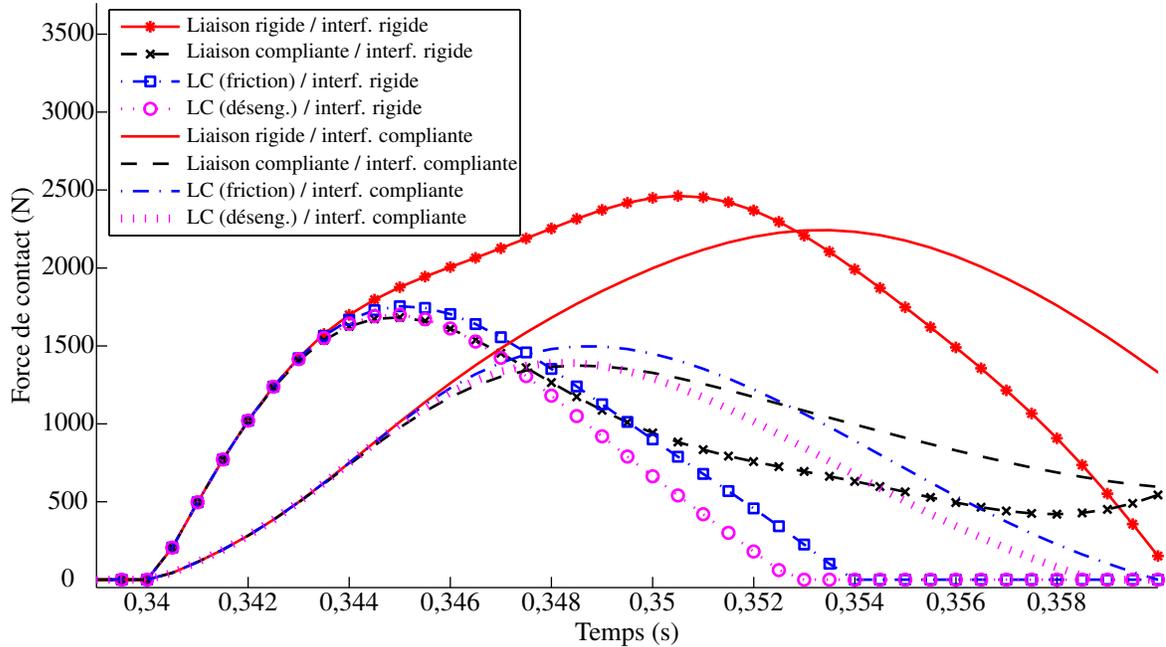


FIG. 3.6 – Force de contact en fonction du temps pour des collisions se produisant avec une vitesse d'impact de 2 m/s avec la tête contrainte.

Dans le cas non contraint, on peut d'abord observer que le revêtement compliant est plus efficace pour réduire la force de contact maximale que les mécanismes de sécurité articulaires. S'ils sont combinés, la réduction de la force de contact est encore plus grande.

Dans le cas contraint, les mécanismes de sécurité articulaires sont bien plus efficaces que le revêtement compliant, qui *sature* après que la force de contact ait atteint un niveau d'environ 1000 N, comme il est possible d'observer sur la figure 3.3. L'effet de la combinaison des mécanismes de sécurité et du revêtement compliant est encore une fois significatif.

Dans les deux cas, tous les types de mécanisme de sécurité se comportent de façon similaire. Pour les paramètres physiques utilisés dans cette analyse, les trois types de mécanisme ont pour effet de découpler les inerties de l'actionneur et de la membrure. En conséquence, seule une réduction de l'inertie de la membrure pourrait réduire davantage la force de contact maximale qui se produit lors de la collision.

On peut également observer que le revêtement compliant a pour effet d'étendre la durée du pic de force de contact en plus d'en réduire l'amplitude. En allongeant la durée de la collision, cela permet au manipulateur de réagir si le contact est détecté, surtout à faible vitesse comme il est expliqué dans la section 3.4.6.

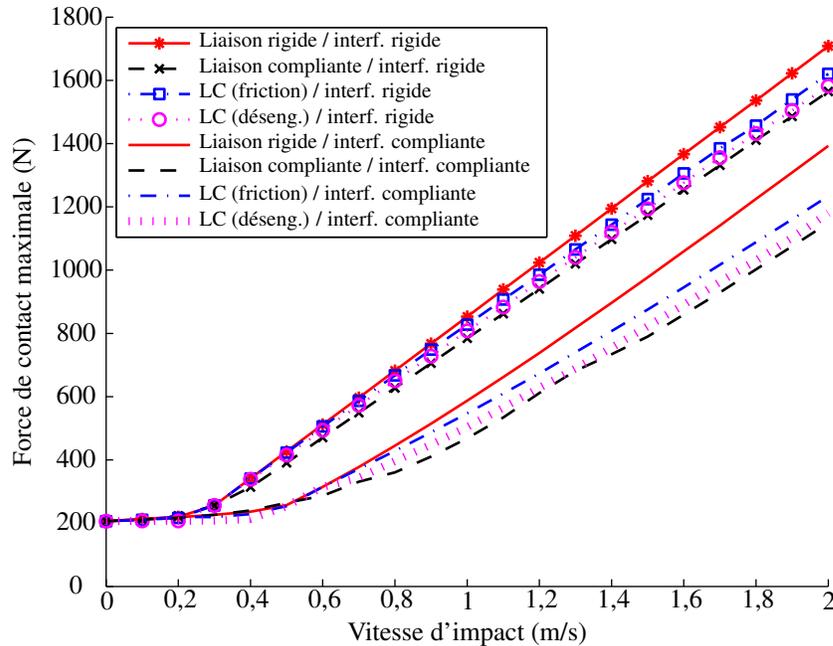


FIG. 3.7 – Force de contact maximale en fonction de la vitesse d’impact pour le scénario avec la tête non contrainte.

3.4.2 Effet de la vitesse de collision

L’effet de la vitesse au point de contact est analysée pour l’intervalle $v \in [0, 2] \text{ m/s}$. Dans le cas statique ($v = 0 \text{ m/s}$), la force maximale de contact est calculée en divisant le couple d’actionnement maximal $\tau_{mot,max}$ par la longueur de la membrure L . Des simulations ont été effectuées avec des incréments de $0,1 \text{ m/s}$ pour les autres cas. Les figures 3.7 et 3.8 présentent les résultats pour les scénarios sans et avec la tête contrainte, respectivement.

Pour les deux cas, on peut observer que l’effet de la vitesse sur la force de contact maximale est négligeable à basse vitesse et qu’elle est approximativement linéaire à haute vitesse. Dans le cas des collisions à basse vitesse, la force maximale produite par l’impact est en dessous de la force statique maximale que peut transmettre le manipulateur au bout de la membrure. L’utilisation d’un revêtement compliant augmente la *vitesse de transition*, c’est-à-dire la vitesse à partir de laquelle l’effet de la vitesse devient non-négligeable.

À haute vitesse, la pente est la même pour les liaisons rigides avec et sans revêtement compliant. Encore une fois, ceci est dû à la *saturation* du revêtement compliant qui devient rigide après avoir absorbé une certaine quantité d’énergie.

L’effet des mécanismes de sécurité articulaires n’est pas important dans le cas sans la tête contrainte sauf pour les hautes vitesses d’impact, surtout si les mécanismes de sécurité

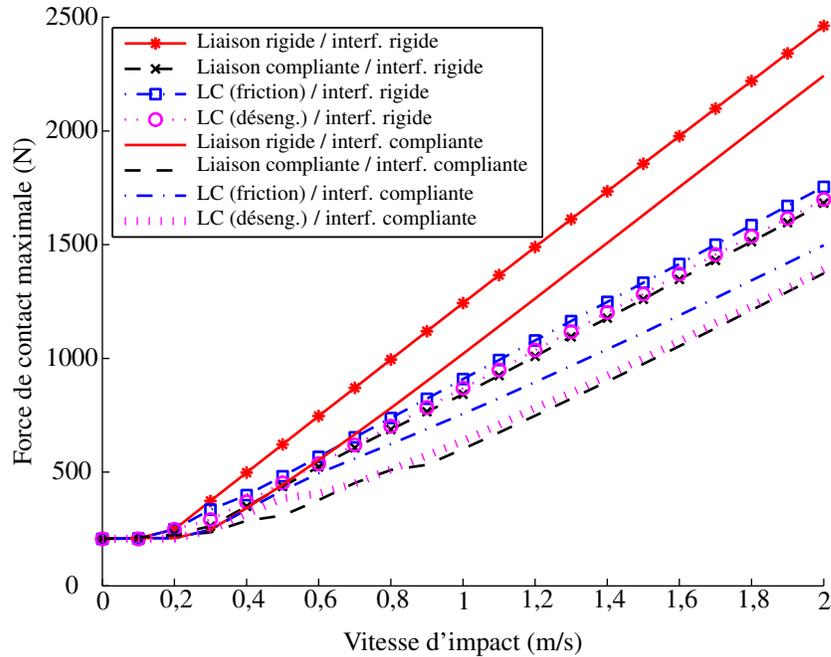


FIG. 3.8 – Force de contact maximale en fonction de la vitesse d’impact pour le scénario avec la tête contrainte.

sont utilisés en combinaison avec un revêtement compliante. Dans le cas avec contrainte, par contre, leur effet sur la réduction de la pente est considérable. Le limiteur de couple basé sur la friction est légèrement moins efficace que la liaison compliante et le limiteur de couple basé sur le mécanisme de désengagement.

3.4.3 Effet du couple limite

Dans cette section, l’effet de la variation du seuil du limiteur de couple est étudié. Les figures 3.9 et 3.10 présentent la force de contact maximale en fonction de la vitesse de collision pour les scénarios sans et avec la tête contrainte, respectivement. Sur chaque figure, le seuil est varié de $10 Nm$ à $90 Nm$ par incrément de $10 Nm$. Le graphique montre uniquement les résultats pour le limiteur de couple basé sur la friction puisque ceux obtenus pour celui basé sur un mécanisme de désengagement sont similaires. À des fins de référence, les résultats sont également présentés pour la liaison rigide. Dans tous les cas, les simulations sont effectuées en considérant qu’un revêtement compliante est installé sur la membrure.

Pour le scénario avec la tête contrainte, l’effet du seuil est approximativement indépendant de la vitesse d’impact tandis que pour le scénario sans contrainte, son effet est plus important à basse vitesse. Si la réduction de force relative est considérée (ratio entre la force de contact

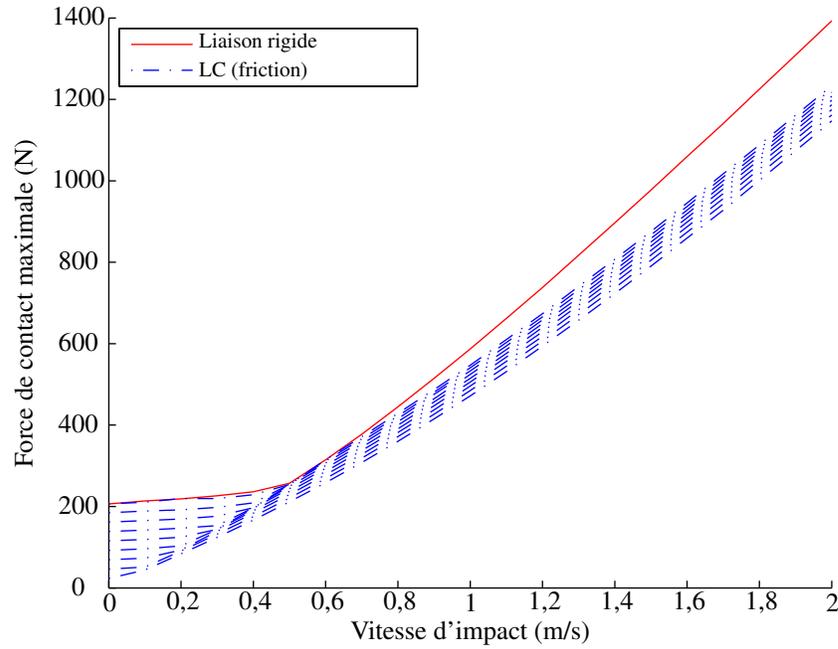


FIG. 3.9 – Effet du seuil d'un limiteur de couple et de la vitesse d'impact sur la force de contact maximale pour le scénario avec la tête non contrainte. Chaque courbe représente un incrément de 10 Nm , allant de 10 Nm à 90 Nm .

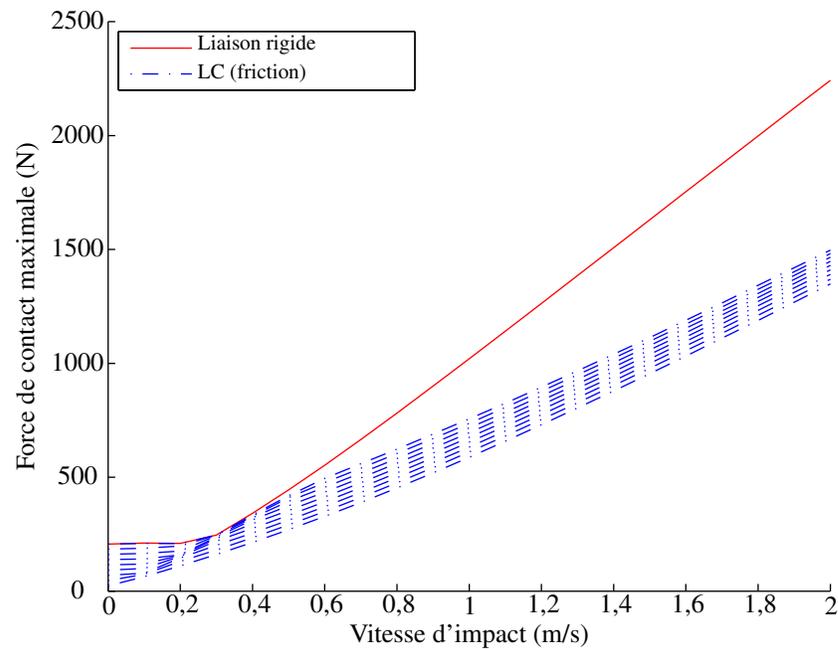


FIG. 3.10 – Effet du seuil d'un limiteur de couple et de la vitesse d'impact sur la force de contact maximale pour le scénario avec la tête contrainte. Chaque courbe représente un incrément de 10 Nm , allant de 10 Nm à 90 Nm .

maximale pour un limiteur de couple et la liaison rigide), l'effet du seuil est considérable à basse vitesse. En effet, l'ajustement du couple limite détermine directement la force statique maximale que le robot peut transmettre à son environnement :

$$\frac{\tau_{max}}{L} \approx F_{max}. \quad (3.16)$$

3.4.4 Effet de l'inertie effective du moteur

Dans cette section, l'effet de l'inertie effective du moteur sur la force de contact maximale est étudié. Intuitivement, augmenter l'inertie effective du moteur devrait avoir un effet limité dans le cas où un limiteur de couple est utilisé comme mécanisme de sécurité articulaire puisque celui-ci déconnecte complètement la membrure de l'actionneur lorsque le seuil est atteint. Pour la liaison rigide, la force de contact maximale devrait augmenter de façon monotone avec l'inertie total du manipulateur. Cependant, l'effet de l'ajout d'inertie du côté de l'actionneur n'est pas clair dans le cas de la liaison compliant.

Les figures 3.11 et 3.12 présentent la force de contact maximale en fonction de l'inertie effective du moteur pour les scénarios sans et avec la tête contrainte, respectivement. Dans chaque cas, la vitesse d'impact est de 2 m/s et l'inertie effective du moteur varie dans la plage $I_m \in [0, 1 I, 10 I]$. Pour toutes les simulations effectuées, on considère qu'un revêtement compliant est installé sur la membrure.

Comme prévu, l'inertie effective du moteur n'a presque aucune influence sur la force de contact maximale dans le cas du limiteur de couple (peu importe le type) tandis que pour la liaison rigide la force de contact augmente de façon monotone avec l'inertie. Cet effet est moins important dans le cas de la tête non contrainte puisque, comme il fut remarqué par [Haddadin et al. \(2008b\)](#), l'effet de l'inertie sature lorsque le corps avec lequel le robot entre en collision n'est pas contraint.

Pour la liaison compliant, la relation est définie par morceau. En dessous d'un certain seuil, la variation de l'inertie effective du moteur n'a pas d'effet, comme pour le limiteur de couple. Cependant, lorsque ce seuil est atteint, l'augmentation de l'inertie effective du moteur a pour effet d'augmenter la force de contact maximale de façon monotone, comme pour la liaison rigide — bien que moins radicalement. Ce phénomène s'explique par le fait qu'avec une liaison compliant, l'inertie effective du moteur produit un second pic de force qui est, lorsque cette inertie est faible, d'une amplitude moindre que celle produite par l'inertie de la membrure. Cependant, lorsque l'inertie effective du moteur excède un certain seuil, l'ampli-

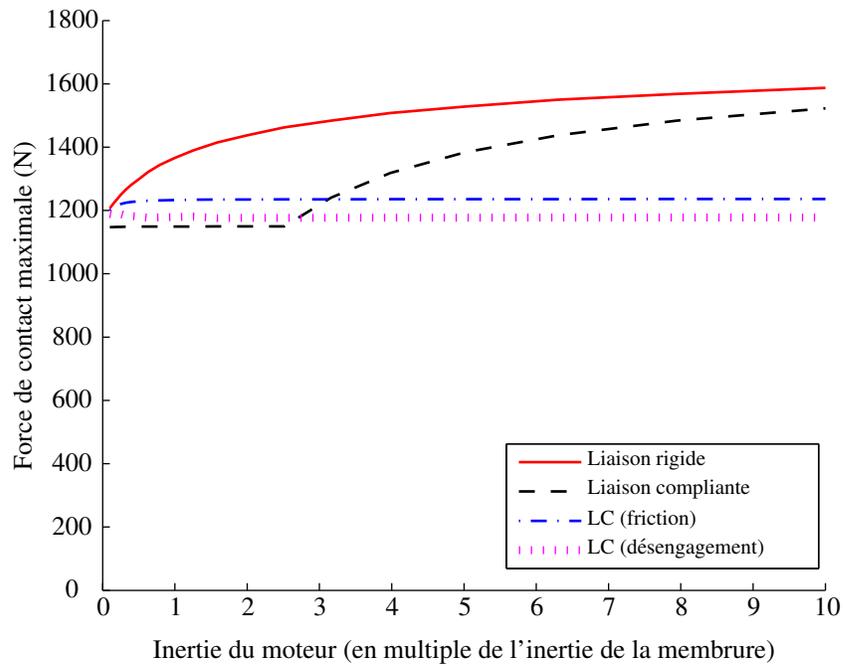


FIG. 3.11 – Force de contact maximum en fonction de l’inertie effective du moteur pour des collisions à 2 m/s et le scénario avec la tête non contrainte.

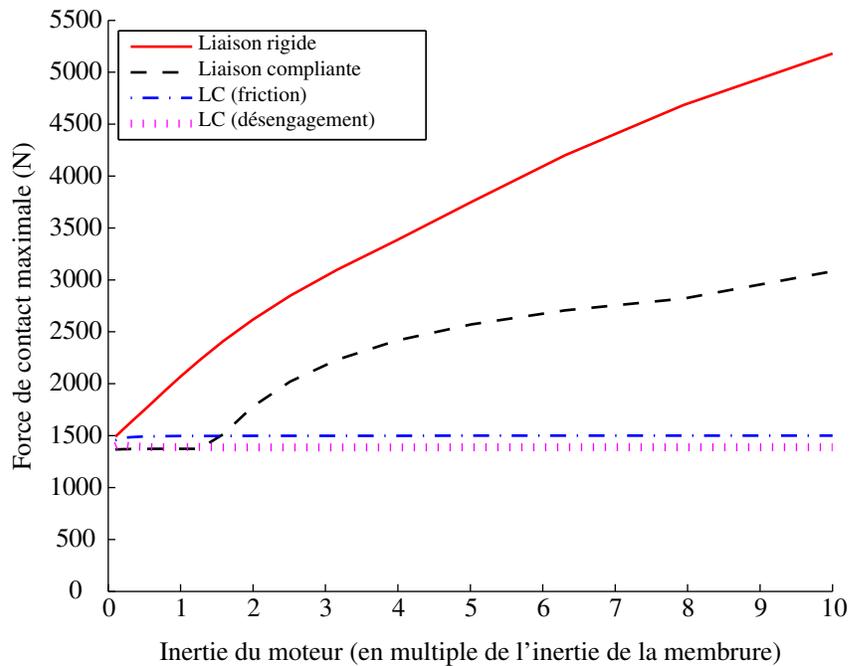


FIG. 3.12 – Force de contact maximum en fonction de l’inertie effective du moteur pour des collisions à 2 m/s et le scénario avec la tête contrainte.

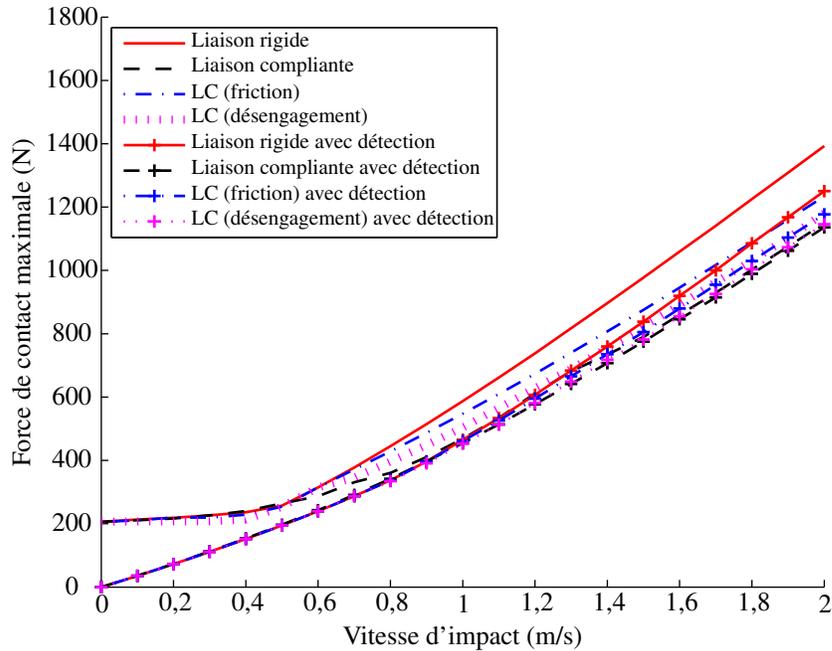


FIG. 3.13 – Force de contact maximale selon la vitesse de collision pour le scénario sans la tête contrainte, avec et sans système de détection de collision.

tude du second pic de force devient prédominant par rapport au premier qui est produit par l'inertie de la membrure.

3.4.5 Effet de la détection de collision

L'effet de l'ajout d'un système de détection de collision est étudié dans cette section. On suppose que la collision est détectée aussitôt que le contact survient ($\theta = 0$) et que le robot reçoit immédiatement l'instruction de s'arrêter. Ce comportement est jugé préférable à un mouvement de réaction dans la direction opposée puisqu'il est passif et prévisible pour une personne qui interagit avec le robot sans être formée pour cette tâche. Les figures 3.13 et 3.14 présentent la force de contact maximale en fonction de la vitesse pour les scénarios sans et avec la tête contrainte, respectivement. Sur chaque figure, chaque type de mécanisme de sécurité est simulé avec ou sans système de détection de collision. Dans chaque cas, les simulations sont effectuées en considérant la présence d'un revêtement compliant sur la membrure.

Pour toutes les simulations dans lesquelles le robot est muni d'une liaison rigide, la réduction de la force de contact maximale due à la détection de collision est importante. Pour les cas où un mécanisme de sécurité est utilisé, l'effet est significatif lorsque les collisions

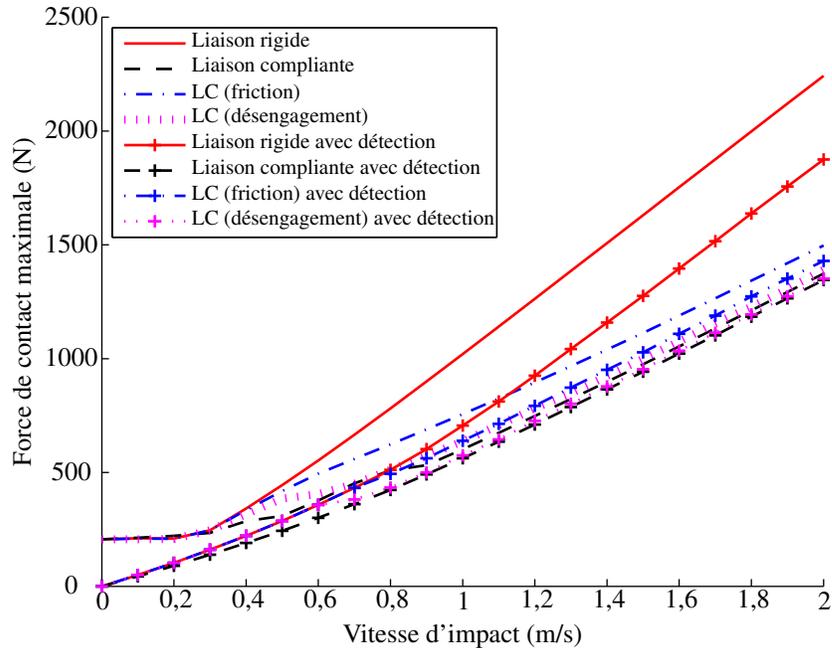


FIG. 3.14 – Force de contact maximale selon la vitesse de collision pour le scénario avec la tête contrainte, avec et sans système de détection de collision.

se produisent à basse vitesse. À haute vitesse, la réduction est significative seulement dans le cas du limiteur de couple basé sur la friction.

3.4.6 Effet combiné des différents systèmes de sécurité

Dans cette section, la réduction de la force de contact est déterminée par simulation pour toutes les combinaisons possibles des systèmes de sécurité à l'étude pour huit scénarios qui sont des combinaisons possibles de :

- tête contrainte ou non contre un mur,
- basse ($0,2 \text{ m/s}$) ou haute (2 m/s) vitesse,
- inertie effective du moteur de référence ou amplifiée ($I_m = 10I$).

Les figures 3.15, 3.16, 3.17, 3.18, 3.19, 3.20, 3.21 et 3.22 présentent les résultats de ces analyses. Sur chaque figure, les forces de contact maximales sont normalisées par le résultat maximum obtenu pour le scénario étudié. Le résultat de chaque combinaison de mécanisme de sécurité articulaire et système de détection de collision (ou absence de) est affiché comme une barre avec deux sections, celles du bas et du haut représentant respectivement les forces de contact maximales avec et sans revêtement compliant. L'effet de chaque mesure de sécurité

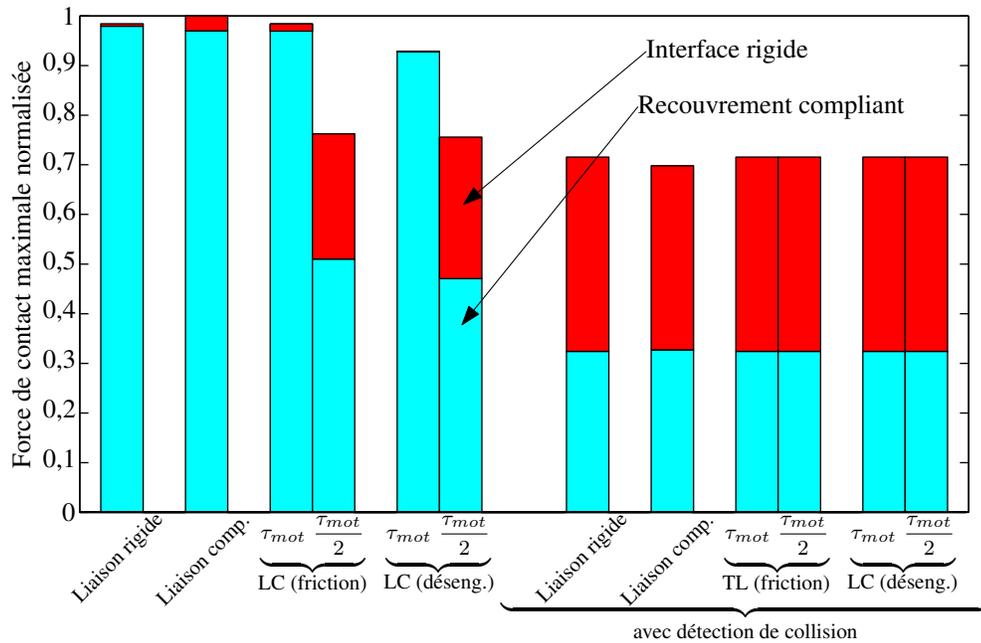


FIG. 3.15 – Réduction relative de la force d’impact maximale pour une vitesse d’impact de $0,2 \text{ m/s}$ avec la tête non contrainte et avec l’inertie du moteur de référence (force maximale = 223 N).

est discuté dans la prochaine section.

3.5 Discussion

3.5.1 Revêtement compliant

L’effet d’un revêtement compliant sur la réduction de la force maximum de contact survenant lors d’une collision est significatif pour la plupart des scénarios. En effet, celui-ci étant situé directement au point de contact, il est la seule mesure de sécurité pouvant réduire l’effet de l’inertie de la membrure sur la sévérité de la collision — à l’exception de la détection de collision si la dynamique du robot est suffisante. Pour les collisions à basse vitesse, son effet est limité puisque la force de contact est souvent déterminée par la force statique que le robot peut appliquer. Cependant, si la collision est détectée, la capacité du revêtement compliant d’étendre dans le temps le pic de force de contact permet au robot de s’arrêter et de limiter la sévérité de la collision, à la condition que ses performances dynamiques le permettent. Une peau robotique sensible à la pression appliquée et fabriquée à partir de silicone (Duchaine et al., 2009, Lacasse et al., 2010) est donc un moyen efficace permettant d’améliorer

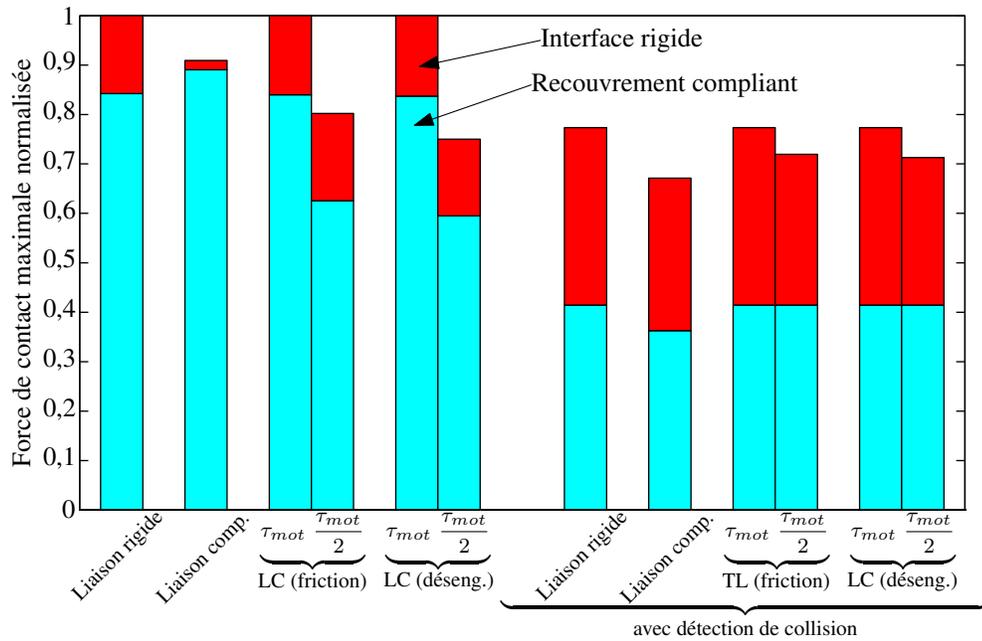


FIG. 3.16 – Réduction relative de la force d’impact maximale pour une vitesse d’impact de 0,2 m/s avec la tête contrainte et avec l’inertie du moteur de référence (force maximale = 248 N).

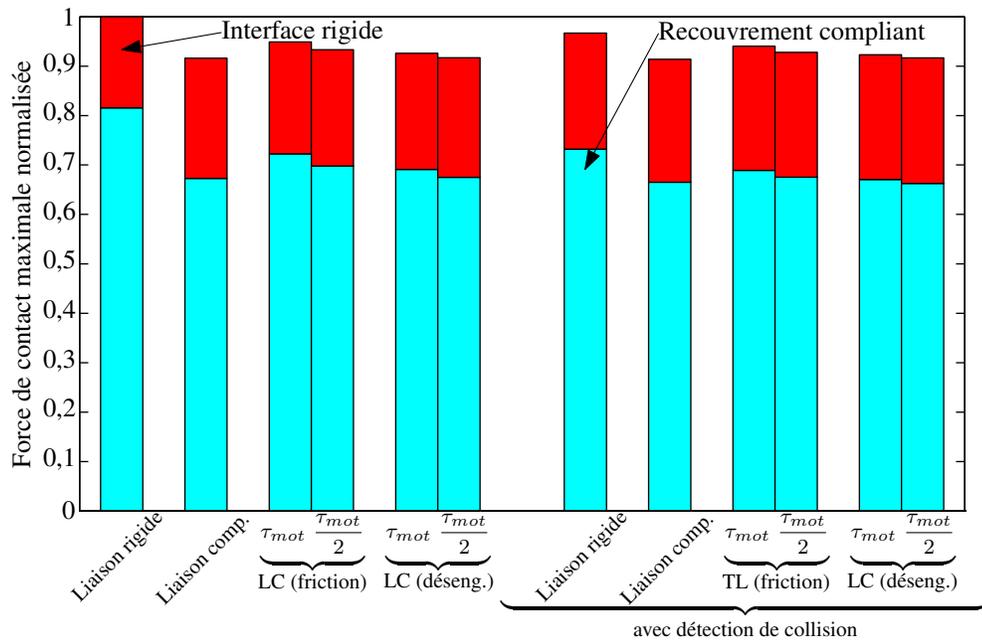


FIG. 3.17 – Réduction relative de la force d’impact maximale pour une vitesse d’impact de 2 m/s avec la tête non contrainte et avec l’inertie du moteur de référence (force maximale = 1708 N).

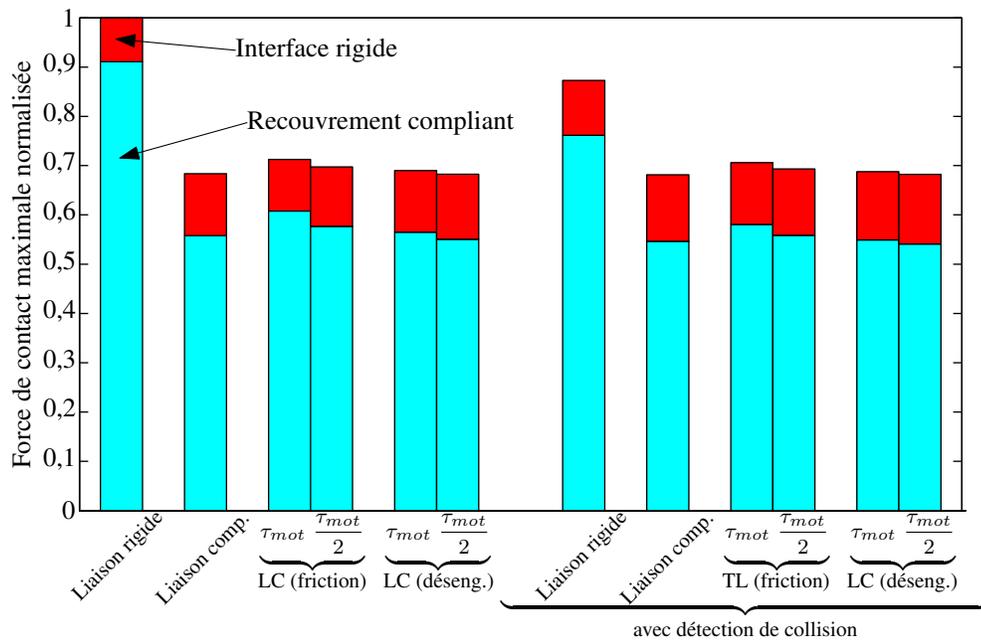


FIG. 3.18 – Réduction relative de la force d’impact maximale pour une vitesse d’impact de 2 m/s avec la tête contrainte et avec l’inertie du moteur de référence (force maximale = 2462 N).

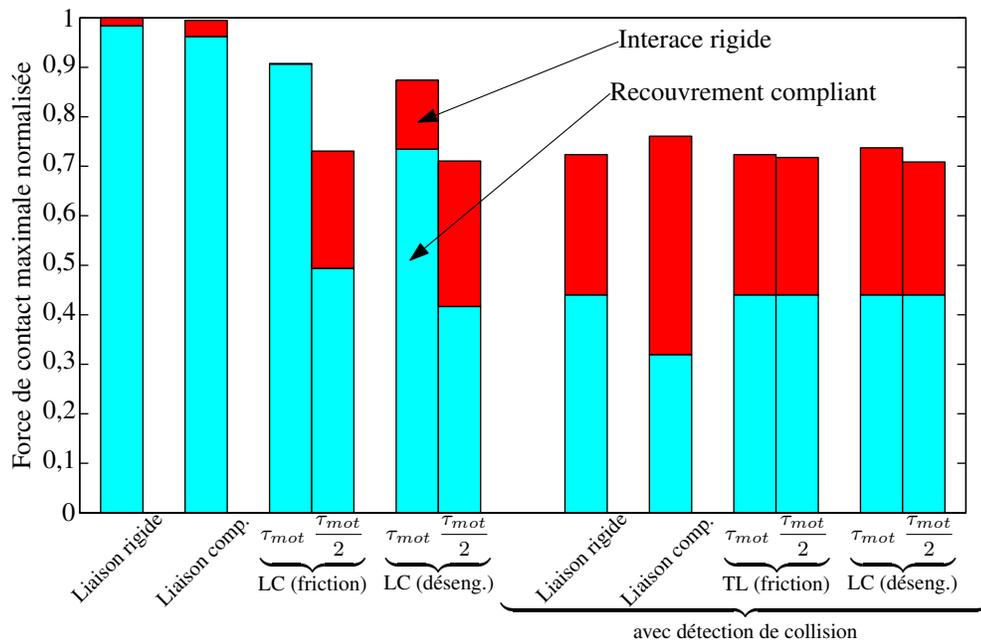


FIG. 3.19 – Réduction relative de la force d’impact maximale pour une vitesse d’impact de $0,2 \text{ m/s}$ avec la tête non contrainte et avec l’inertie effective du moteur égale à dix fois celle de la membrure (force maximale = 237 N).

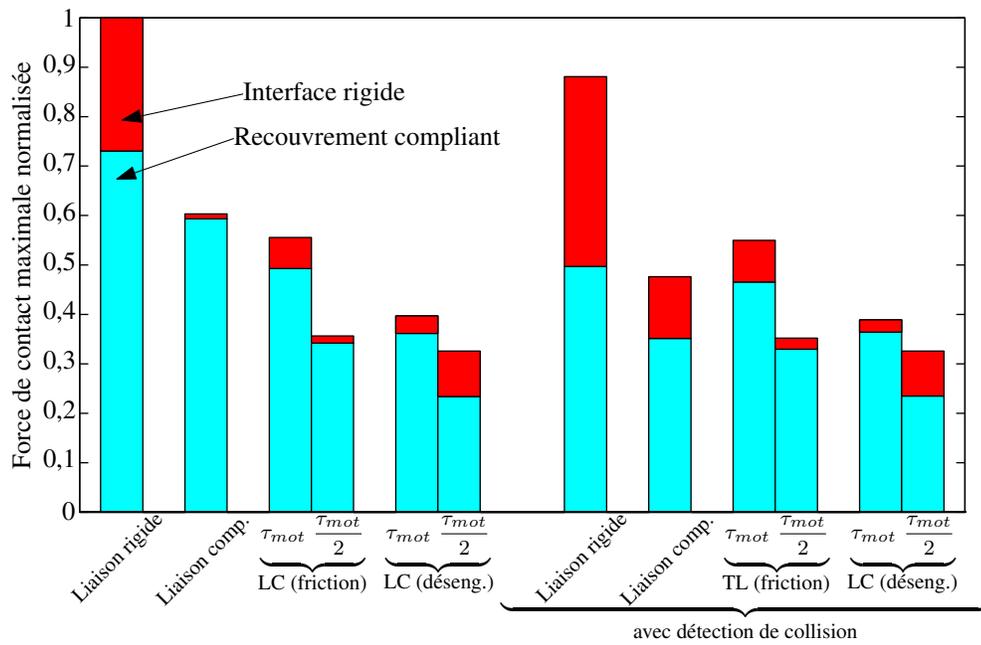


FIG. 3.20 – Réduction relative de la force d’impact maximale pour une vitesse d’impact de 0,2 m/s avec la tête contrainte et avec l’inertie effective du moteur égale à dix fois celle de la membrure (force maximale = 567 N).

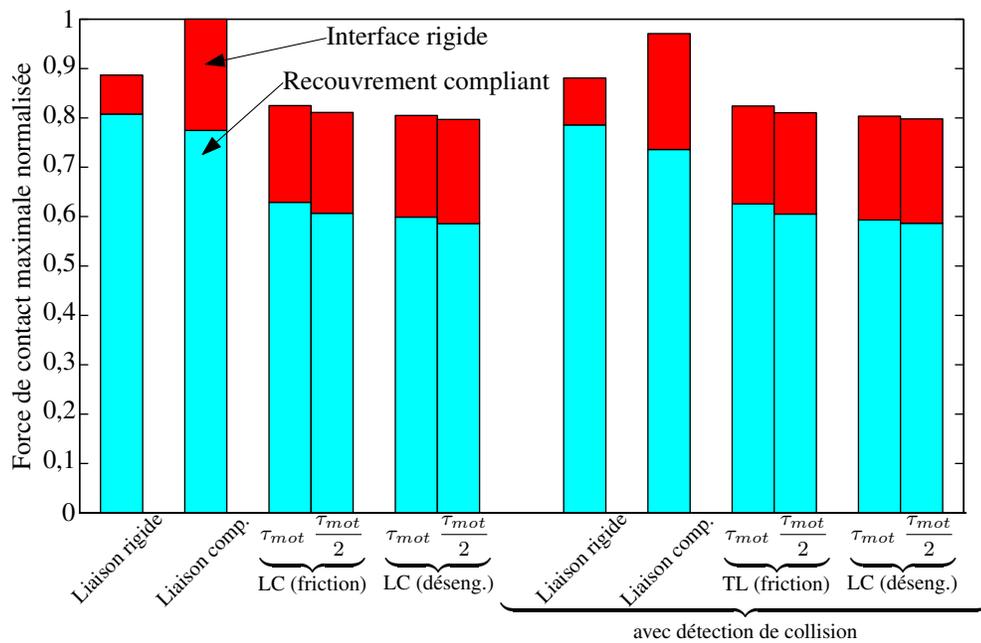


FIG. 3.21 – Réduction relative de la force d’impact maximale pour une vitesse d’impact de 2 m/s avec la tête non contrainte et avec l’inertie effective du moteur égale à dix fois celle de la membrure (force maximale = 1965 N).

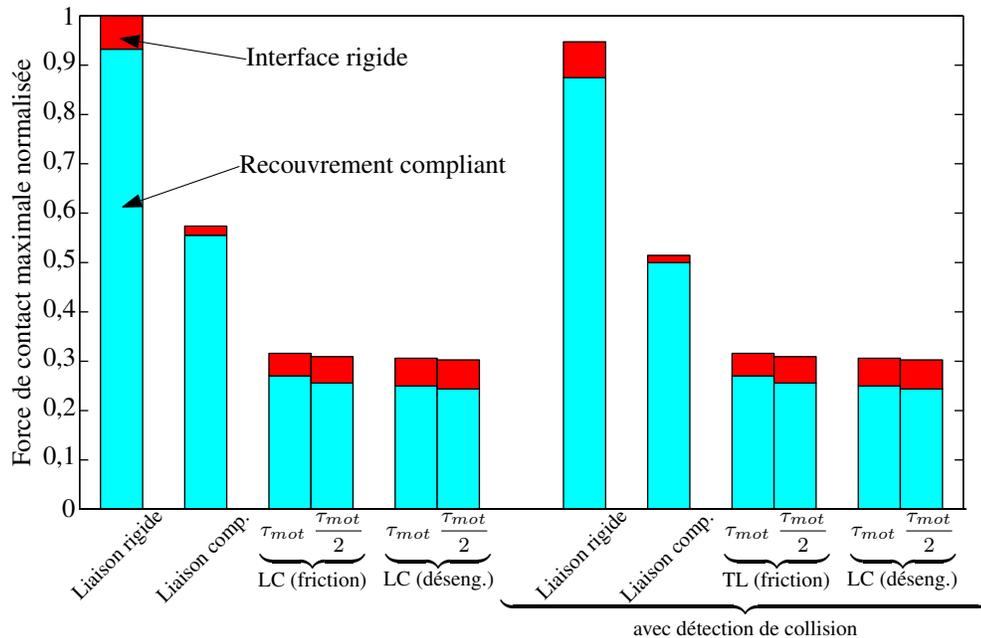


FIG. 3.22 – Réduction relative de la force d’impact maximale pour une vitesse d’impact de 2 m/s avec la tête contrainte et avec l’inertie effective du moteur égale à dix fois celle de la membrure (force maximale = 5554 N).

la sécurité lors de collisions non prévues.

Une des limitations du revêtement compliant est que, dû à la relation non-linéaire entre sa déformée et sa contrainte, son effet sature lorsqu’il est largement comprimé. La conséquence de cette saturation est que la réduction absolue de la force de contact due au revêtement compliant atteint un maximum pour une certaine vitesse d’impact au delà de laquelle elle ne peut plus augmenter. Ce phénomène est observable dans les figures 3.7 et 3.8. Une façon de contourner l’effet de cette saturation serait d’utiliser un revêtement compliant plus épais. Cependant, l’épaisseur devrait être optimisée afin d’améliorer la sécurité tout en évitant une addition excessive de masse sur le manipulateur, ce qui serait contreproductif par rapport à l’objectif principal. Aussi, il serait intéressant d’étudier l’effet de la relation non-linéaire et dépendante du taux de compression entre la déformée et la contrainte pour d’autres matériaux élastomères sur la capacité d’absorption du revêtement. D’autres travaux sont requis afin d’identifier les matériaux les plus appropriés pour cette application.

3.5.2 Mécanisme de sécurité articulaire

L'effet de l'utilisation d'un mécanisme de sécurité articulaire dépend du scénario qui est considéré. En effet, la réduction de la force de contact est plus grande lorsque la tête est contrainte. Cela est dû au fait que l'effet de l'inertie du robot ne sature pas lors d'un impact avec contrainte, contrairement au cas sans contrainte, comme il fut montré dans (Haddadin et al., 2008a;b; 2009c). Aussi, la réduction maximale de la force de contact est plus grande lorsque la collision survient à haute vitesse. De façon générale, l'effet du mécanisme de sécurité articulaire est plus important pour les scénarios de collision les plus sévères, ce qui constitue un avantage considérable pour ce type de mesure de sécurité.

Pour les inerties de référence et le couple d'actionnement obtenus à partir des données liées à la quatrième membrure du robot PUMA-560, la différence entre une liaison compliant et un limiteur de couple quant à la réduction de force de contact lors d'une collision est négligeable. En effet, les deux types de mécanisme de sécurité articulaire réduisent l'inertie effective du manipulateur, soit en découplant l'inertie du moteur ou soit en la déconnectant complètement. Cela est un résultat intéressant puisque le limiteur de couple est simulé avec un seuil égal au couple maximum d'actionnement. En conséquence, les gains de sécurité obtenus d'un tel limiteur de couple ne requièrent aucun compromis sur les performances du robot. En effet, placer un limiteur de couple rigide en série avec chaque actionneur d'un robot ne réduit ni sa bande passante, ni sa capacité d'appliquer des forces statiques sur son environnement, ni non-plus sa capacité d'accélération.

De plus, si l'inertie effective du moteur augmente, la force de contact maximale n'est pas affectée si un limiteur de couple est utilisé pour lier l'actionneur à la membrure. Cela est dû au fait que le limiteur de couple déconnecte complètement les deux composantes lorsque son seuil est dépassé. Cependant, ce n'est pas le cas de la liaison compliant. En effet, même si les deux inerties sont découplées au moment de l'impact, une grande inertie effective du moteur génèrera un second pic de force de contact. Au delà d'un certain niveau d'inertie effective du moteur — relativement à l'inertie de la membrure —, l'amplitude du second pic de force dépassera celle du premier. Pour ces situations, l'amélioration de la sécurité sera plus importante pour un limiteur de couple que pour une liaison compliant.

Plusieurs projets de recherche actuels visent le développement de liaisons compliantes qui minimisent le compromis effectué sur les performances du robot. Cependant, les simulations présentées dans ce chapitre montrent que pour le cas étudié (PUMA-560), des gains de sécurité similaires peuvent être obtenus sans aucun compromis sur les performances du robot (en conditions normales, c'est-à-dire lorsque les couples transmis ne dépassent pas leurs valeurs maximales). De plus, dans le cas d'autres robots pour lesquels l'inertie effective du moteur est grande, les gains de sécurité obtenus peuvent être supérieurs si des limiteurs de couple sont

utilisés plutôt que des liaisons compliantes. Ce résultat est intéressant puisque de simples limiteurs de couple pourraient être placés en série avec chaque actionneur de plusieurs robots commerciaux actuels afin d'améliorer leur sécurité tout en effectuant des modifications minimales sur leurs contrôleurs, leurs architectures et leurs coûts. La seule modification serait l'ajout d'un système déclenchant un arrêt d'urgence lorsque le glissement d'un limiteur de couple est détecté. Certains limiteurs de couple commerciaux disponibles actuellement possèdent déjà un capteur détectant leur glissement qui pourrait être utilisé comme un signal d'arrêt d'urgence standard. Il faut cependant noter que les liaisons compliantes possèdent des avantages intrinsèques par rapport aux limiteurs de couple. Notamment, ils présentent une interface plus naturelle pour l'interaction humain-robot. De plus, puisque les liaisons compliantes sont toujours déformées, le robot peut être programmé avec un seul mode de fonctionnement tandis que le limiteur de couple nécessite la programmation d'un mode distinct qui s'active lorsqu'un couple limite est dépassé. On peut donc en conclure que le choix d'utiliser un type de mécanisme de sécurité articulaire ou l'autre se fera selon le type d'application. Il paraît cependant clair que plusieurs applications industrielles pourraient bénéficier de l'interaction physique humain-robot utilisant un robot standard minimalement modifié par le simple ajout de limiteurs de couple en série avec chaque actionneur.

Les deux types de limiteurs de couple qui furent étudiés à l'aide des simulations (basés sur la friction ou sur un mécanisme de désengagement) présentent des performances similaires en termes de réduction de force de contact. Par conséquent, il est préférable de choisir quelle technologie utiliser selon d'autres critères, comme par exemple la simplicité mécanique ou encore le comportement suivant le dépassement du couple limite. Un avantage du mécanisme de désengagement est qu'il existe une seule position angulaire où le mécanisme s'enclenche. Ainsi, il n'est pas nécessaire de mesurer la position articulaire de la membrure avec un second encodeur, ce qui serait requis avec un limiteur de couple basé sur la friction. Cependant, puisque le couple transmis est réduit après le désengagement du mécanisme, ce type de limiteur de couple pourrait mener à l'effondrement du manipulateur si celui-ci n'est pas capable de fournir les couples causés par la gravité. Une façon de contrer ce problème serait d'ajouter un ressort en torsion (avec une faible raideur) à l'intérieur du limiteur de couple, ce qui contribuerait à le replacer à sa position d'engagement après la collision. Un exemple de mise en oeuvre d'un tel limiteur de couple est proposé par [Park et al. \(2009\)](#).

Finalement, réduire le couple limite diminue la force de contact maximale d'une valeur qui est presque indépendante de la vitesse de collision. Pour des collisions à faible vitesse, la force d'impact maximale est proportionnelle au couple maximal pouvant être transmis par l'actionneur. Par conséquent, un limiteur de couple avec un seuil qui soit ajustable électroniquement serait utile pour diminuer les forces statiques maximales qu'un robot puissant peut générer près de ses configurations singulières. Il est à noter que lors de collisions quasi-statiques, réduire le couple limite mécaniquement est équivalent à réduire le couple fourni par

l'actionneur à même le contrôleur. L'avantage de la réduction mécanique du couple limite se fera sentir à mesure que la vitesse de collision augmentera puisque l'inertie de l'actionneur aura alors de l'effet sur la sévérité de la collision. Cependant, l'utilisation combinée d'un limiteur de couple à seuil fixe et d'une limitation électronique du couple fourni par l'actionneur pourrait posséder plusieurs avantages, notamment du point de vue de la simplicité de mise en oeuvre et du coût.

3.5.3 Système de détection de collision

L'effet d'un système de détection de collision couplé avec un arrêt d'urgence dépend du scénario de collision étudié. Un tel système est surtout efficace pour les collisions à basse vitesse, même s'il l'est également pour les collisions à haute vitesse si aucun mécanisme de sécurité articulaire n'est utilisé. La réduction de la force maximale de contact est amplifiée si la détection de collision est combinée avec un revêtement compliant puisque ce dernier fournit au robot le temps nécessaire afin d'arrêter. Cependant, l'effet de la détection de collision dépend grandement de la dynamique du robot. Cela peut être observé pour le scénario avec l'inertie du moteur amplifié pour lequel les gains et le couple maximal de l'actionneur ne sont pas changés.

3.5.4 Synergies et limitations de la combinaison de mesures de sécurité

L'effet combiné de deux mesures de sécurité n'est généralement pas la somme des effets individuels. Un bon exemple d'une synergie est présenté à la figure 3.16 pour une collision à basse vitesse avec la tête contrainte et les inerties de référence. Pour une liaison rigide, l'utilisation d'un revêtement compliant réduit la force maximale de contact de 15,8% tandis que la réduction est de 22,6% si un système de détection de collision est utilisé seul. Cependant, lorsqu'on combine les deux mesures de sécurité, la réduction de la force de contact maximale atteint 58,6%. Un exemple de saturation de la sécurité est montré à la figure 3.18 pour le scénario à haute vitesse avec la tête contrainte et les inerties de référence. Dans ce cas, l'utilisation d'un revêtement compliant avec une liaison compliant réduit la force maximale de contact de 44,2%. Si l'on ajoute un système de détection de collision, la réduction augmente jusqu'à 45,4% seulement, même si cette mesure de sécurité permet une réduction de 12,7% lorsqu'elle est utilisée seule. En conclusion, ces résultats de simulation montre l'importance de considérer les effets combinés des mesures de sécurité plutôt que d'analyser chacune d'elle indépendamment.

3.5.5 Limitations du modèle

Même si le modèle présenté dans ce chapitre fournit une nouvelle perspective quant à l'évaluation de l'efficacité de différentes approches pour réduire les forces de contact survenant lors de collisions, il possède certaines limitations qui sont discutées dans cette section.

Tout d'abord, le modèle ne considère que les impacts se produisant dans la direction normale à la surface. En pratique, la vitesse relative entre les corps impliqués lors de la collision est rarement dans cette direction. Aussi, certains types de blessures telles que les lacérations peuvent être causées par les forces de cisaillement et donc la vitesse relative tangentielle doit être considérée pour bien évaluer la dangerosité d'un robot.

Lors de l'analyse dans laquelle l'inertie du moteur est amplifiée, le couple articulaire maximal ainsi que les gains du contrôleur PD n'ont pas été modifiés. Ceci réduit les performances dynamiques du manipulateur et donc l'efficacité du système de détection de collision est sous-estimée pour ce scénario. Les paramètres liés à l'actionneur et son contrôleur n'ont pas été modifiés afin d'éviter des ajustements arbitraires au modèle qui auraient pu affecter les autres résultats.

La déformation du revêtement compliant est considérée comme étant uniformément distribué lors de l'impact. Cependant, lors d'une véritable collision, les surfaces en contact sont rarement planes et en déplacement dans la direction normale à la surface, sans vitesse de rotation. Pour une représentation plus précise, les courbures de la membrure et de la tête devraient être considérées.

Le modèle ne considère pas la dynamique multi-corps d'un robot réel. À la place, on ne modélise qu'un simple robot à un degré de liberté pour simplifier l'analyse. Cependant, une description complète du manipulateur est requise afin d'obtenir des résultats réalistes qui dépendent de l'architecture du robot, de sa configuration et de la vitesse articulaire de chaque axe.

L'effet de l'emplacement du point de contact sur le robot n'est pas pris en compte. En pratique, les collisions peuvent se produire n'importe où sur le manipulateur et plusieurs paramètres tels que l'inertie effective et les forces statiques maximales sont affectées par l'emplacement du point de contact.

La mécanique du point de contact sur le corps humain n'est pas prise en compte. Pour des résultats plus réalistes, un modèle précis décrivant le comportement viscoélastique non-linéaire du corps avec lequel le robot entre en collision serait requis.

Ces limitations diminuent la capacité du modèle d'évaluer précisément la dangerosité d'un manipulateur. Cependant, le but premier de cette analyse est de comparer l'efficacité de différentes mesures de sécurité et de leur combinaison pour réduire la force de contact maximale lors d'une collision non prévue. Même si la menace exacte qu'exerce un robot demeure difficile à évaluer, le modèle présenté dans ce chapitre est suffisant pour évaluer les différentes approches d'amélioration de la sécurité.

3.6 Conclusion

Dans ce chapitre, un modèle de collision est développé afin d'évaluer l'efficacité de différentes approches et de leurs combinaisons à réduire la force maximale de contact lors d'un impact. Suite à une courte revue des travaux similaires, un modèle existant est adapté afin de simuler des mécanismes de sécurité articulaires, un revêtement compliant non-linéaire et un système de détection de collision. Les données physiques d'un robot commun sont utilisées afin de simuler des collisions entre celui-ci et la tête d'une personne. Plusieurs scénarios sont évalués pour lesquels la tête est contrainte ou non contre un mur, la vitesse d'impact est variée et l'inertie de l'actionneur est amplifiée ou non. Dans chaque cas, la réduction de la force de contact maximale est évaluée pour chaque mesure de sécurité appliquée seule ou en combinaison avec d'autres.

Les résultats obtenus suggèrent qu'il est essentiel d'évaluer les mesures de sécurité ensemble plutôt que séparément. En effet, la combinaison de plusieurs mesures entraîne des synergies ou des saturations qui ne sont pas négligeables. De plus, les revêtements compliants sont plus réalistement représentés par un modèle non-linéaire comme celui d'Ogden que par un modèle linéaire, comme c'est le cas pour l'ensemble des modèles existants dans la littérature. Le modèle d'Ogden permet de tenir compte, entre autres, de l'effet de saturation qui se produit lorsque le revêtement compliant est déformé de façon importante.

Dans le contexte des travaux présentés dans cette thèse, le modèle de collision développé permet de conclure que de façon générale, l'amélioration de la sécurité est similaire que l'on utilise un limiteur de couple ou une liaison compliant en guise de mécanisme de sécurité articulaire. Dans certains cas, comme lorsque l'inertie de l'actionneur est importante par rapport à celle de la membrure, le limiteur de couple offre des résultats supérieurs puisqu'il est le seul à complètement déconnecter la membrure de l'actionneur. L'utilisation de limiteurs de couple en tant que mécanisme de sécurité articulaire est donc justifiée.

L'utilisation d'un limiteur de couple ajustable permet de réduire la force de contact maximale lors d'une collision à basse ou haute vitesse. L'effet relatif est cependant plus important

à basse vitesse. Pour cette raison, les deux prochains chapitres se concentrent sur les forces statiques pouvant être transmises par un manipulateur muni de limiteurs de couple ajustables (limitation mécanique). Il est à noter qu'une limitation à même le contrôleur du couple fourni par chaque actionneur (limitation électronique) aurait un effet similaire pour des collisions à basse vitesse. Cependant, on considère pour le reste de la thèse que l'on utilise des limiteurs de couple dont le seuil mécanique est ajusté électroniquement par le contrôleur. Ce type de limitation possède l'avantage d'offrir une meilleure réduction de la force maximale de contact aux alentours de la vitesse de transition puisque l'inertie de l'actionneur est alors déconnectée de la membrure ce qui n'est pas le cas pour une limitation électronique. Le lecteur gardera cependant à l'esprit que les méthodes développées dans les chapitres 4 et 5 peuvent être utilisées tant pour des limitations mécaniques qu'électroniques.

Chapitre 4

Statique des robots sériels munis de limiteurs de couple

Ce chapitre présente deux méthodes permettant de calculer les couples articulaires limites correspondant à des forces externes appliquées à l'effecteur pour un manipulateur sériel muni d'un limiteur de couple ajustable électroniquement en série avec chaque actionneur. La première méthode optimise les seuils minimum et maximum des forces applicables dans toutes les directions sur le point de référence à l'effecteur. La deuxième, plus complexe, calcule les couples limites qui garantissent un seuil maximal de force applicable dans la direction normale à la surface en tenant compte de tous les points situés sur l'enveloppe externe du manipulateur.

4.1 Introduction

Le modèle présenté au chapitre 3 permet d'illustrer comment les couples limites peuvent être ajustés afin de limiter les forces pouvant être transmises lors de collisions à basse vitesse, pour lesquelles les inerties en jeu n'influencent pas la force de contact maximale. Dans le cas d'un manipulateur à un degré de liberté et pour un point de contact prédéterminé, il suffit de multiplier la force maximale désirée par le bras de levier afin d'obtenir le couple articulaire limite requis.

Cependant, pour un manipulateur sériel à plusieurs degrés de liberté sur lequel une force externe peut être appliquée à n'importe quel endroit, il n'est pas aussi simple de déterminer

les couples limites qui doivent être ajustés. En effet, dans ce cas, le seuil de force dépend du point de contact et de la direction d'application de la force. De plus, des couples gravitationnels causés par le poids des membrures s'ajoutent aux couples articulaires créés par la force externe. Il faut donc tenir compte de tous ces éléments dans le développement d'une méthode de calcul des couples limites qui assurent un certain niveau de sécurité tout en compromettant le moins possible les performances du manipulateur.

Dans ce chapitre, deux méthodes sont développées afin de calculer les couples limites selon l'architecture et la configuration du manipulateur sériel muni d'un limiteur de couple en série avec chaque actionneur. La première, tenant compte des forces pouvant être appliquées dans toutes les directions sur un point de référence à l'effecteur, permet d'optimiser la capacité du manipulateur à appliquer des forces dans toutes les directions tout en fixant la force maximale atteignable au point de référence. La seconde méthode, qui tient compte de tous les points de contact potentiels, permet quant à elle de garantir une force de contact maximale pour toute la surface externe du manipulateur. Cette dernière est plus détaillée et un exemple de son utilisation est fournie. Les avantages et les limitations de la seconde méthode font l'objet d'une discussion. Pour les deux méthodes, on considère uniquement les forces pures appliquées sur le robot. On néglige les moments externes appliqués sur le robot puisque lors d'une collision, il est réaliste d'approximer les efforts transmis par une force pure appliquée au point de contact dans la direction normale à la surface.

4.2 Algorithmes basés sur un point de référence

4.2.1 Critère de performance utilisé

Afin d'évaluer la qualité de l'ajustement des couples limites, de la pose et de l'architecture d'un manipulateur, un critère de performance est requis. La force maximale pouvant être transmise par un robot lors d'une collision est un critère adéquat afin d'en évaluer la sécurité, tel qu'expliqué en détail au chapitre 2. L'habileté d'un manipulateur à appliquer des forces à son environnement peut également être utilisée afin d'évaluer les performances d'un manipulateur. Il est donc proposé d'évaluer à la fois la sécurité et les performances d'un manipulateur à l'aide d'un indice défini comme étant le ratio de la force atteignable isotrope F_{min} sur la force atteignable maximale F_{max} , c'est-à-dire :

$$\mu = \frac{F_{min}}{F_{max}}. \quad (4.1)$$

La force atteignable isotrope F_{min} , c'est-à-dire la force pouvant être appliquée dans toute

direction sans qu'un couple limite ne soit atteint, représente bien les performances d'un robot collaboratif puisque celui-ci peut être amené à accélérer un corps dans n'importe quelle direction. En effet, il est difficile pour le contrôleur de prévoir la direction que voudra imposer l'utilisateur sur les déplacements du robot. La force atteignable maximale F_{max} , c'est-à-dire l'amplitude maximale de la force pouvant être appliquée à l'effecteur sans qu'un couple limite ne soit dépassé, représente un indice de sécurité conservateur puisqu'il tient compte de la pire direction d'application de la force. Afin de faciliter l'analyse, F_{min} et F_{max} sont évaluées pour des conditions statiques. En pratique, comme il a été déterminé au chapitre 3, la force statique maximale que le robot peut transmettre est supérieure à la force dynamique de collision pour des faibles vitesses (jusqu'à une vitesse de transition qui dépend des inerties et raideurs en jeu).

4.2.2 Espace des forces atteignables

Pour un manipulateur sériel muni d'un limiteur de couple en série avec chacune de ses articulations, les forces pouvant être appliquées au point de référence sur l'effecteur, en conditions statiques et pour des couples limites symétriques, sont bornées par les inégalités suivantes :

$$-\tau_{max} - \tau_g \preceq \mathbf{J}^T \mathbf{f} \preceq \tau_{max} - \tau_g. \quad (4.2)$$

où \mathbf{f} est le vecteur représentant la force appliquée, τ_{max} est le vecteur des couples limites et τ_g est le vecteur des couples articulaires créés par le poids des membrures. Le symbole \preceq est l'opérateur de relation plus petit ou égal appliqué à chaque élément des vecteurs. Finalement, \mathbf{J} est la matrice jacobienne du manipulateur établissant la relation entre les vitesses cartésiennes et articulaires selon :

$$\dot{\mathbf{p}} = \mathbf{J}\dot{\boldsymbol{\theta}} \quad (4.3)$$

où $\dot{\boldsymbol{\theta}}$ est le vecteur de vitesses articulaires et $\dot{\mathbf{p}}$ est le vecteur des vitesses cartésiennes.

L'espace des forces atteignables représente tous les vecteurs de force \mathbf{f} appliqués au point de référence sur l'effecteur qui respectent la contrainte (4.2). La forme du polytope ainsi obtenu est donc fonction de la pose du manipulateur. La figure 4.1 présente deux exemples (bidimensionnels) de tels polytopes (polygones dans ce cas-ci) pour des matrices jacobiennes

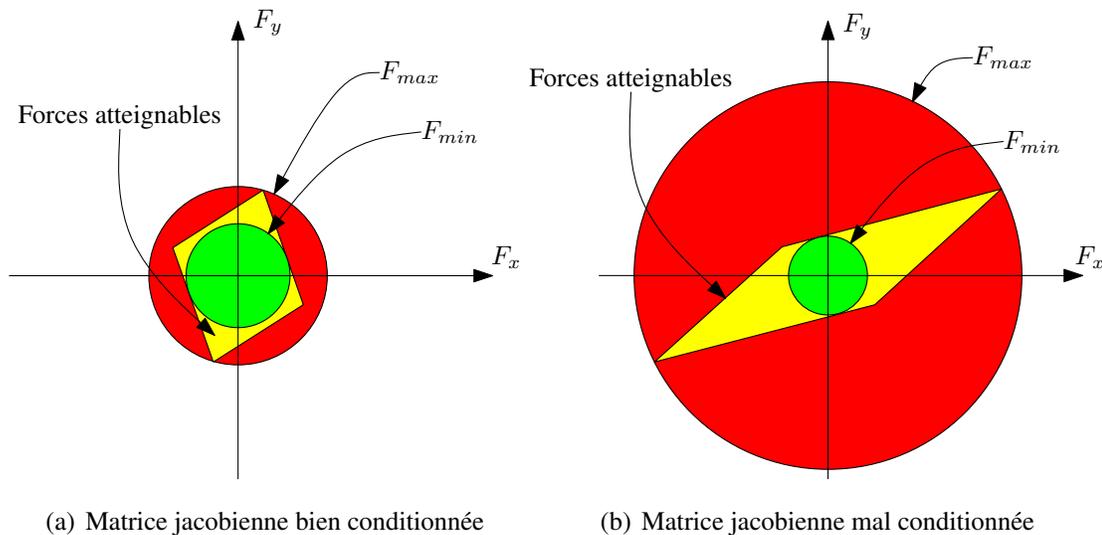


FIG. 4.1 – Exemple de polygones des forces atteignables.

dont le conditionnement est bon ou mauvais. Dans les deux cas, le vecteur des couples gravitationnels est posé comme étant nul. En plus du polytope des forces atteignables, la figure montre deux cercles dont les rayons sont égaux à F_{min} et F_{max} . L'indice défini par (4.1) correspond donc au ratio entre le rayon du cercle intérieur sur le rayon du cercle extérieur. Cette même analyse peut être reproduite pour un manipulateur spatial à l'aide d'un polyèdre et de sphères à la place du polygone et des cercles. Comme on peut le voir sur la figure, une matrice jacobienne mal conditionnée mènera à une plus petite force atteignable isotrope F_{min} et une plus grande force atteignable maximale F_{max} . Puisque la matrice jacobienne dépend de la pose du manipulateur, il faut parfois diminuer les performances afin de maintenir F_{max} à un niveau prédéterminé. On préférera donc les configurations et les architectures optimisant μ .

4.2.3 Couples limites optimaux

Pour une architecture et une configuration donnée, il est possible d'ajuster les n couples limites afin d'optimiser l'indice μ . De façon générale, on posera F_{max} ou F_{min} , selon que l'on désire maintenir un niveau de sécurité ou un niveau de performance donné. On voudra ensuite calculer les couples limites qui optimiseront l'autre borne de l'intervalle des seuils de force. Il peut également être intéressant de connaître F_{min} et F_{max} pour une valeur de τ_{max} donnée. La présente section fournit les procédures permettant d'obtenir ces résultats.

Calcul de F_{min} selon les couples limites

Considérons l'équation (4.2) appliquée pour le $i^{\text{ème}}$ limiteur de couple seulement :

$$-\tau_{max,i} - \tau_{g,i} \leq \mathbf{j}_i^T \mathbf{f} \leq \tau_{max,i} - \tau_{g,i} \quad (4.4)$$

où $\tau_{max,i}$ est le $i^{\text{ème}}$ couple limite, $\tau_{g,i}$ est le $i^{\text{ème}}$ couple gravitationnel et \mathbf{j}_i est la $i^{\text{ème}}$ colonne de la matrice jacobienne. Il est possible de récrire l'équation sous la forme

$$-\tau_{max,i} \leq \mathbf{j}_i^T \mathbf{f} + \tau_{g,i} \leq \tau_{max,i}. \quad (4.5)$$

On peut la simplifier davantage en prenant la valeur absolue du couple limite :

$$|\mathbf{j}_i^T \mathbf{f} + \tau_{g,i}| \leq \tau_{max,i}. \quad (4.6)$$

La valeur maximale du terme de gauche se produit lorsque la force est appliquée dans la même direction que celle du vecteur formé par la $i^{\text{ème}}$ colonne de la matrice jacobienne. C'est dans cette direction que la force atteignable pour ce limiteur sera minimale. On peut donc récrire l'inégalité en considérant que la force appliquée est $\mathbf{f} = \pm F_{min,i} \frac{\mathbf{j}_i}{\|\mathbf{j}_i\|}$, ce qui donne :

$$|\pm F_{min,i} \|\mathbf{j}_i\| + \tau_{g,i}| \leq \tau_{max,i}. \quad (4.7)$$

La valeur maximale du terme de gauche se produit lorsque le signe \pm est égal au signe de $\tau_{g,i}$. Dans ce cas, on peut réarranger l'équation et isoler le seuil minimal de force pour le $i^{\text{ème}}$ limiteur de couple. Cela donne :

$$F_{min,i} = \frac{\tau_{max,i} - |\tau_{g,i}|}{\|\mathbf{j}_i\|}. \quad (4.8)$$

La force atteignable isotrope F_{min} , c'est-à-dire le seuil minimal de force pour tous les limiteurs de couple, sera donc :

$$F_{min} = \min_i F_{min,i} = \min_i \frac{\tau_{max,i} - |\tau_{g,i}|}{\|\mathbf{j}_i\|}. \quad (4.9)$$

Calcul des couples limites selon F_{min}

Pour calculer les couples limites qui donneront une certaine force atteignable isotrope F_{min} , il suffit de résoudre l'équation (4.8) selon $\tau_{max,i}$. Afin de minimiser la force atteignable maximale F_{max} , on impose que les seuils minimums soient les mêmes pour chaque limiteur de couple, c'est-à-dire

$$F_{min,i} = F_{min}, \forall i. \quad (4.10)$$

Les couples limites optimaux garantissant un certain F_{min} sont donc

$$\tau_{max,i} = F_{min} \|\mathbf{j}_i\| + |\tau_{g,i}|. \quad (4.11)$$

Calcul de F_{max} selon les couples limites

Calculer la force atteignable maximale revient à maximiser la norme euclidienne de la force appliquée \mathbf{f} sous les contraintes linéaires définies par (4.2). Il s'agit d'un problème mathématique bien connu de maximisation d'une fonction convexe sur un ensemble compact et convexe (Rockafellar, 1970, page 345). Pour ce type de problème, la norme maximale se trouve sur l'un des sommets du polytope défini par les contraintes.

La méthode utilisée consistera donc à calculer la norme de \mathbf{f} pour chacun des sommets de ce polytope dans l'espace des forces atteignables. Les sommets se trouvent à la jonction de deux (manipulateur plan) ou trois (manipulateur spatial) contraintes. Cependant, on ne sait pas *a priori* si ces points de jonction respectent les contraintes qui n'ont pas été utilisées dans leur calcul. On détermine donc quels sommets potentiels respectent la contrainte (4.2) et, parmi ceux-ci, on choisit celle dont la norme est la plus grande.

La sélection des limiteurs de couple activés pour le sommet étudié peut se faire à l'aide d'une matrice de sélection \mathbf{S}_{ijk} (ou \mathbf{S}_{ij} pour un manipulateur plan) de dimension $3 \times n$ (ou $2 \times n$) dont les éléments $(1, i)$, $(2, j)$ et $(3, k)$ sont égaux à 1 tandis que tous les autres sont égaux à 0.

La sélection du sens des couples limites atteints peut se faire à l'aide d'une matrice signature \mathbf{T} de dimension 3×3 (ou 2×2 pour un manipulateur plan), qui est une matrice diagonale dont les éléments sont égaux à ± 1 . Il existe huit combinaisons possibles (ou quatre

pour un manipulateur plan) de \pm . On peut donc définir la matrice \mathbf{T} comme les huit (ou quatre) racines carrés de la matrice identité \mathbf{I} (de dimension 2 ou 3), c'est-à-dire

$$\mathbf{T}^2 = \mathbf{I}. \quad (4.12)$$

À partir de l'équation (4.6), il est possible d'obtenir le vecteur de force \mathbf{f}_{ijk} pour lequel les couples limites i , j et k sont atteints dans les sens définis par les éléments diagonaux de la matrice \mathbf{T} est¹ :

$$\mathbf{S}_{ijk}\mathbf{J}\mathbf{f}_{ijk} + \mathbf{S}_{ijk}\boldsymbol{\tau}_g = \mathbf{T}\mathbf{S}_{ijk}\boldsymbol{\tau}_{max}. \quad (4.13)$$

En isolant le vecteur, on obtient :

$$\mathbf{f}_{ijk} = (\mathbf{S}_{ijk}\mathbf{J}^T)^{-1}(\mathbf{T}\mathbf{S}_{ijk}\boldsymbol{\tau}_{max} - \mathbf{S}_{ijk}\boldsymbol{\tau}_g). \quad (4.14)$$

La plus grande force F_{max} pouvant être appliquée au point de référence est donc :

$$F_{max} = \max_{i,j,k} \|\mathbf{f}_{ijk}\|_2, \text{ sous la contrainte (4.2)}. \quad (4.15)$$

Il est important de noter que la matrice $(\mathbf{S}_{ijk}\mathbf{J}^T)$ peut être singulière, ce qui se produit si les colonnes i , j et k de la matrice jacobienne ne sont pas linéairement indépendantes. Lorsque cela se produit, le manipulateur est en singularité par rapport à ces trois actionneurs. Cela n'est pas problématique si la matrice jacobienne n'est pas singulière (dans le cas où il y a plus de trois actionneurs munis de limiteurs de couple) puisque dans ce cas un autre limiteur de couple pourra limiter les forces appliquées dans une direction comprise dans le noyau de $(\mathbf{S}_{ijk}\mathbf{J}^T)$. Cependant, si la matrice jacobienne est singulière, il existera certaines directions dans lesquelles des forces de magnitude tendant vers l'infini pourront être appliquées.

Calcul des couples limites selon F_{max}

De façon générale, il est désirable d'obtenir les couples limites $\boldsymbol{\tau}_{max}$ qui fixeront F_{max} à une valeur donnée tout en maximisant la force atteignable isotrope F_{min} . Pour ce faire, on

¹Il existe un vecteur \mathbf{f}_{ijk} pour chaque matrice \mathbf{T} possible.

peut utiliser les couples limites optimaux pour un certain F_{min} , tels que définis par (4.11). Si ces couples sont utilisés dans l'équation (4.14) définissant \mathbf{f}_{ijk} et que l'on calcule le produit scalaire de ce vecteur avec lui même, on obtient cette relation quadratique entre F_{min} et F_{max} :

$$(\mathbf{v}_1^T \mathbf{v}_1) F_{min}^2 + (2\mathbf{v}_1^T \mathbf{v}_2) F_{min} + (\mathbf{v}_2^T \mathbf{v}_2 - F_{max}^2) = 0 \quad (4.16)$$

dans laquelle

$$\mathbf{v}_1 = (\mathbf{S}_{ijk} \mathbf{J}^T)^{-1} \left(\mathbf{T} \mathbf{S}_{ijk} \begin{bmatrix} \|\mathbf{j}_1\| \\ \vdots \\ \|\mathbf{j}_m\| \end{bmatrix} \right) \quad (4.17)$$

$$\mathbf{v}_2 = (\mathbf{S}_{ijk} \mathbf{J}^T)^{-1} (\mathbf{T} \mathbf{S}_{ijk} |\boldsymbol{\tau}_g| - \mathbf{S}_{ijk} \boldsymbol{\tau}_g). \quad (4.18)$$

Les valeurs de i , j et k n'étant pas connues *a priori*, il est nécessaire de parcourir toutes les combinaisons possibles en utilisant l'algorithme suivant :

1. Pour chaque combinaison possible de i , j et k (et chaque matrice \mathbf{T} possible), calculer $F_{min,ijk}$ selon la valeur désirée de F_{max} en solutionnant l'équation (4.16) ;
2. Calculer chaque couple limite selon la valeur obtenue de $F_{min,ijk}$ en utilisant (4.11) ;
3. À partir des couples limites calculés, obtenir $F_{max,ijk}$ selon la procédure décrite précédemment.
4. Choisir les couples limites associés aux valeurs de i , j et k (et la matrice \mathbf{T} utilisée) donnant la valeur maximale $F_{min,ijk}$ tout en satisfaisant la contrainte $F_{max,ijk} = F_{max}$.

Dans le cas d'un manipulateur plan, la procédure est la même mais on ne tient pas compte de l'indice k . Aussi, il est intéressant de noter que la résolution de l'équation (4.11) à l'étape 1 mènera à deux solutions imaginaires si les couples articulaires induits par la gravité sont trop grands pour permettre un seuil de force maximal inférieur ou égal à la valeur désirée de F_{max} .

4.2.4 Exemple

Afin de bien illustrer les méthodes développées dans la section précédente, un exemple numérique s'impose. On considère un robot sériel à trois degrés de liberté en rotation se déplaçant dans le plan vertical $x - z$. Chacune des membrures possède une longueur de 1 m .

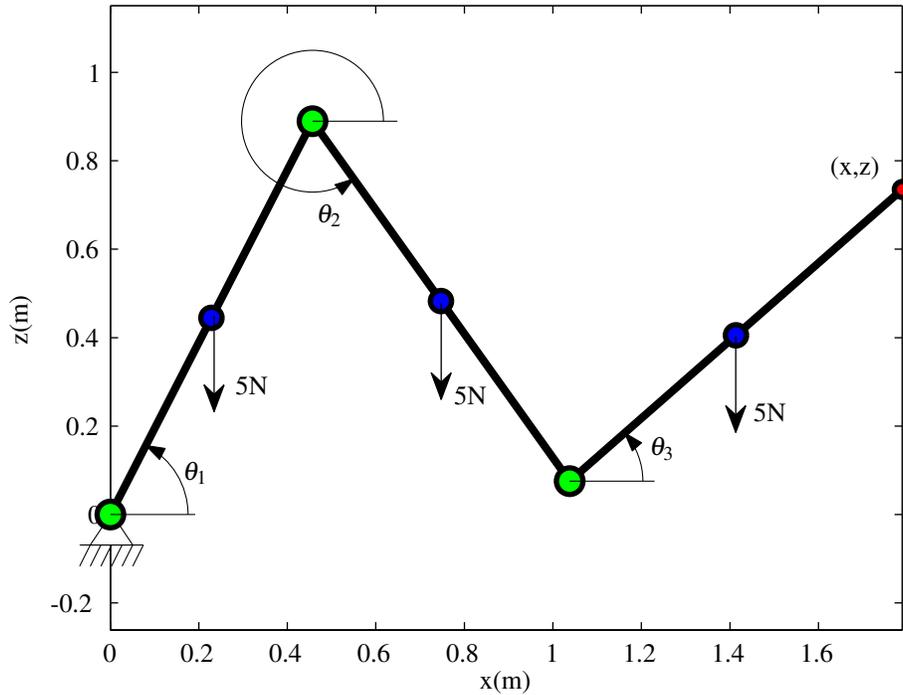


FIG. 4.2 – Manipulateur de l'exemple numérique dans la configuration de référence.

Chaque membrure a un poids de 5 N qui s'applique au centre de celle-ci dans la direction $[0, -1]$. On s'intéresse la configuration $\theta = [1,096, -2,05, 1,67]^T\text{ rad}$ pour laquelle les couples créés par la gravité sont égaux à $\tau_g = [-11,95, -3,33, -1,88]^T\text{ Nm}$. La figure 4.2 présente le manipulateur dans la configuration considérée par l'exemple. La matrice jacobienne du manipulateur, pour cette configuration, est calculée comme étant :

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} -0,7350 & 0,1546 & -0,6593 \\ 1,7897 & 1,3328 & 0,7518 \end{bmatrix} \text{ m/rad.} \quad (4.19)$$

On considère tout d'abord le cas où le manipulateur est muni de limiteurs de couple en série avec les actionneurs pour lesquels les couples limites sont fixés arbitrairement à $\tau_{max} = [20, 15, 10]^T\text{ Nm}$. On désire connaître les valeurs de F_{min} , F_{max} et μ pour ce vecteur de couples limites. Tout d'abord, les valeurs $F_{min,i}$ peuvent être obtenues à l'aide de l'équation (4.8), ce qui donne $F_{min,1} = 4,16\text{ N}$, $F_{min,2} = 8,70\text{ N}$ et $F_{min,3} = 8,12\text{ N}$. Le seuil de force minimal à l'effecteur correspond à la plus petite de ces valeurs, c'est-à-dire $F_{min} = 4,16\text{ N}$.

Pour calculer F_{max} , il faut analyser le vecteur de force \mathbf{f}_{ij} qui atteint le seuil des limiteurs i

i	j	\pm_i	\pm_j	$\mathbf{f}_{ij}(N)$	$\ \mathbf{f}_{ij}\ _2(N)$	Respecte (4.2)
1	2	-1	-1	$[-8, 08, -7, 82]^T$	11, 24	oui
1	2	-1	1	$[34, 66, 9, 74]^T$	36, 00	non
1	2	1	-1	$[-50, 52, -2, 90]^T$	50, 60	non
1	2	1	1	$[-7, 78, 14, 66]^T$	16, 59	non
1	3	-1	-1	$[13, 51, 1, 05]^T$	13, 55	oui
1	3	-1	1	$[-43, 53, -22, 38]^T$	48, 95	non
1	3	1	-1	$[61, 45, 43, 09]^T$	75, 05	non
1	3	1	1	$[4, 40, 19, 66]^T$	20, 14	non
2	3	-1	-1	$[2, 06, -9, 00]^T$	9, 23	non
2	3	-1	1	$[-24, 73, -5, 89]^T$	25, 42	oui
2	3	1	-1	$[24, 73, 10, 89]^T$	27, 02	oui
2	3	1	1	$[-2, 06, 14, 00]^T$	14, 14	oui

TAB. 4.1 – Résultats des calculs permettant de calculer F_{max} pour l'exemple présenté.

et j selon l'équation (4.14). Il faut considérer chaque combinaison de deux limiteurs et chaque combinaison des sens \pm_i et \pm_j dans lesquels les couples limites sont atteints. Pour chacun des vecteurs obtenus, on calcule ensuite sa norme et on teste s'il satisfait la contrainte (4.2). Parmi tous les vecteurs \mathbf{f}_{ij} qui respectent la contrainte, on choisit celui dont la norme est la plus élevée. Pour l'exemple, les résultats sont présentés dans le tableau 4.1. La valeur de F_{max} obtenue est 27, 02 N et l'indice de performance μ est 0, 154. L'espace des forces atteignables correspondante est illustrée à la figure 4.3.

On désire maintenant optimiser la sécurité et on connaît les forces d'interaction requises afin de réaliser une tâche. Par exemple, la tâche à réaliser nécessite une force de $F_{min} = 10$ N pouvant être appliquée dans toutes les directions à l'effecteur. Il est ainsi possible d'utiliser l'équation (4.11) afin d'obtenir les couples limites $\boldsymbol{\tau}_{max} = [31, 29, 16, 75 \text{ Nm}, 11, 88]^T \text{ Nm}$. Ces couples limites sont ensuite utilisés pour calculer $F_{max} = 30, 89 \text{ Nm}$ et $\mu = 0, 323$, selon la même méthode que précédemment. L'espace des forces atteignables correspondante est illustrée à la figure 4.4.

On considère maintenant que le niveau de sécurité désiré est fixe et que l'on veut optimiser les performances. On impose le niveau de force statique maximal atteignable à l'effecteur à une valeur de $F_{max} = 50$ N. Selon la méthode développée dans la section précédente, on résoud l'équation (4.16) pour chaque combinaison de deux limiteurs et chaque combinaison des sens \pm_i et \pm_j dans lesquels les couples limites sont atteints. On ne choisit que les racines positives et réelles, ce qui permet d'obtenir les valeurs de $F_{min,ij}$ qui font en sorte que les couples limites i et j peuvent être atteints simultanément en appliquant une force de norme F_{max} . Pour chacune de ces valeurs, on calcule les couples limites correspondants et la valeur

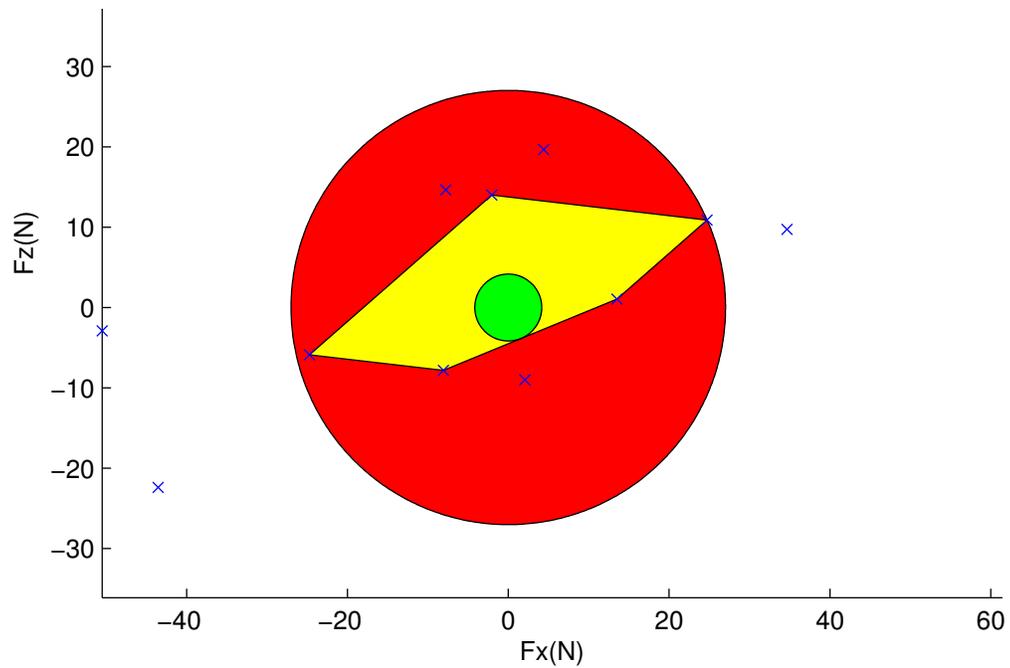


FIG. 4.3 – Espace des forces atteignables pour le manipulateur de l'exemple avec les couples limites initiaux.

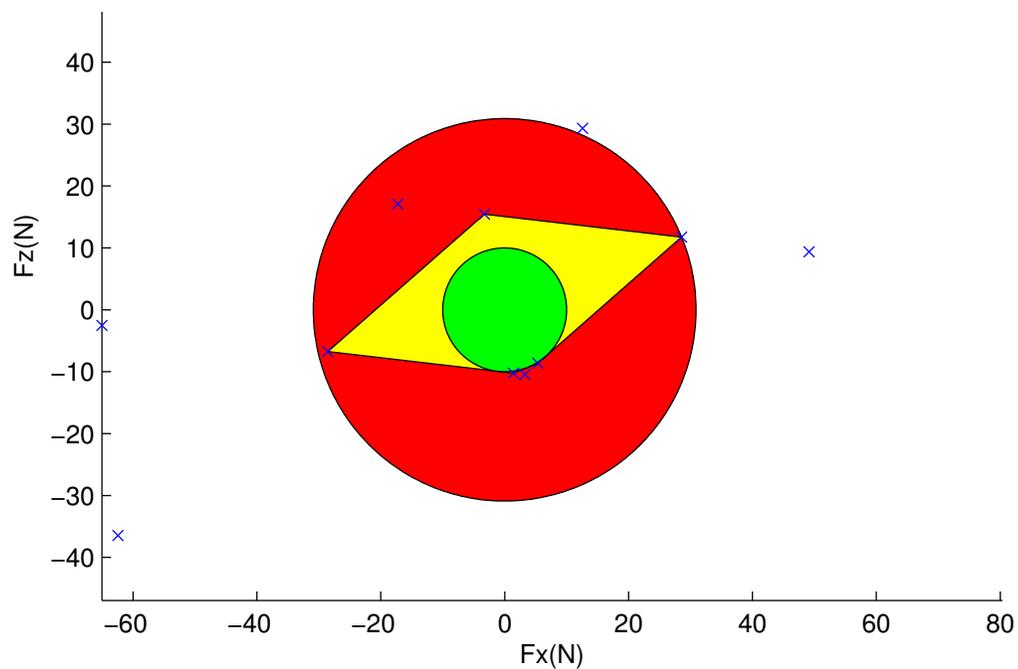


FIG. 4.4 – Espace des forces atteignables pour le manipulateur de l'exemple avec les couples limites optimaux permettant d'obtenir $F_{min} = 10 N$.

i	j	\pm_i	\pm_j	$F_{min,ij}(N)$	$F_{max,ij}(N)$	Respecte $F_{max,ij} = F_{max}$
1	2	-1	-1	48,41	125,50	Non
1	2	-1	1	9,99	30,88	Non
1	2	1	-1	6,22	21,62	Non
1	2	1	1	37,59	98,83	Non
1	3	-1	-1	49,32	127,73	Non
1	3	-1	1	6,33	21,90	Non
1	3	1	-1	1,98	11,33	Non
1	3	1	1	33,99	89,96	Non
2	3	-1	-1	45,70	118,81	Non
2	3	-1	1	18,39	51,52	Non
2	3	1	-1	17,77	50,00	Oui
2	3	1	1	41,32	108,01	Non

TAB. 4.2 – Résultats des calculs permettant de calculer les couples limites pour un F_{max} désiré.

de $F_{max,ij}$ correspondante. Celle-ci peut être différente de F_{max} puisque que l'imposition de $F_{min,ij}$ ne garantit que la présence d'un vecteur \mathbf{f} de norme F_{max} qui permet d'atteindre les couples limites i et j dans les sens spécifiés. Finalement, on choisit les couples limites qui satisfont la contrainte $F_{max,ij} = F_{max}$. Les calculs pour cet exemple sont présentés dans le tableau 4.2. Les couples limites $\boldsymbol{\tau}_{max} = [46, 33, 27, 17 \text{ Nm}, 19, 65]^T \text{ Nm}$ sont obtenus, ce qui donne une force atteignable isotrope de $F_{min} = 17,77 \text{ N}$ et un indice de performance $\mu = 0,355$. L'espace des forces atteignables correspondante est illustrée à la figure 4.5.

4.3 Algorithmes basés sur la surface externe complète du manipulateur

Puisque les collisions peuvent survenir n'importe où sur la surface externe d'un robot, il est désirable de connaître la distribution de la force atteignable afin de déterminer le niveau de sécurité réel du manipulateur.

Une méthode possible pour obtenir la distribution de la force atteignable consiste à discrétiser la surface externe du robot en un maillage et calculer la force maximale pour chaque facette, tel que montré à la figure 4.6. En effet, en faisant l'hypothèse que la force externe peut seulement être appliquée normalement à la surface et en connaissant les couples limites pour chaque actionneur, il est possible d'utiliser l'équation (4.2) avec une matrice jacobienne

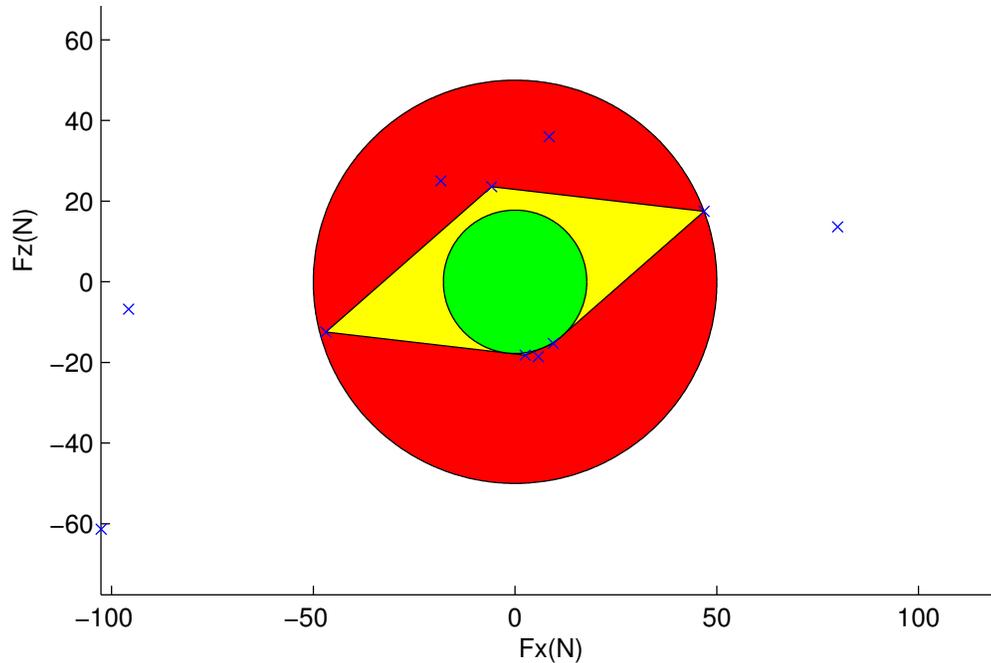


FIG. 4.5 – Espace des forces atteignables pour le manipulateur de l'exemple avec les couples limites optimaux permettant d'obtenir $F_{max} = 50 N$.

obtenue pour chaque facette du maillage afin d'obtenir la magnitude maximale de la force. Cette approche n'est cependant pas très efficace en pratique puisqu'elle est lourde en temps de calcul et qu'elle ne fournit pas le résultat exact à cause de la discrétisation de la surface.

L'approche proposée dans cette section se base plutôt sur la décomposition de la surface externe du robot en un certain nombre de primitives simples telles que des parallélogrammes, cylindres, sphères, tores, etc. En utilisant une expression analytique pour la position et la direction normale à chaque point situé sur la primitive, il est possible d'obtenir l'emplacement et la magnitude de la force normale maximale pouvant être exercée par le robot. Des expressions analytiques pour les zones sur la surface externe pour lesquelles la force atteignable est plus grande qu'un certain seuil sont également obtenues. Une méthode permettant le calcul des couples limites qui fixent la force statique maximale à un certain niveau prescrit est fournie. Finalement, les avantages et les limitations de cette méthode sont présentés. Dans ce chapitre, les équations sont uniquement développées pour deux types de primitives, soit des parallélogrammes et des cylindres.

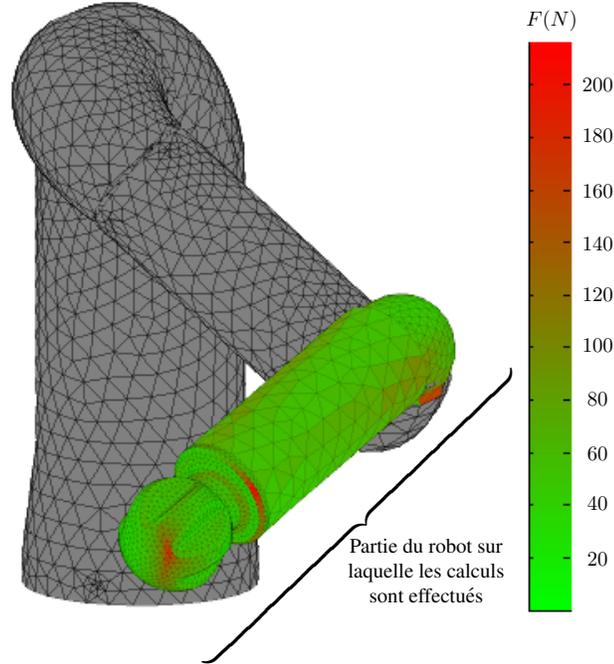


FIG. 4.6 – Exemple de distribution de la force atteignable sur la surface d’un manipulateur obtenue par une méthode numérique utilisant un maillage discret.

4.3.1 Primitive de forme parallélogramme

La position \mathbf{p} d’un point situé sur un parallélogramme et le vecteur normal à la surface \mathbf{n} peuvent être exprimés comme des fonctions de deux variables $\kappa_1, \kappa_2 \in [0, 1]$, respectivement :

$$\mathbf{p} = \mathbf{p}_0 + \kappa_1 L_1 \mathbf{w}_1 + \kappa_2 L_2 \mathbf{w}_2, \quad (4.20)$$

$$\mathbf{n} = \frac{-\mathbf{w}_1 \times \mathbf{w}_2}{\|\mathbf{w}_1 \times \mathbf{w}_2\|} \quad (4.21)$$

où \mathbf{p}_0 est la position (relative au point de référence sur l’effecteur) d’un des coins du parallélogramme, \mathbf{w}_1 et \mathbf{w}_2 sont les vecteurs unitaires pointant dans la direction des arêtes du parallélogramme et L_1 et L_2 sont les longueurs de ces arêtes. Les vecteurs unitaires \mathbf{w}_1 et \mathbf{w}_2 sont définis de telle sorte qu’ils forment une base avec $\mathbf{w}_3 = \mathbf{n}$ et que celui-ci pointe de l’extérieur du robot vers l’intérieur, dans la même direction que celle de la force externe appliquée sur le robot.

Si \mathbf{e}_i est un vecteur unitaire pointant dans la direction de l’axe du $i^{\text{ème}}$ actionneur et que \mathbf{r}_i est un vecteur pointant d’un point sur l’axe jusqu’au point de référence sur l’effecteur, le

couple τ_i produit à la liaison i par une force de magnitude F appliquée sur le point \mathbf{p} dans la direction \mathbf{n} sera

$$\tau_i = F(\mathbf{e}_i \times (\mathbf{r}_i + \mathbf{p}))^T \mathbf{n} + \tau_{g,i} \quad (4.22)$$

où $\tau_{g,i}$ est le $i^{\text{ème}}$ élément du vecteur $\boldsymbol{\tau}_g$. En substituant les équations (4.20) et (4.21) dans l'équation (4.22) et en développant, on obtient :

$$\tau_i = -F (\mathcal{A}_i \kappa_1 + \mathcal{B}_i \kappa_2 + \mathcal{C}_i) + \tau_{g,i} \quad (4.23)$$

où

$$\begin{aligned} \mathcal{A}_i &= -\frac{L_1 \mathbf{e}_i^T \mathbf{w}_2}{\|\mathbf{w}_1 \times \mathbf{w}_2\|}, \\ \mathcal{B}_i &= \frac{L_2 \mathbf{e}_i^T \mathbf{w}_1}{\|\mathbf{w}_1 \times \mathbf{w}_2\|}, \\ \mathcal{C}_i &= \frac{(\mathbf{e}_i \times (\mathbf{r}_i + \mathbf{p}_0))^T (\mathbf{w}_1 \times \mathbf{w}_2)}{\|\mathbf{w}_1 \times \mathbf{w}_2\|}. \end{aligned}$$

L'amplitude de force F_i produisant un couple articulaire égal à sa valeur limite $\tau_{max,i}$ lorsqu'elle est appliquée au point \mathbf{p} dans la direction \mathbf{n} est

$$F_i = \frac{\tau_{g,i} \pm \tau_{max,i}}{\mathcal{A}_i \kappa_1 + \mathcal{B}_i \kappa_2 + \mathcal{C}_i} = \frac{\mathcal{E}_{i,\pm}}{d_i(\kappa_1, \kappa_2)} \quad (4.24)$$

où $\mathcal{E}_{i,\pm} = \tau_{g,i} \pm \tau_{max,i}$. La variable d_i représente le bras de levier de la force appliquée par rapport à l'axe du limiteur de couple. On fait l'hypothèse que $F_i \geq 0$ (on ne peut que pousser sur la surface) et $\tau_{max,i} \geq |\tau_{g,i}|$.

On fait l'hypothèse que les couples articulaires sont limités mécaniquement à l'aide de limiteurs de couples (la limite pourrait également être électronique). Le niveau de force F pouvant être appliqué dans la direction normale à la surface à chaque point situé sur la primitive est donc le niveau minimal des forces F_i produisant un couple articulaire limite à la

liaison i :

$$F(\kappa_1, \kappa_2) = \min_i F_i(\kappa_1, \kappa_2), \quad \forall \kappa_1, \kappa_2 \in [0, 1]. \quad (4.25)$$

Courbes de bras de levier nul

Si on considère uniquement la liaison i , une force infinie $F_i = \infty$ appliquée au point p est requise afin d'atteindre la limite articulaire dans les configurations pour lesquelles le bras de levier est nul, c'est-à-dire :

$$\mathcal{A}_i \kappa_1 + \mathcal{B}_i \kappa_2 + \mathcal{C}_i = 0 \quad \forall \kappa_1, \kappa_2 \in [0, 1]. \quad (4.26)$$

Absence de maximum local de la fonction $F_i(\kappa_1, \kappa_2)$

Afin de vérifier si la fonction $F_i(\kappa_1, \kappa_2)$ possède un maximum local, on peut analyser ses dérivées secondes par rapport à κ_1 et κ_2 . En effet, si celles-ci sont toutes deux non-négatives pour toute position (κ_1, κ_2) où la force F_i est positive, cela implique que la fonction ne possède pas de maximum local. Ainsi, les valeurs maximales de $F(\kappa_1, \kappa_2)$ se retrouveront aux frontières des morceaux où $F(\kappa_1, \kappa_2) = F_i(\kappa_1, \kappa_2)$. Il convient de mentionner que la présence de minimums locaux ou encore de points de selle importe peu, puisqu'on ne s'intéresse qu'à l'endroit où se situe F_{max} sur la primitive.

La dérivée seconde de F_i par rapport à κ_1 est

$$\frac{\partial^2 F_i}{\partial \kappa_1^2} = 2 \frac{\mathcal{E}_{i,\pm}}{d_i^3} \left(\frac{\partial d_i}{\partial \kappa_1} \right)^2 - \frac{\mathcal{E}_{i,\pm}}{d_i^2} \frac{\partial^2 d_i}{\partial \kappa_1^2} \quad (4.27)$$

$$= 2 \frac{F_i}{d_i^2} \left(\frac{\partial d_i}{\partial \kappa_1} \right)^2 - \frac{\mathcal{E}_{i,\pm}}{d_i^2} \frac{\partial^2 d_i}{\partial \kappa_1^2}. \quad (4.28)$$

Dans cette dernière équation, tous les termes au carré sont positifs et, par hypothèse,

$F_i \geq 0$. De plus, on a

$$\frac{\partial^2 d_i}{\partial \kappa_1^2} = 0 \quad (4.29)$$

de telle sorte que

$$\frac{\partial^2 F_i}{\partial \kappa_1^2} \geq 0. \quad (4.30)$$

De la même façon, on a

$$\frac{\partial^2 F_i}{\partial \kappa_2^2} \geq 0. \quad (4.31)$$

La courbure de F_i ne permet donc pas de maximums locaux. Chaque point de la fonction $F_i(\kappa_1, \kappa_2)$ est donc voisin d'un point $F_i(\kappa_1 + \delta\kappa_1, \kappa_2 + \delta\kappa_2)$ dont la valeur est supérieure. Ce raisonnement s'applique également à tous les points situés sur les courbes où $F(\kappa_1, \kappa_2) = F_i(\kappa_1, \kappa_2) = F_j(\kappa_1, \kappa_2)$. En conséquence, la valeur maximale de F (c'est-à-dire F_{max}) est située soit sur l'une des bordures du parallélogramme, soit sur l'un des points où trois couples limites sont atteints avec la même force (points triples) ou soit sur l'un des points où deux bras de levier sont nuls.

Courbes de forces limites égales

La fonction $F(\kappa_1, \kappa_2)$ est définie par morceaux, avec les frontières de ces morceaux étant les courbes pour lesquelles deux couples limites sont produits avec la même force. En égalant F_i et F_j , il est possible d'exprimer la courbe de transition comme :

$$\kappa_{1t,ij} = \frac{\kappa_2(\mathcal{E}_{i,\pm}\mathcal{B}_j - \mathcal{E}_{j,\pm}\mathcal{B}_i) + (\mathcal{E}_{i,\pm}\mathcal{C}_j - \mathcal{E}_{j,\pm}\mathcal{C}_i)}{\mathcal{A}_i\mathcal{E}_{j,\pm} - \mathcal{A}_j\mathcal{E}_{i,\pm}} \quad (4.32)$$

où $\kappa_{1t,ij}(\kappa_2)$ est l'équation des emplacements sur la primitive pour lesquels $F_i = F_j$.

Points triples

Tel qu'expliqué précédemment, les emplacements potentiels de la force atteignable maximale F_{max} incluent les positions pour lesquelles trois couples limites sont atteints avec la même amplitude de force F_i . Ces points triples sont obtenus de (4.32) en égalant $\kappa_{1t,ij}$ et $\kappa_{1t,ik}$ puis en solutionnant pour l'emplacement $\kappa_{2,tp,ijk}$ sur la primitive pour laquelle $F_i = F_j = F_k$:

$$\kappa_{2,tp,ijk} = \frac{\mathcal{G}_{C,ij}\mathcal{G}_{A,ik} - \mathcal{G}_{C,ik}\mathcal{G}_{A,ij}}{\mathcal{G}_{B,ik}\mathcal{G}_{A,ij} - \mathcal{G}_{B,ij}\mathcal{G}_{A,ik}} \quad (4.33)$$

où les substitutions suivantes sont utilisées pour simplifier :

$$\mathcal{G}_{A,ij} = \mathcal{A}_i\mathcal{E}_{j,\pm} - \mathcal{A}_j\mathcal{E}_{i,\pm} \quad (4.34)$$

$$\mathcal{G}_{B,ij} = \mathcal{B}_i\mathcal{E}_{j,\pm} - \mathcal{B}_j\mathcal{E}_{i,\pm} \quad (4.35)$$

$$\mathcal{G}_{C,ij} = \mathcal{C}_i\mathcal{E}_{j,\pm} - \mathcal{C}_j\mathcal{E}_{i,\pm}. \quad (4.36)$$

Zones pour lesquelles $F \geq F_{lim}$

Pour certaines applications, il peut être requis de connaître précisément les zones sur la surface du robot où la force atteignable est supérieure à un certain seuil. Par exemple, si l'on veut concevoir un environnement de travail qui sera partagé par des humains et des robots, il est intéressant de comparer (pour l'ensemble des configurations atteignables) les zones sur la surface externe du robot où une collision avec coïncement peut survenir avec les zones pour lesquelles la force statique appliquée peut dépasser un certain seuil. L'environnement de travail pourra être modifié si ces deux zones possèdent une partie commune, par exemple en changeant l'emplacement de la base du robot ou encore des objets fixés rigidement au sol ou en limitant les configurations que le robot pourra atteindre.

Les frontières de ces zones sont obtenues en égalant F_i avec F_{lim} , ce qui donne

$$\kappa_1 = \frac{\mathcal{E}_{i,\pm}/F_{lim} - \mathcal{B}_i\kappa_2 - \mathcal{C}_i}{\mathcal{A}_i}. \quad (4.37)$$

L'intersection entre deux différentes frontières est obtenue en combinant (4.32) et (4.37),

ce qui donne

$$\kappa_2 = \frac{(\mathcal{A}_i \mathcal{E}_{j,\pm} - \mathcal{A}_j \mathcal{E}_{i,\pm}) / F_{lim} - (\mathcal{A}_i \mathcal{C}_j - \mathcal{A}_j \mathcal{C}_i)}{\mathcal{A}_i \mathcal{B}_j - \mathcal{A}_j \mathcal{B}_i}. \quad (4.38)$$

4.3.2 Primitive cylindrique

De façon similaire à la primitive de forme parallélogramme, la position \mathbf{p} sur la surface d'un cylindre et le vecteur unitaire \mathbf{n} normal à la surface peuvent être exprimés en fonction des variables $\kappa \in [0, 1]$ et $\varphi \in [0, 2\pi]$, respectivement

$$\mathbf{p} = \mathbf{p}_0 + \kappa L \mathbf{u}_c + R(\mathbf{w}_1 \cos \varphi + \mathbf{w}_2 \sin \varphi), \quad (4.39)$$

$$\mathbf{n} = -\mathbf{w}_1 \cos \varphi - \mathbf{w}_2 \sin \varphi. \quad (4.40)$$

où R est le rayon du cylindre, L est sa longueur, \mathbf{p}_0 est la position du centre de sa base et \mathbf{u}_c est un vecteur unitaire pointant dans la direction de son axe de la base vers l'autre extrémité. Pour la primitive cylindrique, \mathbf{w}_1 et \mathbf{w}_2 sont des vecteurs unitaires perpendiculaires situés dans le plan de la base du cylindre et qui forment avec $\mathbf{w}_3 = \mathbf{u}_c$ une base orthogonale.

En substituant les expressions pour \mathbf{p} et \mathbf{n} définies par (4.39) et (4.40) dans (4.22), on obtient

$$\tau_i = -F(\mathcal{A}_i \cos \varphi + \mathcal{B}_i \sin \varphi + \mathcal{C}_i \kappa \cos \varphi + \mathcal{D}_i \kappa \sin \varphi) + \tau_{g,i} \quad (4.41)$$

avec

$$\mathcal{A}_i = (\mathbf{e}_i \times (\mathbf{r}_i + \mathbf{p}_0))^T \mathbf{w}_1, \quad (4.42)$$

$$\mathcal{B}_i = (\mathbf{e}_i \times (\mathbf{r}_i + \mathbf{p}_0))^T \mathbf{w}_2, \quad (4.43)$$

$$\mathcal{C}_i = L(\mathbf{e}_i \times \mathbf{u}_c)^T \mathbf{w}_1, \quad (4.44)$$

$$\mathcal{D}_i = L(\mathbf{e}_i \times \mathbf{u}_c)^T \mathbf{w}_2. \quad (4.45)$$

L'amplitude de la force F_i produisant un couple limite articulaire $\tau_{max,i}$ lorsque appliquée

au point \mathbf{p} dans la direction \mathbf{n} est

$$F_i(\kappa, \varphi) = \frac{\tau_{g,i} \pm \tau_{max,i}}{\mathcal{A}_i \cos \varphi + \mathcal{B}_i \sin \varphi + \mathcal{C}_i \kappa \cos \varphi + \mathcal{D}_i \kappa \sin \varphi} = \frac{\mathcal{E}_{i,\pm}}{d_i(\kappa, \varphi)} \quad (4.46)$$

où $\mathcal{E}_{i,\pm} = \tau_{g,i} \pm \tau_{max,i}$. La variable d_i représente le bras de levier de la force appliquée par rapport à l'axe du limiteur. On fait l'hypothèse que $F_i \geq 0$ et $\tau_{max,i} \geq |\tau_{g,i}|$.

L'amplitude maximale de la force F pouvant être appliquée dans une direction normale à la surface sur un point situé sur la primitive est la valeur minimale des forces F_i qui produisent un couple articulaire égal à sa valeur limite :

$$F(\kappa, \varphi) = \min_i F_i(\kappa, \varphi), \quad \forall \kappa \in [0, 1], \varphi \in [0, 2\pi]. \quad (4.47)$$

Courbes de bras de levier nul

De la même façon que pour la primitive de forme parallélogramme, les courbes de bras de levier nuls sont les positions sur la surface du cylindre pour lesquelles

$$d_i(\kappa, \varphi) = \mathcal{A}_i \cos \varphi + \mathcal{B}_i \sin \varphi + \mathcal{C}_i \kappa \cos \varphi + \mathcal{D}_i \kappa \sin \varphi = 0. \quad (4.48)$$

En solutionnant pour κ , une expression pour la courbe est obtenue :

$$\kappa = -\frac{\mathcal{A}_i \cos \varphi + \mathcal{B}_i \sin \varphi}{\mathcal{C}_i \cos \varphi + \mathcal{D}_i \sin \varphi}. \quad (4.49)$$

Absence de maximum local de la fonction $F_i(\kappa, \varphi)$

Selon le même raisonnement qu'à la section 4.3.1, on vérifie que les dérivées secondes de F_i par rapport à κ et φ sont toujours positives pour les positions où $F_i \geq 0$.

La dérivée seconde de $F_i(\kappa, \varphi)$ par rapport à κ est

$$\frac{\partial^2 F_i}{\partial \kappa^2} = \frac{2\mathcal{E}_{i,\pm}}{d_i^3} (\mathcal{C}_i \cos \varphi + \mathcal{D}_i \sin \varphi)^2 = \frac{2F_i}{d_i^2} (\mathcal{C}_i \cos \varphi + \mathcal{D}_i \sin \varphi)^2. \quad (4.50)$$

Dans la dernière équation, tous les termes au carré sont positifs et, par hypothèse, $F_i \geq 0$. On a donc

$$\frac{\partial^2 F_i}{\partial \kappa^2} \geq 0 \quad \forall (\kappa, \varphi) \mid (F_i(\kappa, \varphi) \geq 0). \quad (4.51)$$

De la même façon, la dérivée seconde de F_i par rapport à φ est

$$\frac{\partial^2 F_i}{\partial \varphi^2} = \frac{2\mathcal{E}_{i,\pm}}{d_i^3} \left(\frac{\partial F_i}{\partial \varphi} \right)^2 + \frac{\mathcal{E}_{i,\pm}}{d_i} \quad (4.52)$$

$$= \frac{2F_i}{d_i^2} \left(\frac{\partial F_i}{\partial \varphi} \right)^2 + F_i \quad (4.53)$$

$$\geq 0 \quad \forall (\kappa, \varphi) \mid (F_i(\kappa, \varphi) \geq 0). \quad (4.54)$$

Comme dans le cas du parallélogramme, les dérivées secondes de la fonction F_i sont toujours positives et donc il n'y a pas de maximum local sur ces surfaces. Conséquemment, la valeur maximale de $F(\kappa, \varphi)$ se trouve soit sur les cercles des extrémités du cylindre, sur les points où trois couples limites articulaires sont atteints avec la même force (points triples) ou encore sur un des points où les bras de levier sont nuls pour deux ou plusieurs limiteurs de couple.

Courbes de forces limites égales

Afin de déterminer l'emplacement du point d'intersection entre trois surfaces $F_i(\kappa, \varphi)$ (points triples), il faut d'abord obtenir une équation pour les courbes où la même force F produira simultanément deux couples limites articulaires. Pour simplifier les équations, l'identité trigonométrique et les substitutions suivantes sont utilisées :

$$t_\varphi = \tan \left(\frac{\varphi}{2} \right), \quad \cos \varphi = \frac{1 - t_\varphi^2}{1 + t_\varphi^2}, \quad \sin \varphi = \frac{2t_\varphi}{1 + t_\varphi^2} \quad (4.55)$$

Avec ces substitutions, l'équation pour l'amplitude de la force F_i qui produira le couple $\tau_{max,i}$ à l'articulation i devient :

$$F_i(\kappa, \varphi) = \frac{\mathcal{E}_{i,\pm}(1 + t_\varphi^2)}{t_\varphi^2(-\mathcal{A}_i - \mathcal{C}_i\kappa) + t_\varphi(2\mathcal{B}_i + 2\mathcal{D}_i\kappa) + (\mathcal{A}_i + \mathcal{C}_i\kappa)}. \quad (4.56)$$

En égalant F_i et F_j et en solutionnant pour κ , on obtient l'équation suivante pour la courbe de transition :

$$\kappa_{t,ij} = \frac{-\mathcal{G}_{A,ij}t_\varphi^2 + 2\mathcal{G}_{B,ij}t_\varphi + \mathcal{G}_{A,ij}}{\mathcal{G}_{C,ij}t_\varphi^2 - 2\mathcal{G}_{D,ij}t_\varphi - \mathcal{G}_{C,ij}} \quad (4.57)$$

avec $\mathcal{G}_{A,ij}$, $\mathcal{G}_{B,ij}$, $\mathcal{G}_{C,ij}$ et $\mathcal{G}_{D,ij}$ définis de façon similaire à la primitive en parallélogramme. On peut noter qu'il existe une courbe de transition pour chaque combinaison possible de deux limiteurs de couple et pour chaque valeur de $\mathcal{E}_{i,\pm}$ et $\mathcal{E}_{j,\pm}$.

Afin de trouver les points d'intersection entre ces courbes et les cercles des extrémités du cylindre, il est possible de solutionner l'équation (4.57) pour t_φ avec $\kappa_{t,ij} = \{0, 1\}$. En combinant les deux racines de l'équation et les deux valeurs possibles pour $\kappa_{t,ij}$, $\mathcal{E}_{i,\pm}$ et $\mathcal{E}_{j,\pm}$, il y a un total de 16 points d'intersection pour chaque combinaison de deux limiteurs de couple. On ne s'intéresse qu'aux solutions réelles.

Points triples

Les points triples sont situés aux intersections entre deux courbes de forces limites égales. En égalant $\kappa_{t,ij}$ et $\kappa_{t,ik}$, tels que définis par l'équation (4.57), le polynôme suivant en t_φ est obtenu :

$$\mathcal{P}_4 t_\varphi^4 + \mathcal{P}_3 t_\varphi^3 + \mathcal{P}_2 t_\varphi^2 + \mathcal{P}_1 t_\varphi + \mathcal{P}_0 = 0 \quad (4.58)$$

avec :

$$\begin{aligned}
\mathcal{P}_4 &= \mathcal{G}_{A,ji}\mathcal{G}_{C,ik} - \mathcal{G}_{A,ki}\mathcal{G}_{A,ij}, \\
\mathcal{P}_3 &= 2\mathcal{G}_{A,ji}\mathcal{G}_{D,ki} + 2\mathcal{G}_{B,ij}\mathcal{G}_{C,ik} - 2\mathcal{G}_{A,ki}\mathcal{G}_{D,ji} - 2\mathcal{G}_{B,ik}\mathcal{G}_{C,ij}, \\
\mathcal{P}_2 &= \mathcal{G}_{A,ji}\mathcal{G}_{C,ki} + 4\mathcal{G}_{B,ij}\mathcal{G}_{D,ki} + \mathcal{G}_{A,ij}\mathcal{G}_{C,ik} - \mathcal{G}_{A,ki}\mathcal{G}_{C,ji} - 4\mathcal{G}_{B,ik}\mathcal{G}_{D,ji} - \mathcal{G}_{A,ik}\mathcal{G}_{C,ij}, \\
\mathcal{P}_1 &= 2\mathcal{G}_{B,ij}\mathcal{G}_{C,ki} + 2\mathcal{G}_{A,ij}\mathcal{G}_{D,ki} - 2\mathcal{G}_{B,ik}\mathcal{G}_{C,ji} - 2\mathcal{G}_{A,ik}\mathcal{G}_{D,ji}, \\
\mathcal{P}_0 &= \mathcal{G}_{A,ij}\mathcal{G}_{C,ki} - \mathcal{G}_{A,ik}\mathcal{G}_{C,ji}.
\end{aligned}$$

En solutionnant (4.58), par exemple avec la fonction *roots* de *Matlab* (qui calcule les valeurs propres de la matrice compagnon du polynôme), on obtient quatre points triples. En utilisant les huit combinaisons possibles de $\mathcal{E}_{i,\pm}$, $\mathcal{E}_{j,\pm}$ et $\mathcal{E}_{k,\pm}$, on obtient un total de 32 points triples pour chaque combinaison de trois limiteurs de couple. Cependant, on ne s'intéresse qu'aux solutions réelles avec t_φ correspondant à $\kappa \in [0, 1]$.

Zones pour lesquelles $F \geq F_{lim}$

Les frontières des zones pour lesquelles la force atteignable dépasse un seuil prescrit F_{lim} sont obtenues en égalant F_i et F_{lim} . En réorganisant l'expression, un polynôme en t_φ est obtenu :

$$\mathcal{R}_2 t_\varphi^2 + \mathcal{R}_1 t_\varphi + \mathcal{R}_0 = 0. \quad (4.59)$$

avec

$$\begin{aligned}
\mathcal{R}_2 &= \frac{\mathcal{E}_{i,\pm}}{F_{lim}} + (\mathcal{A}_i + \mathcal{C}_i \kappa), \\
\mathcal{R}_1 &= -2\mathcal{B}_i - 2\mathcal{D}_i \kappa, \\
\mathcal{R}_0 &= \frac{\mathcal{E}_{i,\pm}}{F_{lim}} - (\mathcal{A}_i + \mathcal{C}_i \kappa).
\end{aligned}$$

Les racines de ce polynôme fournissent les frontières de la zone pour laquelle $F \geq F_{lim}$,

c'est-à-dire

$$t_{\varphi,lim,i} = \frac{(\mathcal{B}_i + \mathcal{D}_i\kappa) \pm \sqrt{(\mathcal{B}_i + \mathcal{D}_i\kappa)^2 + (\mathcal{A}_i + \mathcal{C}_i\kappa)^2 - \left(\frac{\mathcal{E}_{i,\pm}}{F_{lim}}\right)^2}}{\left(\frac{\mathcal{E}_{i,\pm}}{F_{lim}} + (\mathcal{A}_i + \mathcal{C}_i\kappa)\right)}. \quad (4.60)$$

L'équation peut être exprimée différemment en solutionnant pour $\kappa_{lim,i}$:

$$\kappa_{lim,i} = -\frac{t_{\varphi}^2 \left(\frac{\mathcal{E}_{i,\pm}}{F_{lim}} + \mathcal{A}_i\right) - 2\mathcal{B}_i t_{\varphi} + \left(\frac{\mathcal{E}_{i,\pm}}{F_{lim}} - \mathcal{A}_i\right)}{\mathcal{C}_i t_{\varphi}^2 - 2\mathcal{D}_i t_{\varphi} - \mathcal{C}_i}. \quad (4.61)$$

Afin d'obtenir l'intersection entre deux frontières, le polynôme suivant est obtenu à partir de $\kappa_{lim,i} = \kappa_{lim,j}$:

$$\mathcal{S}_4 t_{\varphi}^4 + \mathcal{S}_3 t_{\varphi}^3 + \mathcal{S}_2 t_{\varphi}^2 + \mathcal{S}_1 t_{\varphi} + \mathcal{S}_0 = 0, \quad (4.62)$$

avec :

$$\begin{aligned} \mathcal{S}_4 &= -\frac{\mathcal{G}_{C,ij}}{F_{lim}} + (\mathcal{A}_i \mathcal{C}_j - \mathcal{A}_j \mathcal{C}_i), \\ \mathcal{S}_3 &= 2\frac{\mathcal{G}_{D,ij}}{F_{lim}} - 2(\mathcal{B}_i \mathcal{C}_j - \mathcal{B}_j \mathcal{C}_i) - 2(\mathcal{A}_i \mathcal{D}_j - \mathcal{A}_j \mathcal{D}_i), \\ \mathcal{S}_2 &= -2(\mathcal{A}_i \mathcal{C}_j - \mathcal{A}_j \mathcal{C}_i) - 4(\mathcal{B}_i \mathcal{D}_j - \mathcal{B}_j \mathcal{D}_i), \\ \mathcal{S}_1 &= 2\frac{\mathcal{G}_{D,ij}}{F_{lim}} + 2(\mathcal{B}_i \mathcal{C}_j - \mathcal{B}_j \mathcal{C}_i) + 2(\mathcal{A}_i \mathcal{D}_j - \mathcal{A}_j \mathcal{D}_i), \\ \mathcal{S}_0 &= \frac{\mathcal{G}_{C,ij}}{F_{lim}} + (\mathcal{A}_i \mathcal{C}_j - \mathcal{A}_j \mathcal{C}_i). \end{aligned}$$

4.3.3 Procédures génériques pour tout type de primitive

Obtention de la force atteignable maximale F_{max}

Pour les deux primitives étudiées précédemment, puisque la courbure de $F_i(\mathbf{p})$ est toujours positive sous les contraintes données, la force atteignable maximale F_{max} peut seulement se trouver sur les points critiques. L'ensemble des points critiques, que l'on appellera ici \mathbb{P} , comprend les intersections entre les courbes de forces limites égales et les arêtes de la primitive, les points triples et les points d'intersection entre deux courbes de bras de levier nul. Puisque la position des points critiques n'est pas calculée en tenant compte de toutes les articulations en même temps, il est possible que la force atteignable ($F(\mathbf{p})$) pour un point critique donné soit déterminée par l'un des limiteurs de couple n'ayant pas servi au calcul du point en question. Ainsi, il est impossible de connaître *a priori* quel point parmi \mathbb{P} est l'emplacement pour lequel $F(\mathbf{p}) = F_{max}$. Le problème est donc solutionné en calculant la force atteignable pour chaque point compris dans \mathbb{P} et en choisissant la valeur maximale :

$$F_{max} = \max_{\mathbf{p} \in \mathbb{P}} \min_i \left[\frac{\tau_{g,i}}{d_i(\mathbf{p})} + \frac{\tau_{max,i}}{|d_i(\mathbf{p})|} \right]. \quad (4.63)$$

Obtention des couples limites pour une certaine F_{max}

Afin d'obtenir les couples limites qui assurent que F_{max} sera égale à une valeur de F_{lim} prescrite, une méthode itérative est appropriée. En effet, les couples limites sont requis pour trouver la position sur le cylindre où $F(\mathbf{p}) = F_{max}$ et cette position est elle-même requise pour calculer les couples limites qui assurent que $F_{max} = F_{lim}$.

La méthode proposée est la suivante :

1. Pour un point quelconque sur la primitive, par exemple $\mathbf{p} = \mathbf{p}_0$, trouver les couples limites tels que $F_i(\mathbf{p}) = F_{lim}$, $\forall i$ en utilisant (4.23) ou (4.41) ;
2. En utilisant les couples limites obtenus, calculer F_{max} , son emplacement \mathbf{p}_{max} sur la primitive et les indices \mathbb{I} des couples limites atteints lorsque la force F_{max} est appliquée sur le point \mathbf{p} ;
3. Calculer les couples limites qui donnent $F_i(\mathbf{p}_{max}) = F_{lim}$, $\forall i \in \mathbb{I}$ pour les indices obtenus. Garder les autres couples limites inchangés ;
4. Retourner à l'étape 2 jusqu'à ce que $|F_{max} - F_{lim}| \leq \epsilon$ où ϵ est la précision désirée pour F_{max} .

Cette méthode converge si F_{lim} est plus grand que la valeur de F_{max} obtenue en imposant $\tau_{max,i} = |\tau_{g,i}| \forall i$ et s'il n'y a aucune position sur la primitive pour laquelle $d_i(\mathbf{p}) = 0 \forall i$. En effet, la première étape garantit que $F_{max} \geq F_{lim}$. Les deuxième et troisième étapes assurent quant à elles que les couples limites (et donc F_{max}) ne peuvent qu'être réduits. De plus, en ajustant les couples limites de telle sorte qu'un point sur la primitive possède une force atteignable égale à F_{lim} , on garantit que $F_{max} \geq F_{lim}$. Chaque itération réduira donc F_{max} sans jamais dépasser la borne inférieure F_{lim} . La convergence est donc assurée.

En ce qui a trait à la rapidité de convergence, l'algorithme converge de façon similaire à la méthode de Newton si l'ensemble \mathbb{I} est le même pour deux itérations successives. Le nombre de combinaisons d'indices possibles étant faible (pour un faible nombre de limiteurs), la convergence est donc rapide.

Obtention des zones pour lesquelles $F(\mathbf{p}) \geq F_{lim}$

Afin d'obtenir les zones pour lesquelles la force atteignable $F(\mathbf{p})$ dépasse une force limite F_{lim} désirée, la procédure suivante est utilisée :

1. Trouver les emplacements pour les points d'intersection potentiels, *i.e.* :
 - tous les points pour lesquels $F_i(\mathbf{p}) = F_{lim}$ avec \mathbf{p} situé sur l'une des arêtes de la primitive,
 - tous les points pour lesquels $F_i(\mathbf{p}) = F_j(\mathbf{p}) = F_{lim}$,
 - dans le cas de la primitive cylindrique, toutes les racines doubles de l'équation $F_i(\kappa, \varphi) = F_{lim}$.
2. Pour tous les points d'intersection potentiels \mathbf{p} , calculer la force atteignable $F(\mathbf{p})$. Ne garder que les points situés dans le domaine de la primitive pour lesquels $F(\mathbf{p}) = F_{lim}$.
3. Relier ces points avec les équations de frontière ou d'arête de la primitive. Chaque paire de points associés avec le même limiteur (et aussi avec la même racine pour la primitive cylindrique) doivent être reliés ensemble. Pour la primitive cylindrique, les racines doubles de (4.59) peuvent être reliées avec chacune des racines.

4.3.4 Exemple

On considère un manipulateur sériel à quatre degrés de liberté dont l'effecteur est composé d'un parallélogramme et d'un cylindre. Le parallélogramme est défini tel que

$$\mathbf{w}_1 = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}, \mathbf{w}_2 = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}, L_1 = 0,5, L_2 = 0,2, \mathbf{p}_0 = \begin{bmatrix} -0,1 \\ 0 \\ -0,2 \end{bmatrix}. \quad (4.64)$$

Le cylindre est défini tel que

$$L = 0,5, \mathbf{p}_0 = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}, \mathbf{u}_c = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}, R = 0,05. \quad (4.65)$$

La configuration du manipulateur est générée au hasard. Les vecteurs unitaires pointant dans la direction des axes des limiteurs de couple sont

$$\mathbf{e}_1 = \begin{bmatrix} 0,1157 \\ -0,4605 \\ 0,1891 \end{bmatrix}, \mathbf{e}_2 = \begin{bmatrix} -0,1950 \\ -0,2034 \\ 0,2179 \end{bmatrix}, \mathbf{e}_3 = \begin{bmatrix} 0,2670 \\ 0,0564 \\ 0,0590 \end{bmatrix}, \mathbf{e}_4 = \begin{bmatrix} -0,2328 \\ 0,4691 \\ 0,0334 \end{bmatrix} \quad (4.66)$$

et les vecteurs pointant d'un point sur l'axe des limiteurs de couple vers le point de référence sur l'effecteur sont

$$\mathbf{r}_1 = \begin{bmatrix} 0,3757 \\ 0,2573 \\ -0,3908 \end{bmatrix}, \mathbf{r}_2 = \begin{bmatrix} -0,1069 \\ 0,0467 \\ -0,4934 \end{bmatrix}, \mathbf{r}_3 = \begin{bmatrix} -0,0419 \\ -0,1426 \\ 0,0973 \end{bmatrix}, \mathbf{r}_4 = \begin{bmatrix} -0,2918 \\ 0,2010 \\ 0,1592 \end{bmatrix}. \quad (4.67)$$

Les vecteurs des couples limites et des couples gravitationnels sont arbitrairement définis

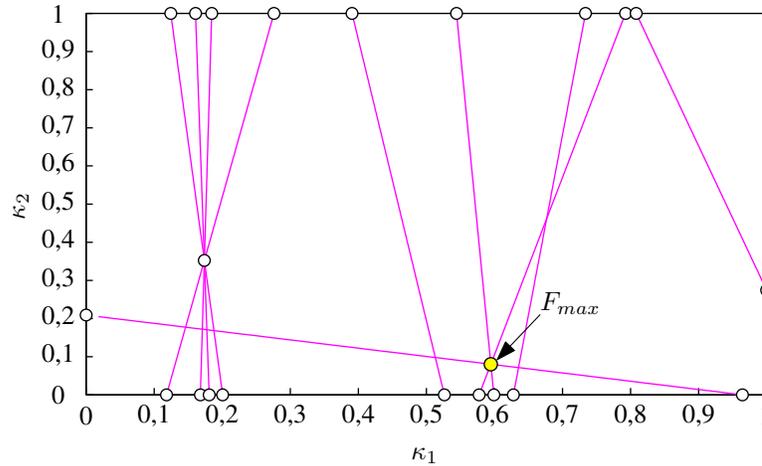


FIG. 4.7 – Courbes de force limite égale, emplacements potentiels et localisation réelle de F_{max} pour le parallélogramme de l'exemple.

comme :

$$\tau_{max} = \begin{bmatrix} 10 \\ 15 \\ 20 \\ 15 \end{bmatrix}, \quad \tau_g = \begin{bmatrix} 5 \\ -5 \\ 10 \\ 12 \end{bmatrix}. \quad (4.68)$$

La procédure décrite précédemment permettant d'obtenir l'emplacement et la valeur de F_{max} est tout d'abord exécutée pour le parallélogramme. Les courbes de forces limites égales et les emplacements potentiels (et celui qui est exact) de F_{max} sont présentés à la figure 4.7. La valeur de F_{max} pour le parallélogramme est calculée analytiquement à 168,3 N pour la position ($\kappa_1 = 0,595$, $\kappa_2 = 0,080$). Les résultats de la procédure permettant de déterminer les frontières de la zone pour laquelle la force atteignable excède un seuil arbitraire de $F_{lim} = 120$ N sont montrés à la figure 4.8.

Dans le cas du cylindre, les courbes de bras de levier nuls sont d'abord calculées et tracées à la figure 4.9. La figure 4.10 montre quant à elle les emplacements potentiels (et celui qui est exact) de F_{max} . La valeur de F_{max} calculée analytiquement est de 194,0 N pour la position ($\kappa = 0,279$, $\varphi = 3,003$ rad). Les frontières de la zone pour laquelle la force atteignable excède $F_{lim} = 120$ N sont montrées à la figure 4.11.

En utilisant la procédure décrite à la section précédente, le vecteur des couples limites requis pour obtenir une valeur de force atteignable maximale arbitrairement fixée à $F_{max} =$

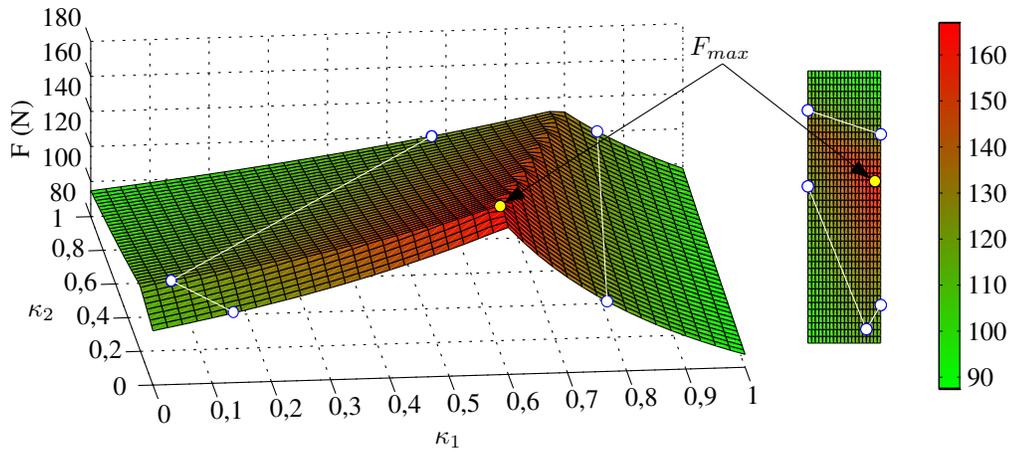


FIG. 4.8 – Limites analytiques de la zone $F(\kappa_1, \kappa_2) \geq F_{lim}$ pour le parallélogramme de l'exemple.

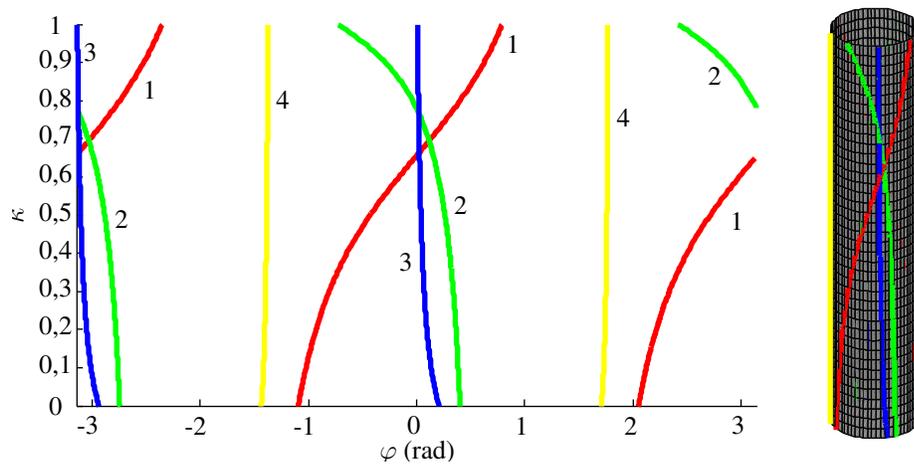


FIG. 4.9 – Courbes de bras de levier nul avec les indices des limiteurs de couple associés pour le cylindre de l'exemple.

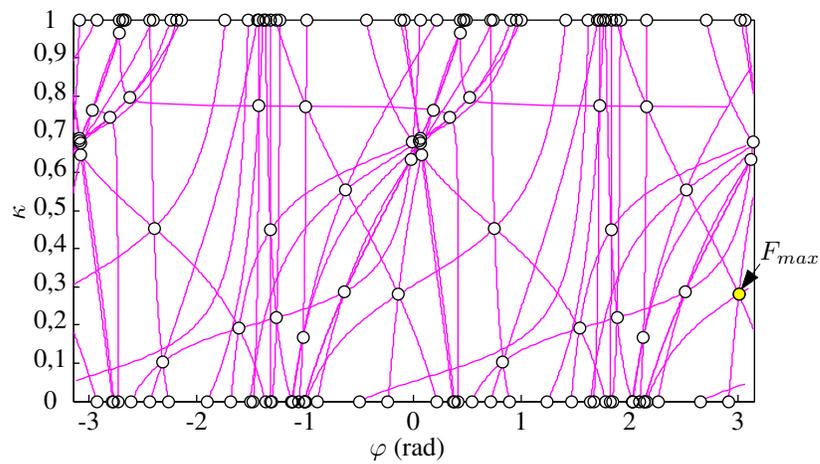


FIG. 4.10 – Courbes de force limite égales, emplacements potentiels et localisation réelle de F_{max} pour le cylindre de l'exemple.

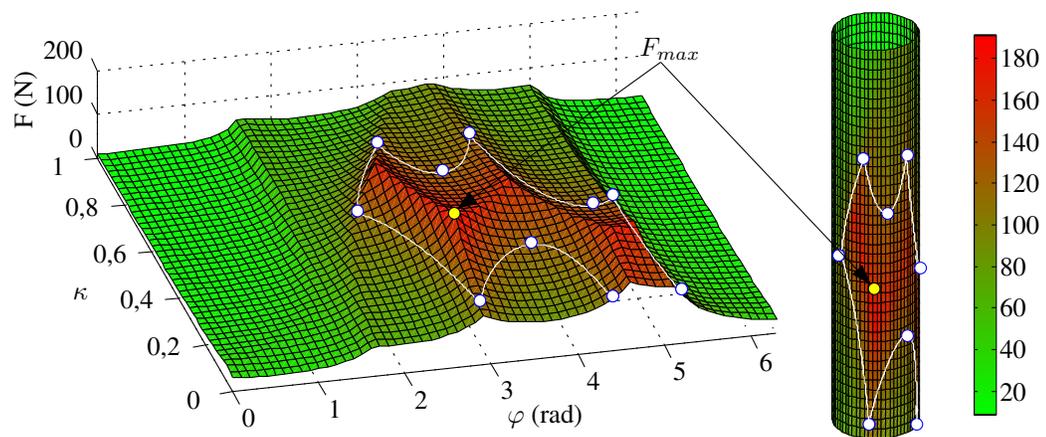


FIG. 4.11 – Limites analytiques de la zone pour laquelle $F(\kappa, \varphi) \geq F_{lim}$ pour le cylindre de l'exemple.

250 N est

$$\tau_{max} = \begin{bmatrix} 34,29 \text{ Nm} \\ 8,68 \text{ Nm} \\ 11,32 \text{ Nm} \\ 30,14 \text{ Nm} \end{bmatrix}. \quad (4.69)$$

La figure 4.12 présente la distribution des forces atteignables sur la primitive cylindrique selon les couples limites τ_{max} nouvellement calculés. Il fut vérifié que pour le parallélogramme, $F_{max} \leq 250 \text{ N}$. Il est intéressant de noter que pour le cylindre, la valeur calculée numériquement pour la force atteignable maximale en utilisant une discrétisation avec une grille de 41×64 est de $225,7 \text{ N}$ comparativement à une valeur analytique de $F_{max} = 250 \text{ N}$. Cette différence est clairement visible sur le graphique de la figure 4.12 où l'emplacement de F_{max} est au-dessus de la distribution des forces atteignables calculée numériquement. Cet exemple illustre bien la pertinence de la méthode analytique développée qui permet d'obtenir des résultats plus précis qu'une approche utilisant une discrétisation de la primitive.

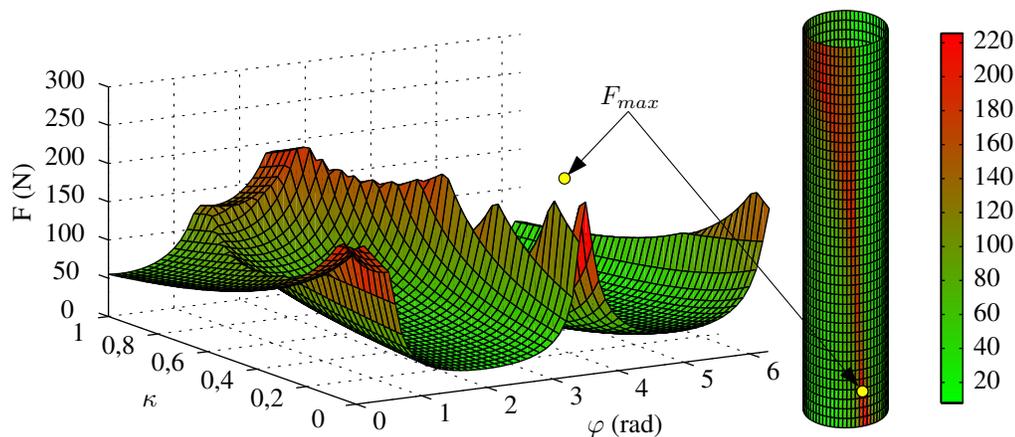


FIG. 4.12 – Distribution de la force atteignable calculée numériquement pour le cylindre de l'exemple en utilisant les couples limites calculés pour obtenir $F_{max} = 250 \text{ N}$.

4.3.5 Discussion

Il existe de nombreuses raisons pour utiliser l'approche proposée dans cette section qui consiste en l'approximation de la surface externe du robot par un groupe de primitives simples afin de mieux analyser la statique d'un manipulateur complet. En effet, considérer les forces atteignables pour toute la surface externe d'un robot est requis afin de bien évaluer le niveau de sécurité offert par un manipulateur évoluant dans un environnement partagé avec des humains. De plus, l'utilisation de simples primitives à la place d'un maillage réduit le temps

de calcul requis, améliore la précision et donne de l'information additionnelle comme le gradient de la force atteignable. Il y a, cependant, certains enjeux liés à cette méthode qui seront discutés ici.

Tel qu'expliqué précédemment, la force atteignable peut théoriquement être infinie si le bras de levier est nul pour tous les limiteurs de couple. Cela se produit rarement pour les primitives situées après la troisième liaison dans la chaîne cinématique du manipulateur puisque toutes les courbes de bras de levier nul doivent se croiser au même point. Cependant, les primitives situées sur le second repère mobile possèdent généralement un de ces points. Dans le cas du premier repère mobile (composantes situées entre le premier et le second actionneur), l'emplacement de la force atteignable théoriquement infinie correspond à la courbe du bras de levier nul pour le premier limiteur de couple. Cependant, en raison de la dualité cinématique/statique, un actionneur ne peut produire de déplacement dans une direction pour laquelle il n'a pas de bras de levier. Donc, en pratique, un robot ne peut pas produire une force infinie dans la direction normale à l'un de ces emplacements (il peut seulement résister à une force externe). Néanmoins, les zones entourant les emplacements où la force atteignable est théoriquement infinie sont dangereuses puisque de très grandes forces peuvent être appliquées, bien que ce soit avec de très faibles vitesses. Pour cette raison, les robots destinés à l'interaction humain-robot devraient avoir leurs trois premiers actionneurs près de la base et être conçus de façon à ce qu'une personne ne puisse être coincée par une membrure située avant le troisième actionneur. Par exemple, cela peut être fait en restreignant les endroits que la personne peut atteindre pour interagir avec le robot.

La force atteignable statiquement n'est pas un critère suffisant pour évaluer la dangerosité d'un robot lors d'une collision survenant à basse vitesse. Pour des collisions quasi-statiques, la force de contact peut atteindre la force statique atteignable seulement si l'objet (ou la personne) impliqué dans la collision peut lui-même résister à ce niveau de force statique. Par exemple, si un robot frappe à faible vitesse le bras non contraint d'une personne, celui-ci s'écartera et la force de contact demeurera faible. Cependant, si le bras est coincé contre un objet lourd ou fixé rigidement au sol (mur, table, lourde boîte, etc.), la force de contact pourra atteindre le niveau de la force atteignable pour le point de contact. Il est donc essentiel de connaître, en plus des zones où la force atteignable peut excéder un seuil sécuritaire, les endroits sur le robot où un contact avec coincement est possible. En utilisant une approche similaire à celle présentée dans cette section, il serait possible de calculer la distribution de la distance minimale entre les primitives et les obstacles fixés rigidement au sol, approximées elles aussi comme des primitives. En comparant la zone où la distance de coincement est inférieure à un certain seuil (par exemple la plus grande partie du corps humain pouvant être coincée) avec celle où la force atteignable est supérieure à un seuil jugé sécuritaire, une évaluation plus précise de la dangerosité d'un robot serait ainsi obtenue. Le coincement entre deux membrures d'un robot pourrait également être évalué de la même façon.

Afin de considérer la dynamique d'une collision, une approche similaire pourrait être utilisée pour obtenir la distribution de la vitesse normale atteignable, de l'inertie effective dans la direction normale et la compliance effective. Un modèle simple à un degré de liberté pourrait alors être utilisé afin de calculer la distribution de la force de contact dynamiquement atteignable pour la surface externe complète du manipulateur. Cette information pourrait être utilisée pour limiter les vitesses articulaires atteignables, en plus des couples articulaires limites, afin de garantir un niveau maximal de force de contact.

Bien que l'utilisation de primitives comporte de nombreux avantages, il est parfois impossible de bien représenter une surface externe complexe par cette méthode. Dans ce cas, une approche hybride comportant à la fois des primitives et des maillages obtenus à partir de modèles CAO pourrait être envisagée.

Une limitation importante de la méthode proposée est qu'elle considère seulement les forces appliquées normalement à la surface du manipulateur. En pratique, dû à la friction de surface, une composante tangentielle peut s'ajouter et les forces de contact potentielles sont ainsi contenues dans un *cône de friction* dont l'angle dépend du coefficient de friction. La prise en compte de la composante tangentielle complexifierait grandement l'approche utilisée puisqu'ainsi deux variables supplémentaires devraient être ajoutées pour représenter l'orientation de la force de contact. Cependant, si le coefficient de friction est faible, considérer uniquement la composante normale de la force de contact constitue une approximation raisonnable.

4.4 Conclusion

Dans ce chapitre, deux méthodes sont proposées afin de calculer les couples limites en fonction de l'architecture et de la configuration d'un manipulateur sériel muni d'un limiteur de couple ajustable en série avec chacun de ses actionneurs. La première méthode calcule les couples limites qui optimisent les seuils minimum et maximum des forces pouvant être appliquées dans toutes les directions sur un point de référence sur l'effecteur. La seconde méthode, plus complexe, calcule les couples limites permettant de fixer la valeur maximale de la force statique applicable dans la direction normale à la surface pour toute l'enveloppe externe du manipulateur.

La deuxième méthode possède plusieurs limitations comme le fait de négliger la composante tangentielle de la force due à la friction. Cependant, elle est celle à privilégier dans la mesure où elle est la seule qui considère le fait que la collision peut survenir n'importe où sur le manipulateur. Il serait toutefois souhaitable qu'elle soit améliorée afin de tenir compte

de la friction, mais aussi des différents obstacles de l'espace de travail afin de considérer les endroits où une collision avec coincement est possible.

Chapitre 5

Cinématique des robots sériels munis de limiteurs de couple

Dans ce chapitre, un nouvel indice de performance cinématique est proposé. Son optimisation équivaut à maximiser le ratio entre les seuils de force minimum et maximum pour un manipulateur sériel muni d'un limiteur de couple en série avec chaque actionneur. Continu et dérivable en tout point, cet indice peut être utilisé dans une méthode d'optimisation basée sur le gradient. Des applications sont proposées telles que l'optimisation de la trajectoire articulaire d'un robot redondant et l'optimisation du design d'un manipulateur ayant plus de limiteurs de couple que de degrés de liberté.

5.1 Introduction

Dans le précédent chapitre, deux méthodes furent présentées afin d'optimiser les couples limites selon la configuration et l'architecture d'un manipulateur sériel dont chaque actionneur est muni d'un limiteur de couple électroniquement ajustable. En quelque sorte, les méthodes proposées permettent d'obtenir les meilleures performances tout en garantissant un certain niveau de sécurité pour une configuration donnée du manipulateur.

Afin d'améliorer davantage les performances pour un même niveau de sécurité, il serait intéressant de pouvoir optimiser la cinématique du manipulateur, c'est-à-dire sa configuration et son architecture. Ainsi, un manipulateur redondant pourrait optimiser sa pose afin de rendre le robot apte à appliquer une plus grande force dans toutes les directions tout en préservant

une force atteignable maximale donnée. Le design d'un manipulateur pourrait également être optimisé à cette fin.

Dans ce chapitre, un nouvel indice de performance cinématique est proposé. Il est montré que son optimisation revient à maximiser l'indice de performance proposé dans le chapitre 4. L'avantage du nouvel indice provient du fait qu'il est continu et dérivable en tout point et qu'il peut donc être utilisé dans une méthode d'optimisation basée sur le gradient. Les configurations optimales selon le nombre de degrés de liberté sont étudiées. Des applications de cet indice sont proposées et des exemples sont fournis. Finalement, les limitations de l'indice proposé font l'objet d'une discussion.

5.2 Indices de performance cinématique

Lorsqu'il est désiré d'optimiser la pose ou l'architecture d'un manipulateur, un critère de performance est requis. Pour un manipulateur redondant, une méthode mathématique utilisant le gradient de cet indice pourrait être utilisée afin de trouver un vecteur de déplacements articulaires améliorant la configuration sans affecter la pose cartésienne de l'effecteur.

5.2.1 Ratio entre les seuils minimum et maximum

Dans le chapitre précédent, une méthode est décrite afin de calculer les couples limites qui optimiseront le ratio μ entre les seuils de force minimum et maximum, défini par l'équation (4.1). Ce ratio pourrait être utilisé pour optimiser la configuration (ou l'architecture) du robot, réorganisant ainsi les limites de l'espace des forces atteignables afin de respecter un seuil de sécurité tout en maximisant la force atteignable isotrope, c'est-à-dire la force pouvant être appliquée dans toutes les directions sans excéder un couple limite.

Cet indice possède une interprétation physique très claire puisqu'il compare directement les seuils minimum et maximum des forces atteignables pouvant être appliquées à l'effecteur. En référence à la figure 4.1, il représente le ratio entre les rayons du plus petit et du plus grand cercle (ou sphère).

Cependant, un tel indice est difficile à utiliser dans un processus d'optimisation puisqu'il n'est pas dérivable en tout point. En effet, la valeur de F_{max} se calcule à partir d'une combinaison de deux (ou trois, pour un manipulateur spatial) limiteurs de couple, chacun pouvant être activé en atteignant le couple limite dans le sens positif ou négatif. Ainsi, la combinaison

de limiteurs et de sens d'activation permettant de calculer F_{max} ne sera pas la même pour toutes les configurations atteignables par le manipulateur. Pour les configurations de transition, là où deux combinaisons donnent la même valeur de F_{max} , la dérivée de μ par rapport aux variables articulaires (et donc le gradient) n'est pas définie. En conséquence, un autre indice de performance cinématique, similaire mais dont la dérivée est définie en tout point, doit être utilisé pour l'application présentée dans ce chapitre.

5.2.2 Déterminant de la matrice jacobienne normalisée post-multipliée par sa transposée

Afin d'éliminer les difficultés mathématiques associées à la dérivée de μ , une autre approche peut être utilisée. Une stratégie possible consiste à tenter de s'éloigner des configurations pour lesquelles μ dégénère vers une valeur nulle, ce qui se produit lorsque la matrice jacobienne du manipulateur est singulière. En effet, pour une configuration singulière, des couples limites nuls (et donc $F_{min} = 0$) seront nécessaires afin d'éviter un seuil de force maximal tendant vers l'infini. De plus, le déterminant de la matrice jacobienne est une fonction continue et dérivable en tout point, ce qui rend son utilisation possible dans une méthode basée sur le gradient. Cependant, utiliser directement le déterminant de la matrice jacobienne ne tiendrait pas compte du fait que les couples limites sont ajustables. Afin de considérer cette ajustabilité, il est possible de combiner l'équation de contrainte (4.4) ainsi que l'équation (4.11) définissant l'ajustement optimal des couples selon la valeur de F_{min} désirée afin d'obtenir une relation normalisée (en posant $\tau_{g,i} = 0$) :

$$-1 \leq \frac{\mathbf{j}_i^T}{\|\mathbf{j}_i\|} \mathbf{u}_f \leq 1, \quad \forall i \in \{1, \dots, n\} \quad (5.1)$$

dans laquelle \mathbf{u}_f est un vecteur unitaire représentant la direction de la force appliquée au point de référence sur l'effecteur. Puisque cette relation n'utilise que les directions des colonnes de la matrice jacobienne, il est préférable d'utiliser directement la matrice jacobienne normalisée, définie comme :

$$\mathbf{U} = \begin{bmatrix} \mathbf{u}_1 & \mathbf{u}_2 & \dots & \mathbf{u}_n \end{bmatrix} \quad (5.2)$$

avec

$$\mathbf{u}_i = \frac{\mathbf{j}_i}{\|\mathbf{j}_i\|}. \quad (5.3)$$

L'indice suivant, qui s'applique également aux matrices jacobiennes rectangulaires (robots redondants), est proposé afin d'évaluer la qualité d'une pose en tenant compte de l'ajustabilité des couples limites :

$$\lambda = \det(\mathbf{U}\mathbf{U}^T). \quad (5.4)$$

Afin d'obtenir une meilleure interprétation physique de l'indice λ , l'équation (5.4) est développée pour le cas d'un robot plan pour lequel les colonnes de la matrice jacobienne normalisée sont définies comme :

$$\mathbf{u}_i = \begin{bmatrix} \cos \Phi_i \\ \sin \Phi_i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} c_i \\ s_i \end{bmatrix}. \quad (5.5)$$

L'indice, pour ce cas, est donc :

$$\begin{aligned}
\lambda_{2D} &= \det \left(\left[\mathbf{u}_1 \quad \dots \quad \mathbf{u}_n \right] \left[\mathbf{u}_1 \quad \dots \quad \mathbf{u}_n \right]^T \right); \\
&= \det \left(\sum_{i=1}^n \begin{bmatrix} c_i^2 & c_i s_i \\ c_i s_i & s_i^2 \end{bmatrix} \right); \\
&= \left(\sum_{i=1}^n c_i^2 \right) \left(\sum_{i=1}^n s_i^2 \right) - \left(\sum_{i=1}^n c_i s_i \right)^2; \\
&= \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n (c_i^2 s_j^2 - c_i s_i c_j s_j); \\
&= \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n (c_i^2 s_j^2 + c_j^2 s_i^2 - 2c_i s_i c_j s_j); \\
&= \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n (c_i s_j - s_i c_j)^2; \\
&= \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n \begin{vmatrix} c_i & c_j \\ s_i & s_j \end{vmatrix}^2; \\
&= \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n \left| \mathbf{u}_i \quad \mathbf{u}_j \right|^2.
\end{aligned} \tag{5.6}$$

À partir de l'équation (5.6), il est possible d'appliquer des identités trigonométriques afin d'obtenir une expression de λ_{2D} laissant apparaître un sens physique clair :

$$\lambda_{2D} = \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n \sin^2(\Phi_i - \Phi_j). \tag{5.7}$$

Maximiser λ_{2D} est donc l'équivalent d'orienter les colonnes de la matrice jacobienne dans des directions aussi également distribuées que possible.

Une relation équivalente peut être obtenue dans le cas de manipulateur spatiaux (le déve-

loppement complet n'est pas montré pour des raisons de simplicité) :

$$\begin{aligned}
 \lambda_{3D} &= \det(\mathbf{U}\mathbf{U}^T) \\
 &= \sum_{i=1}^{n-2} \sum_{j=i+1}^{n-1} \sum_{k=j+1}^n \lambda_{ijk} \\
 &= \sum_{i=1}^{n-2} \sum_{j=i+1}^{n-1} \sum_{k=j+1}^n \left| \begin{array}{ccc} \mathbf{u}_i & \mathbf{u}_j & \mathbf{u}_k \end{array} \right|^2 \\
 &= \sum_{i=1}^{n-2} \sum_{j=i+1}^{n-1} \sum_{k=j+1}^n \left((\mathbf{u}_i \times \mathbf{u}_j)^T \mathbf{u}_k \right)^2
 \end{aligned} \tag{5.8}$$

où λ_{ijk} représente l'indice λ_{3D} si l'on ne considère que les colonnes i , j et k de la matrice \mathbf{U} .

L'équation (5.8) est similaire à l'équation (5.7) : elle montre clairement que l'optimisation de λ_{3D} revient à orienter les colonnes de la matrice jacobienne dans des directions aussi également distribuées que possibles.

Le déterminant de la matrice jacobienne normalisée post-multipliée par sa transposée, c'est-à-dire λ , est un indice simple qui peut s'exprimer analytiquement. Il est continu et dérivable en tout point, ce qui le rend tout indiqué pour une méthode d'optimisation basée sur le gradient. L'indice est également étroitement lié au ratio des seuils de force μ , dans la mesure où distribuer également l'orientation des colonnes de la jacobienne permet d'éviter un espace des forces atteignables davantage étiré dans certaines directions. La prochaine section montre que les deux indices partagent différentes propriétés et que l'optimisation de λ est l'équivalent de l'optimisation de μ , ce qui est l'objectif poursuivi dans ce chapitre.

Le déterminant de la matrice jacobienne d'un manipulateur sériel fut utilisé par certains auteurs afin d'optimiser la cinématique de robots (Yoshikawa, 1985). Cette méthode se révéla plus tard inappropriée pour cet objectif (voir (Merlet, 2006)). On peut noter que l'indice proposé ici est différent dans la mesure où la matrice jacobienne est normalisée et donc n'est pas sujette à posséder des éléments pour lesquels les unités sont différentes. Aussi, tel que montré dans la prochaine section, le lien avec la propriété physique à optimiser est très clair.

5.3 Relation entre les deux indices de performance pour un manipulateur plan

Cette section tente de faire ressortir le lien entre les deux indices de performance cinématique proposés. Il est démontré que, pour un manipulateur plan, leurs extrémums sont les mêmes et que leurs gradients sont très similaires. Certains exemples sont présentés afin d'illustrer cette démonstration. Afin de simplifier la démarche, la matrice jacobienne normalisée U est directement utilisée (à la place de J) pour calculer le ratio des seuils de force μ selon la méthode de la section 4.2.3. Cette façon de procéder est valide si les couples dus à la gravité sont négligés et si les limiteurs de couple sont ajustés selon la méthode présentée à la section 4.2.3. En effet, il est possible d'ajuster les couples pour obtenir $F_{min} = 1$ sans changer la valeur de μ . La valeur de F_{max} est ensuite calculée, ce qui permet d'obtenir μ .

5.3.1 Comparaison pour un robot plan à 2 DDL

En se basant sur la définition de U fournie par les équations (5.2) et (5.5), l'orientation de la première colonne est fixée à $\Phi_1 = 0$ tandis que celle de la seconde (Φ_2) est libre de varier de 0 à 2π . Les deux indices sont tracés pour ce domaine sur la figure 5.1. On peut observer que même si les deux indices ne sont pas égaux en tout point, leurs extrémums coïncident. Aussi, les pentes des deux courbes possèdent toujours le même signe. Même si cet exemple ne constitue pas une preuve en soit, il suggère qu'une méthode d'optimisation basée sur le gradient produirait les mêmes résultats pour les deux indices.

5.3.2 Comparaison pour un robot plan à 3 DDL

Dans cette section, la même comparaison est faite pour un robot plan redondant à trois degrés de liberté. L'orientation de la première colonne de la matrice jacobienne normalisée est encore une fois maintenue constante à $\Phi_1 = 0$ tandis que les deux autres peuvent varier de 0 à π , en faisant une hypothèse de symétrie. Les deux indices sont tracés sur la figure 5.2 comme fonctions de Φ_2 et Φ_3 . Les graphiques montrent clairement la similarité entre μ et λ .

La figure 5.3 présente les mêmes fonctions sous forme de graphique de contours, ce qui donne une autre perspective sur la relation entre les deux indices. Premièrement, les extrémums globaux coïncident pour les deux indices, tel qu'indiqués par des marqueurs sur le graphique. Deuxièmement, même si les gradients des deux indices sont différents, ils pointent

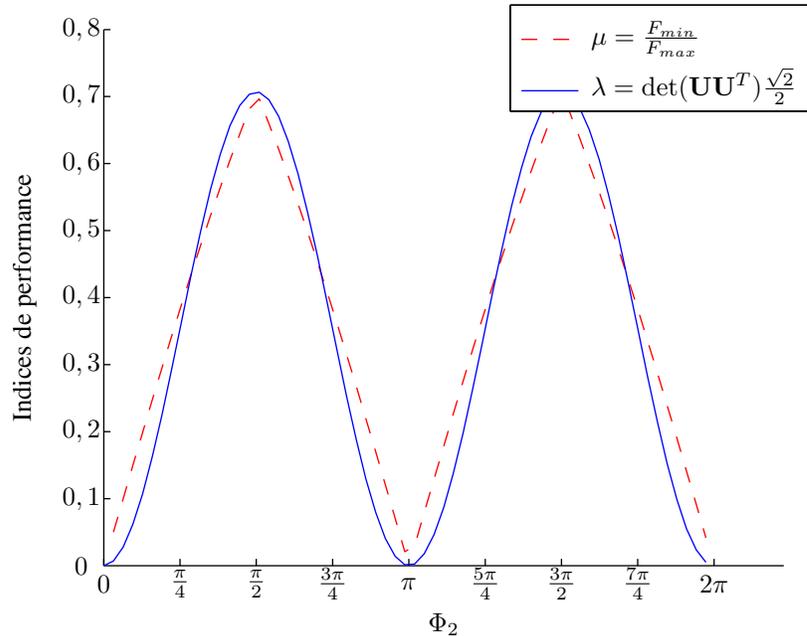


FIG. 5.1 – Les indices μ et λ en fonction de l'orientation de la seconde colonne de la matrice jacobienne pour un manipulateur plan à deux degrés de liberté.

dans des directions similaires. Plus spécifiquement, le gradient de μ est toujours orienté à $\pm n(\pi/4)$ radians par rapport à l'axe Φ_2 . Cela est dû au fait que pour les sections dérivables de la surface, μ est obtenu avec seulement deux colonnes de la matrice jacobienne : celles qui définissent le seuil maximal F_{max} . Ainsi, la dérivée de μ par rapport à l'orientation des autres colonnes sera nulle et donc le gradient n'aura que deux éléments non-nuls. Cependant, ce n'est pas le cas pour λ qui dépend de l'orientation de toutes les colonnes. En conséquence, λ est plus ou moins une approximation lissée de μ . Cette assertion est démontrée dans la prochaine section.

5.3.3 Comparaison entre les extremums et les gradients des deux indices pour un manipulateur plan

Afin de comparer efficacement les deux indices, une expression explicite est requise pour μ . Cela n'est possible que pour les configurations pour lesquelles l'indice est dérivable. Pour un manipulateur sériel plan dont les couples gravitationnels sont négligeables et dont les couples limites sont ajustés de façon optimale (selon la méthode présentée à la section 4.2.3

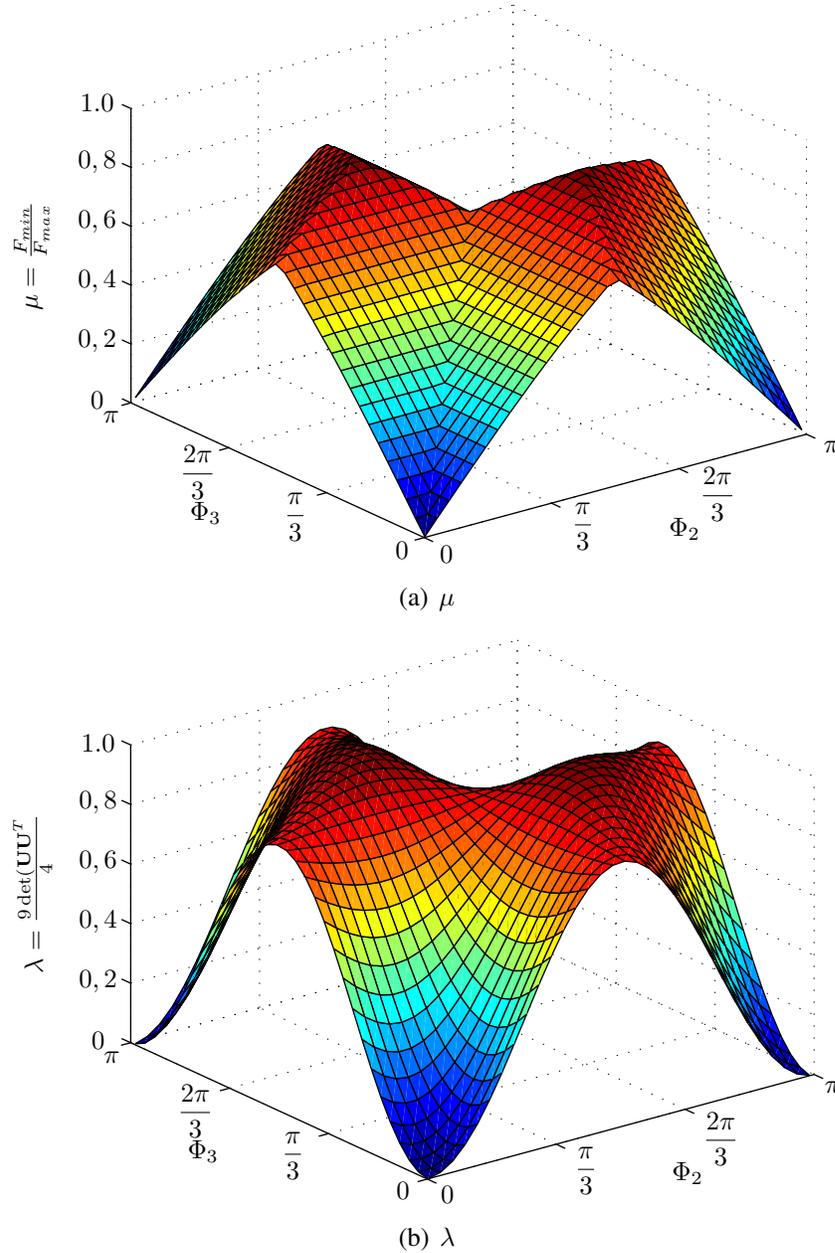


FIG. 5.2 – Indices μ et λ selon Φ_2 et Φ_3 pour un manipulateur plan à trois degrés de liberté.

en imposant $F_{min} = 1$), l'indice peut s'exprimer comme :

$$\mu_{2D}^* = \cos\left(\frac{\gamma}{2}\right), \quad (5.9)$$

où l'exposant * est utilisé pour distinguer cette définition de celle plus générale de μ donnée par l'équation (4.1). L'angle γ est le plus grand angle entre les vecteurs formés par deux colonnes voisines (en terme d'orientation) de la matrice jacobienne. On tient compte à la fois

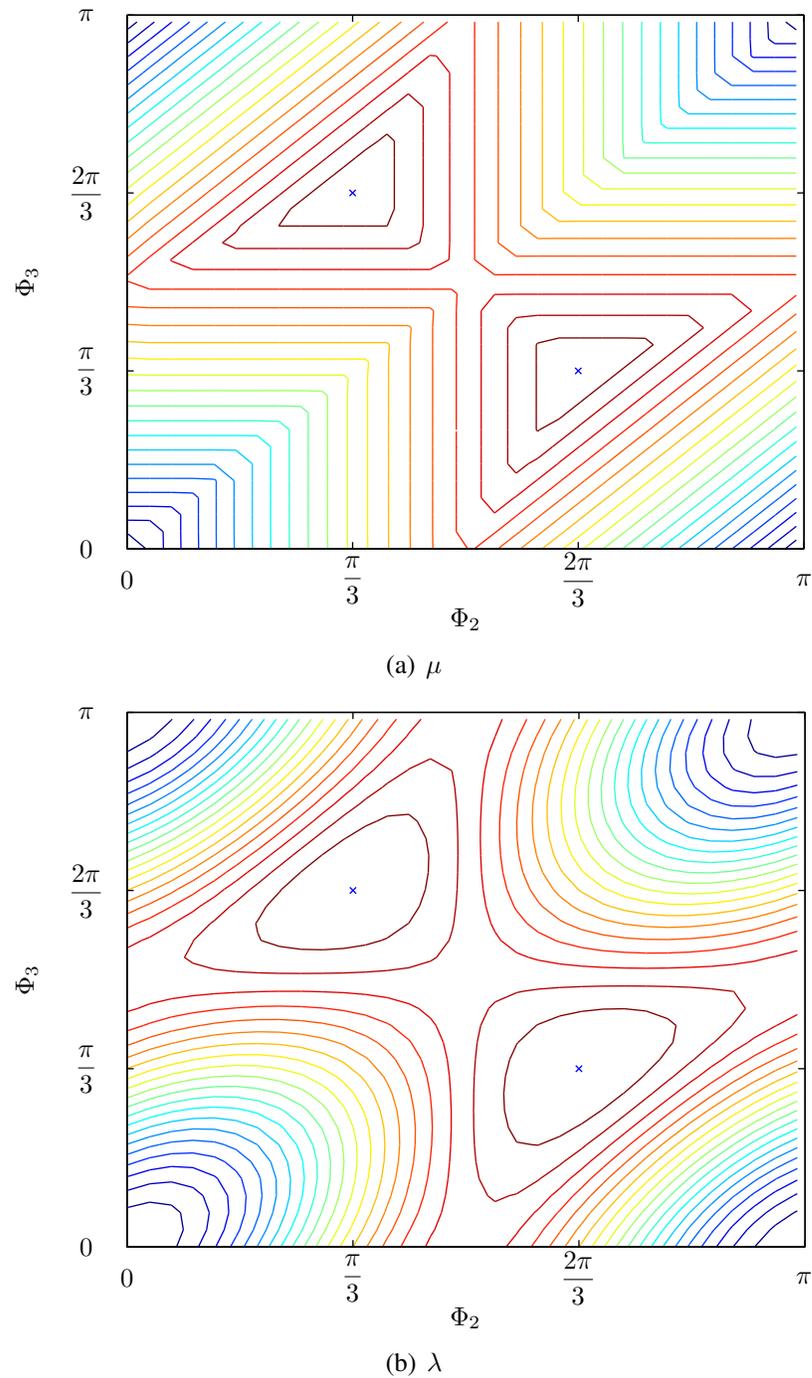


FIG. 5.3 – Graphiques de contours et emplacements des valeurs optimales pour les indices μ et λ selon Φ_2 et Φ_3 pour un manipulateur plan à trois degrés de liberté.

des colonnes et de leurs directions opposées pour prendre en considération que les couples limites peuvent être atteints dans les deux sens. La figure 5.4 montre la relation entre μ^* et γ pour un espace des forces atteignable quelconque. Sur la figure, on peut voir que chaque frontière de l'espace des forces atteignable est perpendiculaire à l'un des vecteurs $\pm \mathbf{u}_i$. Le

sommet de l'espace des forces atteignables se trouvant le plus loin de l'origine est celui faisant face à l'angle γ . Sa position (et la valeur de μ) est donc déterminée par l'angle γ , lui-même fonction de l'orientation des vecteurs \mathbf{u}_1 et \mathbf{u}_2 , et est indépendante de l'orientation de \mathbf{u}_3 . Ainsi, l'orientation de \mathbf{u}_3 peut être modifiée sur une certaine plage sans que cela ne modifie la valeur de μ . Il est donc justifié d'utiliser l'indice μ_{2D}^* pour une analyse locale de l'indice μ . Il est cependant important de garder à l'esprit que cette définition n'est valide que localement, pour des configurations où γ est unique, c'est-à-dire qu'il ne peut être calculé qu'à partir d'une seule combinaison de deux limiteurs de couple.

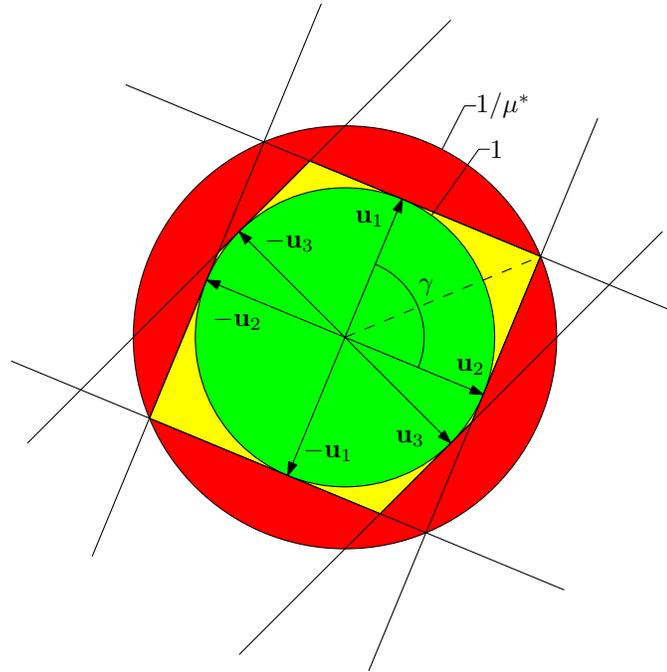


FIG. 5.4 – Relation entre μ^* et le plus grand angle γ entre deux colonnes consécutives de la matrice jacobienne.

La dérivée de l'équation(5.9) est :

$$\frac{\partial \mu^*}{\partial \gamma} = -\frac{1}{2} \sin\left(\frac{\gamma}{2}\right). \quad (5.10)$$

Puisque $\frac{\gamma}{2} \in [0, \frac{\pi}{2}]$, μ^* augmente toujours lorsque γ diminue. L'optimisation de μ implique donc la réduction du plus grand angle entre deux vecteurs $\pm \mathbf{u}_i$ subséquents. L'optimum global est donc obtenu lorsque tous les angles entre deux vecteurs subséquents sont égaux puisqu'à ce point l'angle ne peut être réduit sans augmenter γ . En conséquence, l'optimisation de l'indice μ équivaut à modifier la configuration ou l'orientation du robot afin de réorganiser les colonnes de la matrice jacobienne pour qu'elles pointent dans des directions aussi également distribuées que possible.

Pour le second indice λ , chaque élément du gradient est obtenu en calculant la dérivée de l'équation (5.7) par rapport à l'orientation Φ_i de chaque colonne de la matrice jacobienne :

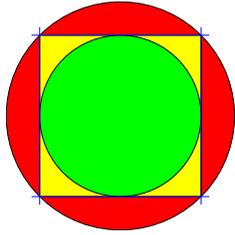
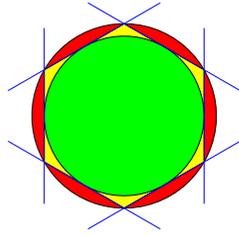
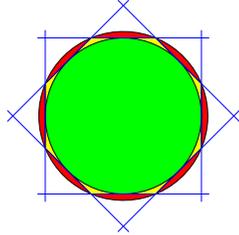
$$\frac{\partial \lambda_{2D}}{\partial \Phi_i} = \sum_{j=1}^n \sin(2(\Phi_i - \Phi_j)). \quad (5.11)$$

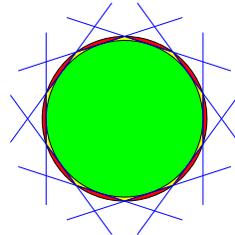
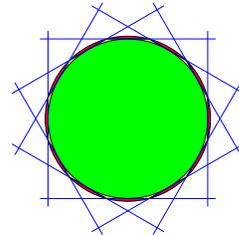
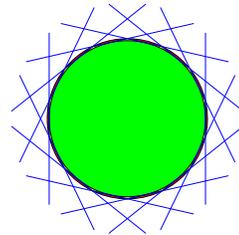
Afin d'augmenter λ_{2D} , la $i^{\text{ème}}$ colonne de la matrice jacobienne doit être réorientée dans une direction aussi différente que possible de celle de la $j^{\text{ème}}$ colonne. Puisque l'indice considère simultanément tous les Φ_i , chaque vecteur formé par une des colonnes de la matrice jacobienne *repousse* ainsi les autres jusqu'à ce qu'ils soient distribués également.

L'extremum global est le même pour les deux indices. Il s'agit des configurations pour lesquelles les vecteurs formés par les colonnes de la jacobienne pointent dans des directions aussi également distribuées que possible. Même si un processus d'optimisation basé sur le gradient de μ tend à réduire le plus grand angle entre deux vecteurs consécutifs \mathbf{u}_i et qu'un basé sur le gradient de λ tend à ce que les vecteurs se repoussent les uns les autres, l'effet global est le même et les deux mènent donc aux mêmes extremums. Cependant, l'optimisation de λ est plus pratique puisqu'il s'agit d'une fonction lisse aisément exprimable sous une forme analytique. Il est donc préférable d'optimiser λ même si μ possède un sens physique plus direct dans le contexte des manipulateurs sériels munis de limiteurs de couple ajustés de façon optimale.

5.3.4 Configuration optimale selon l'indice proposé pour un manipulateur plan

Dans le cas d'un manipulateur plan à n actionneurs munis de limiteurs de couple ajustés selon la méthode de la section 4.2.3, l'espace des forces atteignables optimal correspond au polygone régulier à $2n$ faces. Dans ce cas, les valeurs de λ et μ sont toutes deux maximales. Le tableau 5.1 présente les espaces des forces atteignables optimaux pour des manipulateurs plans à n degrés de liberté et les valeurs de λ et μ qui leur sont associées. Sur le schéma de l'espace des forces atteignables, les cercles intérieur et extérieur possèdent des rayons respectifs de 1 et $1/\mu$.

n	2	3	4
Espace des forces atteignables optimal			
$\lambda = n^2/4$	1	2,25	4
μ	0,707107	0,866025	0,923880

n	5	6	7
Espace des forces atteignables optimal			
$\lambda = n^2/4$	6,25	9	12,25
μ	0,951057	0,965926	0,974928

TAB. 5.1 – Espaces des forces atteignables optimaux pour des manipulateurs plans.

5.4 Relation entre les deux indices de performance pour un manipulateur spatial

La relation entre μ et λ est moins directe pour les manipulateurs spatiaux. En effet, dans ce cas, les vecteurs formés par les colonnes de la matrice jacobienne sont tridimensionnels et l'effet de répulsion est plus complexe à analyser lors de l'optimisation de λ . Intuitivement, on peut s'imaginer que l'espace des forces atteignables optimal pour un manipulateur spatial à n degrés de liberté sera un polyèdre pour lequel les $2n$ faces sont orientées dans des directions aussi également réparties que possible. Cependant, il n'existe en trois dimensions que cinq polyèdres réguliers convexes, soit les solides de Platon, qui ont respectivement quatre, six, huit, douze et vingt faces. On peut donc se demander si l'espace des forces atteignables optimal sera un solide de Platon dans le cas où $n = \{3, 4, 6, 10\}$. De plus, il est difficile de déterminer *a priori* le polyèdre optimal dans le cas où $n \neq \{3, 4, 6, 10\}$. Finalement, il faut vérifier si, de façon générale, l'optimisation de λ se traduit par une maximisation de μ pour les manipulateurs spatiaux.

Pour ce faire, une procédure numérique est utilisée. On considère une matrice jacobienne normalisée de dimension $3 \times n$ pour laquelle le vecteur formé par chaque colonne peut être orienté dans n'importe quelle direction. La $i^{\text{ème}}$ colonne de la matrice \mathbf{U} s'écrit donc

$$\mathbf{u}_i = \begin{bmatrix} \cos \Phi_i \cos \Psi_i \\ \cos \Phi_i \sin \Psi_i \\ \sin \Phi_i \end{bmatrix}. \quad (5.12)$$

Les dérivées de \mathbf{u}_i par rapport à Ψ_i et Φ_i sont :

$$\frac{\partial \mathbf{u}_i}{\partial \Psi_i} = \begin{bmatrix} -\cos \Phi_i \sin \Psi_i \\ \cos \Phi_i \cos \Psi_i \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (5.13)$$

$$\frac{\partial \mathbf{u}_i}{\partial \Phi_i} = \begin{bmatrix} -\sin \Phi_i \cos \Psi_i \\ -\sin \Phi_i \sin \Psi_i \\ \cos \Phi_i \end{bmatrix}. \quad (5.14)$$

La dérivée de λ_{ijk} (voir (5.8)) par rapport à Ψ_l s'obtient selon :

$$\frac{\partial \lambda_{ijk}}{\partial \Psi_l} = 2 |\mathbf{U}_{ijk}| \frac{\partial |\mathbf{U}_{ijk}|}{\partial \Psi_l}. \quad (5.15)$$

où \mathbf{U}_{ijk} est la matrice formée par les colonnes i , j et k de \mathbf{U} .

Si \mathbf{U}_{ijk} est inversible, on a (Strang, 1988) :

$$\frac{\partial |\mathbf{U}_{ijk}|}{\partial \Psi_l} = |\mathbf{U}_{ijk}| \text{Tr} \left(\mathbf{U}_{ijk}^{-1} \frac{\partial \mathbf{U}_{ijk}}{\partial \Psi_l} \right). \quad (5.16)$$

où $\text{Tr}(\cdot)$ est la trace d'une matrice.

On a donc

$$\frac{\partial \lambda}{\partial \Psi_l} = \sum_{i=1}^{n-2} \sum_{j=i+1}^{n-1} \sum_{k=j+1}^n \frac{\partial \lambda_{ijk}}{\partial \Psi_l} = \sum_{i=1}^{n-2} \sum_{j=i+1}^{n-1} \sum_{k=j+1}^n 2 |\mathbf{U}_{ijk}|^2 \text{Tr} \left(\mathbf{U}_{ijk}^{-1} \frac{\partial \mathbf{U}_{ijk}}{\partial \Psi_l} \right) \quad (5.17)$$

et, de façon similaire, on a

$$\frac{\partial \lambda}{\partial \Phi_l} = \sum_{i=1}^{n-2} \sum_{j=i+1}^{n-1} \sum_{k=j+1}^n \frac{\partial \lambda_{ijk}}{\partial \Phi_l} = \sum_{i=1}^{n-2} \sum_{j=i+1}^{n-1} \sum_{k=j+1}^n 2 |\mathbf{U}_{ijk}|^2 \text{Tr} \left(\mathbf{U}_{ijk}^{-1} \frac{\partial \mathbf{U}_{ijk}}{\partial \Phi_l} \right) \quad (5.18)$$

Il est donc possible d'utiliser une procédure itérative — la méthode du lieu de la plus grande pente — dans laquelle on incrémentera Ψ et Φ dans la direction des gradients $\nabla \lambda$. À chaque itération, on appliquera donc l'incrément suivant :

$$\begin{bmatrix} \Delta \Psi \\ \Delta \Phi \end{bmatrix} = \varsigma \nabla \lambda = \varsigma \begin{bmatrix} \frac{\partial \lambda}{\partial \Psi_1} \\ \vdots \\ \frac{\partial \lambda}{\partial \Psi_n} \\ \frac{\partial \lambda}{\partial \Phi_1} \\ \vdots \\ \frac{\partial \lambda}{\partial \Phi_n} \end{bmatrix} \quad (5.19)$$

où ς est une constante que l'on ajuste afin d'éviter de trop gros incréments qui pourraient faire diminuer λ d'une itération à l'autre. En effet, la méthode d'optimisation basée sur le gradient approxime λ par un plan, ce qui n'est valide qu'aux alentours de la position (Ψ, Φ) dans l'espace des configurations.

La procédure est exécutée cinq fois pour chaque valeur de $n = \{3, 4, 5, 6\}$ en débutant avec une configuration aléatoire. Afin d'éviter des degrés de liberté n'affectant pas μ et λ , les deux premières colonnes de la jacobienne sont maintenues dans un plan constant en imposant $\Psi_1 = 0$, $\Phi_1 = 0$ et $\Phi_2 = 0$. La figure 5.5 présente l'évolution de μ lors de l'optimisation de λ pour chacun des cas. Les valeurs de μ et λ sont indiquées pour les solides de Platon correspondants aux cas étudiés.

Plusieurs observations peuvent être faites. Tout d'abord, on constate que de façon générale, une augmentation de λ se traduit par une augmentation de μ . Cela confirme l'intérêt de l'indice de performance λ dans le cas des manipulateurs spatiaux. En effet, il est ainsi possible d'utiliser λ pour optimiser la configuration et l'architecture d'un manipulateur afin d'optimiser simultanément la sécurité et la performance.

On peut observer que pour $n = 3$ et $n = 4$, les processus d'optimisation convergent tous vers un même point. Cela suggère qu'il n'y a qu'un seul extrémum local pour λ . Ce n'est cependant pas le cas pour $n = 5$ et $n = 6$. En effet, dans ces cas, l'optimisation

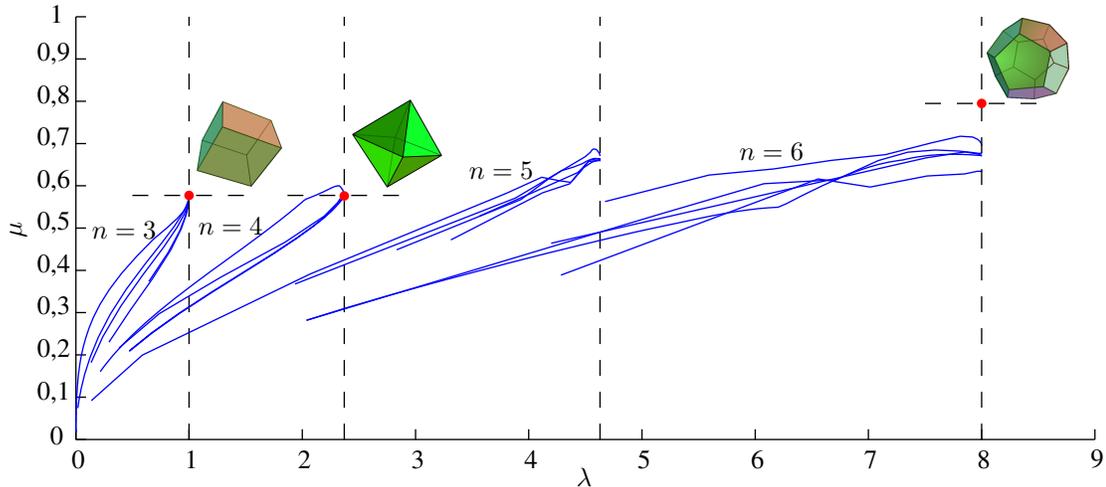
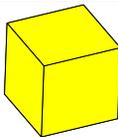
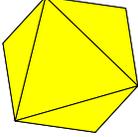
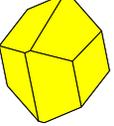
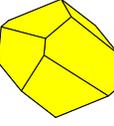
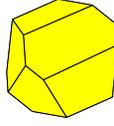
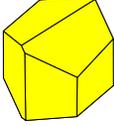
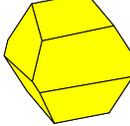
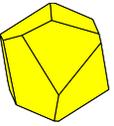
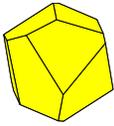
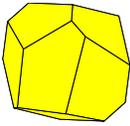
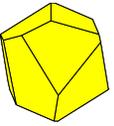


FIG. 5.5 – Relation entre λ et μ lors de l'optimisation de l'espace des forces atteignables en utilisant le gradient de λ pour un manipulateur spatial avec n limiteurs de couples.

conduit toujours à la même valeur finale de λ mais la configuration résultante ne correspond pas toujours à la même valeur de μ . Cela signifie qu'il existe plusieurs configurations pour lesquelles λ est optimal mais que celles-ci ne sont pas toutes équivalentes. Le tableau 5.2 présente les configurations finales de chacun des processus d'optimisation effectués. Une seule configuration est montrée pour $n = 3$ et $n = 4$ puisque l'optimisation converge dans chaque cas vers les mêmes solides de Platon, soit un cube et un octaèdre régulier convexe. Pour $n = 5$ et $n = 6$, on observe une certaine variabilité dans les résultats bien que certains se répètent, ce qui est conforme avec les résultats de la figure 5.5.

Sur la figure 5.5, il est également possible de constater que, dans certains cas, l'augmentation de λ a résulté en une diminution de μ . Cela est probablement dû au fait que λ est calculé à partir de toutes les colonnes de la jacobienne tandis que le calcul de μ ne nécessite que trois d'entre elles. Ainsi, il existe un espace de dimension $n - 3$ pour lequel la valeur de μ est fixe mais celle de λ peut varier. Puisque l'on peut modifier λ sans modifier μ , cela suggère qu'il est également possible d'augmenter λ tout en diminuant μ dans la mesure où pour deux valeurs de μ légèrement différentes, la plage de λ possible peut être relativement grande. Cette hypothèse est conforme avec le fait que pour $n = 3$, la dérivée de μ par rapport à λ est strictement positive. En effet, dans ce cas, l'espace pour lequel la valeur de μ est fixe mais celle de λ peut varier est de dimension zéro.

Dans le cas où $n = 6$, aucun des processus d'optimisation n'a convergé vers le solide de Platon à 12 faces qu'est le dodécaèdre régulier convexe. Cela signifie que, pour $n = 6$, l'indice λ possède plusieurs extrémums pour lesquels les valeurs de μ correspondantes sont différentes. Afin de vérifier si, pour ce nombre de degrés de liberté, le processus d'optimisation peut converger vers le solide de Platon correspondant, la valeur de ζ fut augmentée.

n	Espaces des forces atteignables				
3					
4					
5					
6					

TAB. 5.2 – Espaces des forces atteignables obtenus à la suite du processus d’optimisation pour des manipulateurs spatiaux.

En effet, cela permet d’obtenir des incréments plus grands qui peuvent, dans certains cas, *sauter* par-dessus des extrémums locaux. Après plusieurs tentatives, un espace des forces atteignables pour lequel $\mu = 0,7848$ fut obtenu. Celui-ci, présenté à la figure 5.6, ressemble grandement au dodécaèdre régulier convexe malgré que l’indice μ correspondant soit légèrement plus faible.

Un résultat étonnant est l’obtention, pour l’une des optimisations avec $n = 4$, de valeurs de μ supérieures à celle correspondant à un octaèdre régulier convexe. Afin de vérifier si cela correspond à une erreur numérique, une génération aléatoire d’un très grand nombre de matrices \mathbf{U} fut produite pour $n = 4$, la valeur de μ étant calculée dans chaque cas. La valeur maximale de μ ainsi obtenue correspond à un polyèdre similaire à un prisme ayant une base de la forme d’un hexagone régulier et une hauteur égale au double du rayon du cercle inscrit de la base, tel qu’on peut le voir à la figure 5.7. Pour ce polyèdre, $\mu = \sqrt{\frac{3}{7}} \approx 0,6547$ et $\lambda = 2,25$. Il existe donc, pour $n = 4$, des polyèdres qui ont un indice μ supérieur à celui du solide de Platon correspondant, soit l’octaèdre régulier. De plus, l’indice λ correspondant est plus faible, même si le gradient de λ est nul pour cette matrice \mathbf{U} . Il est donc possible qu’une optimisation basée sur λ conduise, dans certains cas, à une réduction de l’indice μ , ce qui est l’inverse de l’objectif désiré. Cependant, comme on peut le voir à la figure 5.5, l’optimisation de λ résulte de façon générale en une augmentation de μ ce qui justifie l’approche

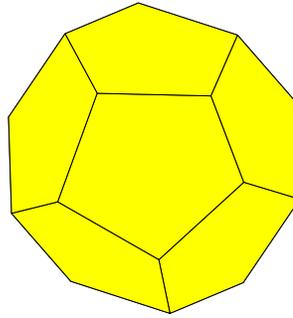


FIG. 5.6 – Espace des forces atteignables optimal selon μ obtenu numériquement pour $n = 6$.

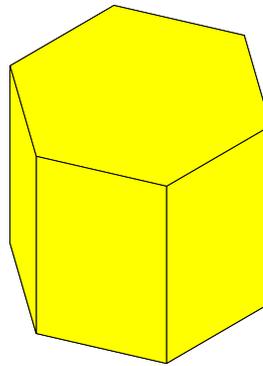


FIG. 5.7 – Espace des forces atteignables ayant la forme d'un prisme hexagonal régulier.

proposée. Il serait toutefois intéressant d'investiguer davantage les implications théoriques de ces exceptions. Il est à noter qu'une approche similaire pour $n = 6$ n'a pas permis de trouver un polyèdre pour lequel l'indice μ est supérieur à celui du solide de Platon correspondant, c'est-à-dire le dodécaèdre régulier convexe.

Bien que la correspondance entre μ et λ possède plusieurs subtilités soulevées dans cette section, celle-ci est suffisamment forte pour que l'indice λ soit utile lors de l'optimisation de l'architecture et de la configuration d'un manipulateur spatial muni de limiteurs de couples ajustables.

5.5 Applications

Cette section présente deux exemples qui illustrent comment l'indice λ , proposé dans ce chapitre, peut être utilisé dans le contexte de robots de collaboration munis de limiteurs de couple ajustés de façon optimale selon la méthode décrite à la section 4.2.3.

5.5.1 Planification de trajectoire d'un robot cinématiquement redondant

Un robot sériel redondant, c'est-à-dire possédant plus de degrés de liberté que ce qui est requis pour les tâches prescrites, possède généralement un nombre infini de solutions au problème géométrique inverse. Cela signifie qu'il existe une infinité de poses permettant d'atteindre la position cartésienne souhaitée. Il est donc possible d'ajouter une tâche secondaire qui consiste en l'optimisation d'un indice de performance (Nakamura, 1990) en utilisant son gradient.

De façon générale, pour un manipulateur sériel, la relation entre les déplacements cartésiens $\delta\mathbf{p}$ et les déplacements articulaires $\delta\boldsymbol{\theta}$ est définie selon

$$\delta\mathbf{p} = \mathbf{J}\delta\boldsymbol{\theta} \quad (5.20)$$

où \mathbf{J} est la matrice jacobienne du manipulateur.

Dans le cas d'un manipulateur redondant, la matrice jacobienne n'est pas carrée et ne peut donc pas être inversée afin de trouver un vecteur de déplacements articulaires unique $\delta\boldsymbol{\theta}$ correspondant au vecteur de déplacements cartésiens $\delta\mathbf{p}$. La pseudoinverse de Moore-Penrose peut être utilisée afin d'obtenir la solution de norme minimum, c'est-à-dire :

$$\delta\boldsymbol{\theta} = \mathbf{J}^\dagger \delta\mathbf{p} = \mathbf{J}^T (\mathbf{J}\mathbf{J}^T)^{-1} \delta\mathbf{p}. \quad (5.21)$$

Cette équation donne de bons résultats lorsque l'on désire minimiser les déplacements articulaires. Cependant, il est ici proposé d'utiliser comme objectif secondaire la maximisation de l'indice de performance λ , ce qui se traduit concrètement par l'optimisation de l'espace des forces atteignables du manipulateur. Cela est accompli en projetant $\nabla\lambda = \partial\lambda/\partial\boldsymbol{\theta}$ dans

le noyau de la matrice \mathbf{J} , ce qui mène à :

$$\delta\boldsymbol{\theta} = \mathbf{J}^\dagger \delta\mathbf{p} + \varsigma(\mathbf{I} - \mathbf{J}^\dagger \mathbf{J}) \nabla \lambda \quad (5.22)$$

où \mathbf{I} est la matrice identité et où ς est une constante utilisée afin d'ajuster la rapidité avec laquelle on atteint l'objectif secondaire.

Tel que vu précédemment, l'indice λ peut être exprimé comme la somme des indices λ_{ijk} qui tiennent compte uniquement des limiteurs de couple i , j , et k . Afin d'obtenir le gradient de λ_{ijk} , on effectue la dérivée par rapport à chaque variable articulaire θ_l ,

$$\frac{\partial \lambda_{ijk}}{\partial \theta_l} = 2 |\mathbf{U}_{ijk}| \frac{\partial |\mathbf{U}_{ijk}|}{\partial \theta_l}. \quad (5.23)$$

Si \mathbf{U}_{ijk} est inversible, on a ([Strang, 1988](#)) :

$$\frac{\partial |\mathbf{U}_{ijk}|}{\partial \theta_l} = |\mathbf{U}_{ijk}| \text{Tr} \left(\mathbf{U}_{ijk}^{-1} \frac{\partial \mathbf{U}_{ijk}}{\partial \theta_l} \right). \quad (5.24)$$

où $\text{Tr}(\cdot)$ est la trace d'une matrice.

De cette expression, il faut obtenir la dérivée de \mathbf{U}_{ijk} par rapport à θ_l :

$$\frac{\partial \mathbf{U}_{ijk}}{\partial \theta_l} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \mathbf{u}_i}{\partial \theta_l} & \frac{\partial \mathbf{u}_j}{\partial \theta_l} & \frac{\partial \mathbf{u}_k}{\partial \theta_l} \end{bmatrix} \quad (5.25)$$

$$\frac{\partial \mathbf{u}_i}{\partial \theta_l} = \frac{\partial \left[\frac{\mathbf{j}_i}{\sqrt{\mathbf{j}_i^T \mathbf{j}_i}} \right]}{\partial \theta_l} = \frac{\partial \mathbf{j}_i (\mathbf{j}_i^T \mathbf{j}_i)^{-\frac{1}{2}}}{\partial \theta_l} \quad (5.26)$$

$$\frac{\partial \mathbf{u}_i}{\partial \theta_l} = (\mathbf{j}_i^T \mathbf{j}_i)^{-\frac{1}{2}} \frac{\partial \mathbf{j}_i}{\partial \theta_l} - \frac{1}{2} (\mathbf{j}_i^T \mathbf{j}_i)^{-\frac{3}{2}} \mathbf{j}_i \mathbf{j}_i^T \frac{\partial \mathbf{j}_i}{\partial \theta_l} \quad (5.27)$$

Il est donc uniquement nécessaire d'obtenir une expression analytique pour $\frac{\partial \mathbf{j}_i}{\partial \theta_l}$ pour chaque i et l . À des fins de contrôle, on peut successivement calculer $\frac{\partial \mathbf{u}_i}{\partial \theta_l}$, $\frac{\partial \mathbf{U}_{ijk}}{\partial \theta_l}$, $\frac{\partial \lambda_{ijk}}{\partial \theta_l}$, $\frac{\partial \lambda}{\partial \theta_l}$ et $\nabla \lambda$. Finalement, les déplacements articulaires sont obtenus à partir de (5.22).

Exemple

On considère le manipulateur de la figure 5.8 qui est un robot sériel plan à trois degrés de liberté contrôlé afin de positionner l'effecteur (x, y) , sans se soucier de l'orientation. Chaque des membrures est de longueur unitaire. Il s'agit d'un manipulateur redondant puisqu'il comporte trois actionneurs pour seulement deux degrés de liberté contrôlés. Si celui-ci est équipé de limiteurs de couples ajustables électroniquement, il est possible de contrôler les couples limites afin de maintenir une force atteignable maximale de 150 N . La trajectoire articulaire du robot peut être optimisée afin de maximiser λ , ce qui permet de maximiser la force atteignable isotrope F_{min} et donc l'habileté du manipulateur à accomplir des tâches.

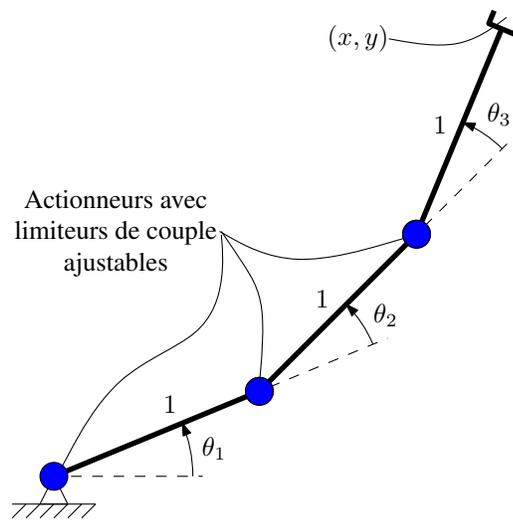


FIG. 5.8 – Un manipulateur sériel plan à trois degrés de liberté.

La matrice jacobienne du manipulateur est exprimée comme suit :

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} (-s_1 - s_{12} - s_{123}) & (-s_{12} - s_{123}) & (-s_{123}) \\ (c_1 + c_{12} + c_{123}) & (c_{12} + c_{123}) & (c_{123}) \end{bmatrix} \quad (5.28)$$

avec $s_i \equiv \sin \theta_i$, $c_i \equiv \cos \theta_i$, $s_{ij} \equiv \sin(\theta_i + \theta_j)$ et ainsi de suite.

Une trajectoire simulée correspondant à un cercle centré en $(1, 1)$ de rayon 1 est utilisée afin de comparer les deux méthodes de planification de trajectoire, soit la solution de norme minimum et celle optimisant l'indice λ . La configuration initiale est de $\theta = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \pi/2 \end{bmatrix}^T$ pour chaque cas et le pas de simulation est ajusté à $0,1\text{ s}$. La trajectoire est parcourue deux fois (en 16 s) de suite pour s'assurer que les deux méthodes puissent atteindre des configurations suffisamment différentes. Pour chaque pas de simulation, les couples limites sont ajustés afin de maintenir une force atteignable maximale au point de référence de $F_{max} = 150\text{ N}$ selon

la méthode décrite à la section 4.2.3. La constante permettant d'ajuster le poids de la tâche secondaire est fixée à $\varsigma = 10$.

La figure 5.9 montre l'évolution de la force atteignable isotrope F_{min} pour la simulation complète. À l'exception de la première partie de la trajectoire (lorsque le manipulateur se déplace vers sa configuration optimale), la trajectoire utilisant l'optimisation de λ comme objectif secondaire présente une valeur de F_{min} clairement supérieure. Cela suggère que l'optimisation de λ est une méthode efficace permettant d'accroître les performances d'un manipulateur pour un niveau de sécurité donné.

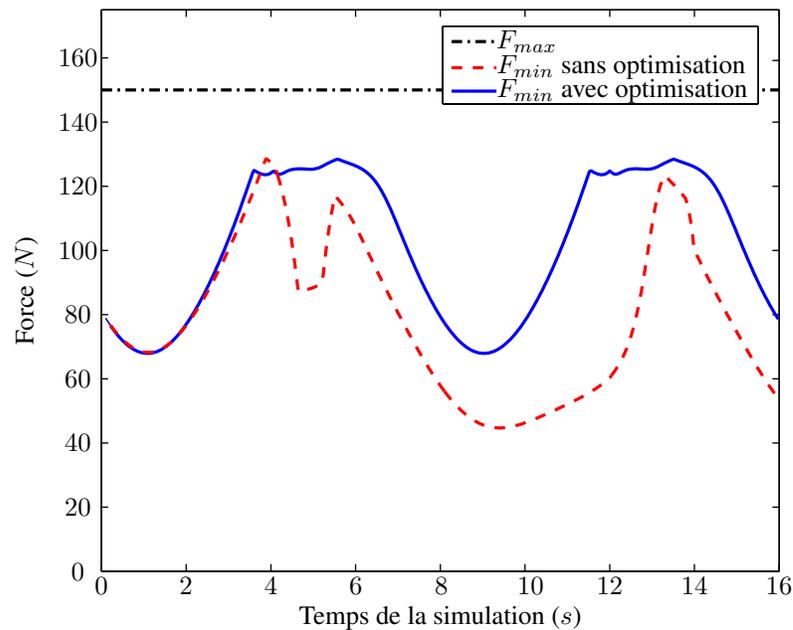


FIG. 5.9 – Évolution de la force atteignable isotrope F_{min} au point de référence de l'effecteur pour la méthode de la norme minimum et la méthode optimisant λ .

La figure 5.10 montre la configuration et l'espace des forces atteignables correspondant après 75% de la trajectoire pour les deux méthodes de contrôle utilisées. Les configurations sont clairement distinctes et dans le cas de la méthode optimisant λ , on peut voir que les actionneurs sont positionnés de telle sorte que les vecteurs les reliant au point de référence sur l'effecteur sont dans des directions aussi différentes que possible. Cette amélioration est visible sur l'espace des forces atteignables qui est mieux distribué pour le cas optimisé. Le rayon du cercle interne, égal à F_{min} , reflète également l'habileté du manipulateur à appliquer des forces dans toutes les directions sans atteindre de couple limite.

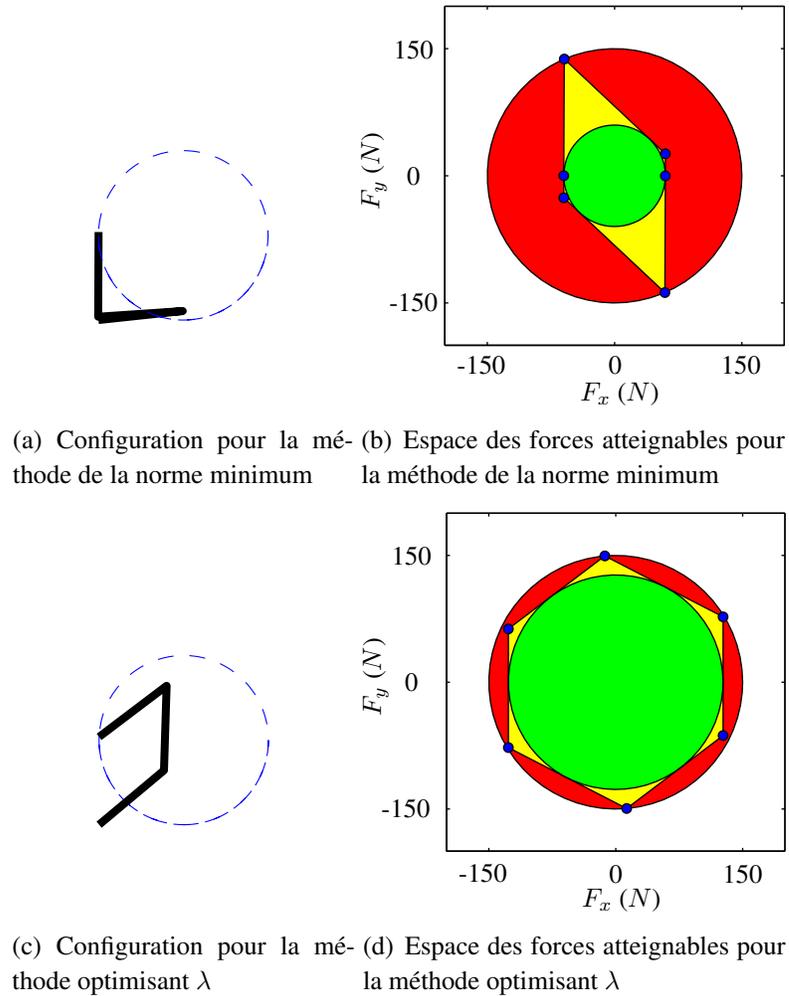


FIG. 5.10 – Configuration et espace des forces atteignables après 75% de la trajectoire.

5.5.2 Design d'un robot sériel avec plus de limiteurs de couple que d'actionneurs

Une autre application potentielle pour l'indice λ est l'optimisation du design d'un manipulateur sériel comprenant davantage de limiteurs de couple que d'actionneurs. En effet, l'ajout d'un actionneur afin d'obtenir un manipulateur redondant augmente la complexité et le poids du robot tandis qu'un limiteur de couple additionnel est moins complexe et encombrant. Ainsi, il est possible d'optimiser l'espace des forces atteignables pour toutes les configurations atteignables du manipulateur.

Exemple

On considère le manipulateur plan de la figure 5.11. Du point de vue cinématique, il s'agit d'un manipulateur à deux degrés de liberté ayant des longueurs de membrures L_1 et L_2 . Cependant, du point de vue statique, il possède trois limiteurs de couple et donc deux matrices jacobienne sont requises pour bien le décrire : une matrice de dimensions 2×2 pour la cinématique et une matrice de dimensions 2×3 pour la statique. On désire positionner le limiteur de couple additionnel sur l'effecteur selon (ψ, ρ) afin d'éviter les configurations pour lesquelles l'indice μ est faible.

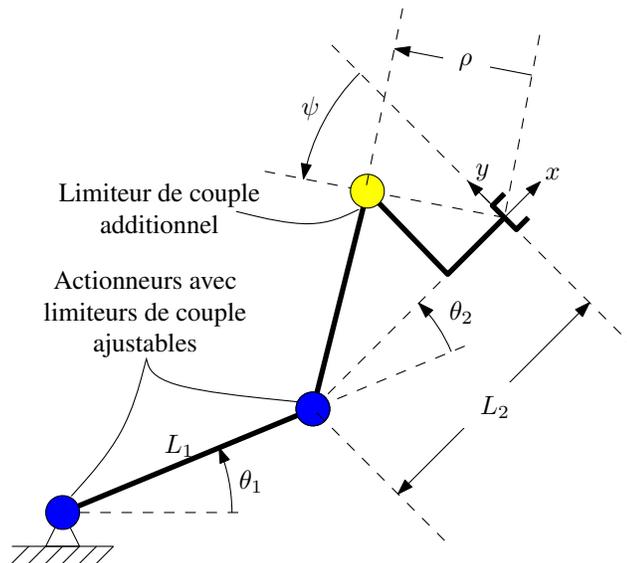


FIG. 5.11 – Un robot plan à deux degrés de liberté possédant un limiteur de couple additionnel sur l'effecteur.

Tel que montré dans les sections précédentes, il est plus simple mathématiquement d'optimiser l'indice λ puisqu'il peut être exprimé analytiquement. Pour cette application, deux objectifs peuvent être poursuivis. Le premier est d'optimiser la valeur moyenne de λ pour toutes les positions atteignables du robot tandis que le second consiste à maximiser la valeur minimale de λ . Le second objectif est choisi puisqu'il mène à une force atteignable isotrope F_{min} qui est maximisée pour la pire configuration. On doit noter que sans le limiteur de couple additionnel, la valeur minimale de λ serait égale à zéro pour les configurations singulières (s'il n'y a aucune limite articulaire). En conséquence, l'ajout d'un limiteur de couple permet d'éviter les singularités statiques (mais n'a pas d'effet sur les singularités cinématiques). Pour ce manipulateur, la matrice jacobienne normalisée, exprimée dans le repère lié

à l'effecteur tel que montré sur la figure 5.11, peut s'exprimer sous la forme :

$$\mathbf{U} = \begin{bmatrix} \frac{L_1 \sin \theta_2}{\sqrt{L_1^2 + L_2^2 + 2L_1L_2 \cos \theta_2}} & 0 & \cos \psi \\ \frac{L_1 \cos \theta_2 + L_2}{\sqrt{L_1^2 + L_2^2 + 2L_1L_2 \cos \theta_2}} & 1 & \sin \psi \end{bmatrix}. \quad (5.29)$$

À partir de l'équation (5.4), l'indice de performance local λ est obtenu après quelques manipulations :

$$\lambda = \frac{-\cos^2 \psi (\mathcal{T}^2 - L_1^2 \sin^2 \theta_2 - \mathcal{U}) + 2\mathcal{T}^2 + \mathcal{T}L_1 \sin \theta_2 \sin 2\psi}{\mathcal{U}}, \quad (5.30)$$

où les variables \mathcal{T} et \mathcal{U} sont définies comme :

$$\mathcal{T} = L_1 \cos \theta_2 + L_2, \quad (5.31)$$

$$\mathcal{U} = L_1^2 + L_2^2 + 2L_1L_2 \cos \theta_2. \quad (5.32)$$

On doit noter que λ est indépendant de θ_1 puisqu'une rotation par rapport à l'axe du premier actionneur n'a pas d'effet sur la matrice jacobienne si celle-ci est exprimée dans un repère situé sur le manipulateur. On peut montrer que le minimum global de λ est égal à :

$$\min_{\theta_2} \lambda = -\sin^2 \psi - |\sin \psi| + 2, \quad \forall \rho \neq 0. \quad (5.33)$$

Par observation, la position optimale du limiteur de couple additionnel sur l'effecteur sera sur une ligne passant par le point de référence et étant perpendiculaire à la ligne qui passe par l'axe du dernier actionneur et le point de référence, ce qui correspond à :

$$\psi = \{0, \pi\}. \quad (5.34)$$

Le résultat concorde avec l'intuition puisque cette position mène à un espace des forces atteignables qui est un carré dans la pire configuration. En fait, si le limiteur de couple est retiré du premier actionneur, la matrice jacobienne statique sera alors constante pour toutes les

configurations atteignables. Placer tous les limiteurs sur l'effecteur mène à une configuration cartésienne des limiteurs de couple (voir chapitre 7). Cependant, une telle configuration ne protège pas les impacts se produisant sur la première membrure et il est donc préférable dans ce cas-ci de conserver le limiteur de couple en série avec le premier actionneur. Dans tous les cas, placer des limiteurs de couple additionnels (sans ajouter d'actionneur) peut s'avérer être une solution simple afin d'éviter les singularités statiques, même si le robot possède des singularités cinématiques.

5.6 Discussion sur les limitations de l'approche proposée

L'approche proposée dans ce chapitre permettant d'optimiser l'architecture ou la configuration d'un manipulateur sériel muni de limiteurs de couple en utilisant le déterminant de la matrice jacobienne normalisée post-multipliée par sa transposée (λ) est intéressante à plusieurs points de vue. Cependant, plusieurs limitations doivent être notées.

La première est que les couples gravitationnels sont négligés dans le calcul de λ , ce qui n'est pas réaliste pour la plupart des applications. En effet, sauf dans le cas d'un robot équilibré statiquement, le poids des membrures et de la charge déplacent les frontières de l'espace des forces atteignables, ce qui réduira la valeur optimale de μ pour une configuration donnée. Même si la gravité n'est pas prise en compte dans le calcul de λ , on peut raisonnablement affirmer que l'espace des forces atteignables peut être optimisé en distribuant aussi également que possible les directions des vecteurs formés par les colonnes de la jacobienne. Cependant, il serait préférable de développer un indice qui prend la gravité en compte.

Une autre limitation est que pour certaines applications, il peut être nécessaire pour le manipulateur de pouvoir appliquer de grandes forces dans une direction en particulier. Dans ce cas, l'optimisation de la force atteignable isotrope F_{min} n'est pas la méthode à privilégier. À la place, il serait préférable de s'assurer que la force atteignable maximale F_{max} soit la force que l'on peut atteindre dans la direction qui nous intéresse.

Finalement, la force F_{max} utilisée dans le calcul de l'indice μ est la force atteignable maximale au point de référence à l'effecteur. Comme il est dit dans la section 4.3, il est préférable de considérer les forces pouvant être appliquées sur toute la surface externe du manipulateur afin de bien évaluer le niveau réel de sécurité. Cependant, même si l'optimisation de l'espace des forces atteignables ne tient compte que du point de référence, il est tout de même possible de contrôler les couples limites en tenant compte de la surface externe complète. Dans ce cas, la valeur optimale de F_{min} serait sans doute plus faible que celle obtenue lors de l'optimisation, mais serait probablement supérieure à celle qui serait obtenue sans processus

d'optimisation.

5.7 Conclusion

Dans ce chapitre, un nouvel indice de performance cinématique est proposé. Celui-ci est similaire à l'indice présenté dans le chapitre précédent dans la mesure où son optimisation conduit à un espace des forces atteignables pour lequel, de façon générale, le ratio entre les seuils minimal et maximal est également optimisé. La relation entre les deux indices de performance est étudiée pour des manipulateurs plans et spatiaux. Des exemples d'applications sont également proposés, c'est-à-dire l'optimisation de la pose d'un manipulateur redondant et l'optimisation du design d'un manipulateur ayant plus de limiteurs de couple que de degrés de liberté. Finalement, les limitations de l'indice proposé sont discutées.

Chapitre 6

Application à un robot sériel à quatre degrés de liberté

Le design et la fabrication de quatre prototypes de limiteurs de couple basés sur la friction et électroniquement ajustables sont réalisés. Leur étalonnage fait ressortir un niveau élevé de variabilité pour ce type de limiteur de couple. Les prototypes sont ensuite installés sur un manipulateur existant afin de valider l'approche proposée dans cette thèse. Les méthodes permettant d'optimiser les couples limites et la pose du manipulateur sont mises en oeuvre avec succès. Différentes expérimentations sont réalisées, validant le concept proposé mais faisant ressortir les limitations du design de limiteur de couple réalisé, notamment quant à la variabilité du couple limite et l'effet élevé des couples transversaux sur celui-ci. Plusieurs améliorations potentielles sont ensuite proposées dans une discussion.

6.1 Introduction

Présenté précédemment dans la thèse, le chapitre 3 permet de valider l'approche consistant à placer un limiteur de couple en série avec chaque actionneur d'un manipulateur sériel afin d'en améliorer la sécurité. Le chapitre 4 présente quant à lui des méthodes permettant de calculer les couples limites qui optimisent la forme de l'espace des forces atteignables pour une configuration et une architecture données. Finalement, le chapitre 5 propose un indice qui peut être utilisé pour optimiser la cinématique d'un manipulateur sériel muni de limiteurs de couple ajustables électroniquement. Afin de vérifier si l'approche proposée peut être utile en pratique, il convient de la valider expérimentalement. Cela constitue l'objectif de ce chapitre.

Dans ce chapitre, le design, la fabrication et l'étalonnage de quatre prototypes de limiteurs de couple électroniquement ajustables sont présentés. Ceux-ci sont ensuite installés en série avec chaque actionneur d'un manipulateur sériel à quatre degrés de liberté. Les méthodes développées dans les chapitres précédents afin de contrôler les couples limites et optimiser la pose du manipulateur redondant sont programmées et décrites. Différents tests expérimentaux sont effectués afin de valider l'approche proposée dans cette thèse. Finalement, une discussion est proposée quant aux résultats obtenus et aux améliorations potentielles.

6.2 Développement d'un limiteur de couple ajustable

6.2.1 Caractéristiques requises

Les propriétés requises pour un limiteur de couple utilisé en série avec chaque actionneur d'un robot sériel sont les suivantes :

- Une plage de couples limites appropriée pour l'application visée : dans le cas du manipulateur utilisé pour les travaux présentés dans ce chapitre (voir section 6.3.1), un couple limite maximal de 20 Nm est requis. Le couple limite minimal, qui ne doit pas nécessairement être nul, doit être le plus faible possible afin d'assurer une large plage de couples limites atteignables.
- Un couple transmis égal au couple limite lorsque le seuil est dépassé : cela permettra au manipulateur de ne pas s'effondrer suite à un glissement d'un limiteur.
- Un grand ratio couple limite sur masse est requis : en effet, l'ajout de masse est contre-productif puisque l'objectif est de créer un robot sécuritaire.
- Une forme aussi compacte que possible : en effet, le limiteur doit pouvoir être installé facilement en série avec chaque actionneur et donc sa taille doit être limitée. De plus, il est préférable d'obtenir une forme qui ne présente pas de pièce extérieure encombrante.
- Précision du couple limite : idéalement, le couple limite commandé doit correspondre au couple limite réel afin de bien contrôler l'espace des forces atteignables. Si les couples limites ne sont pas précis, il faut réduire ceux-ci afin de s'assurer que la force atteignable maximale soit en dessous de la limite prescrite, ce qui a pour effet de diminuer la force atteignable isotrope.
- Des composantes électroniques simples : l'utilisation d'un couple limite ajustable ne peut se justifier que si la fiabilité est maintenue. Pour cette raison, un système de contrôle trop complexe doit être écarté.
- Faible coût.

6.2.2 Technologies disponibles

Cette section présente un aperçu des technologies actuellement disponibles pour concevoir des limiteurs de couple ajustables.

Fluides magnétorhéologiques

Les fluides magnétorhéologiques sont un type de matériau intelligent comprenant un fluide porteur (par exemple de l'huile) et des particules magnétiques micrométriques. En appliquant un champ magnétique sur le fluide, il est possible de varier son module de cisaillement effectif. Cette propriété inhabituelle rend ce type de fluide approprié pour de nombreuses applications (Carlson, 2006; 2004), notamment les suspensions actives et les embrayages intelligents permettant l'activation électronique des quatre roues motrices d'un véhicule automobile. Une application récente des fluides magnétorhéologiques est la fabrication d'embrayages intelligents utilisés dans les prothèses et orthèses dites semi-actives. Un exemple d'une telle application est le RHEO KNEETM, fabriqué par la compagnie America (2011). L'utilisation des fluides magnétorhéologiques dans un mécanisme permettant de transmettre un couple variable est une application très similaire à celle étudiée dans ce chapitre.

Des projets de recherche en cours (Kikuchi et al., 2008; 2009) visent l'optimisation du ratio entre le couple limite et le poids ainsi que la précision du contrôle de tels embrayages utilisant des fluides magnétorhéologiques. L'approche utilisée consiste à augmenter le nombre de surfaces en glissement (séparées par le fluide) et à réduire l'espace entre ces surfaces (l'espacement visé est 0,05 mm). La figure 6.1 montre la photo d'un tel embrayage pouvant transmettre jusqu'à 6 Nm tout en ne pesant que 237 g tandis que la figure 6.2 présente sa structure interne de façon schématique. En ajoutant plus de disques ou en augmentant le diamètre moyen (tout en préservant l'aire de glissement afin d'éviter la diminution du flux magnétique), le couple maximal pourrait probablement être augmenté à 20 Nm tout en préservant un ratio couple sur poids similaire ou inférieur. En plus de son faible poids, ce type d'embrayage intelligent possède un temps de réponse rapide (0,02 s ou moins comparativement à 0,05 – 0,1 s pour un frein à poudre conventionnel) et est simple en termes de composants électroniques (une simple bobine permet de modifier le couple transmis).

Cependant, tel qu'on le voit sur la figure 6.3, le niveau d'hystérésis peut être assez élevé, typiquement de l'ordre de 20%. Même si cette courbe fut obtenue en mesurant le couple de friction dynamique (lorsque l'embrayage glissait), il est raisonnable de penser que l'hystérésis pourrait atteindre un niveau similaire pour la friction statique. De plus, les systèmes

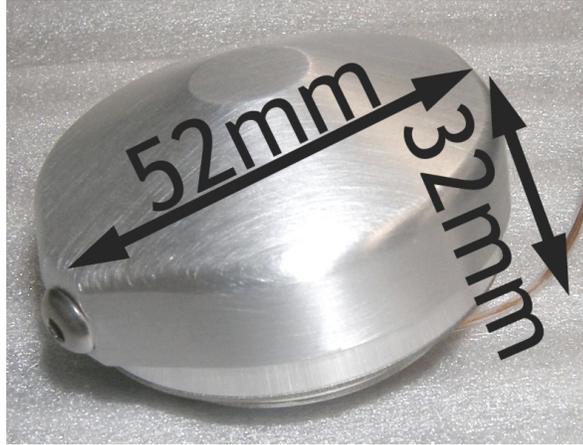


FIG. 6.1 – Exemple d'un embrayage compact utilisant des fluides magnétorhéologiques. Celui-ci permet un couple transmis maximal de 6 Nm pour un poids total de 237 g (Kikuchi et al., 2009) (image courtoisie du laboratoire Furusho de l'Université d'Osaka).

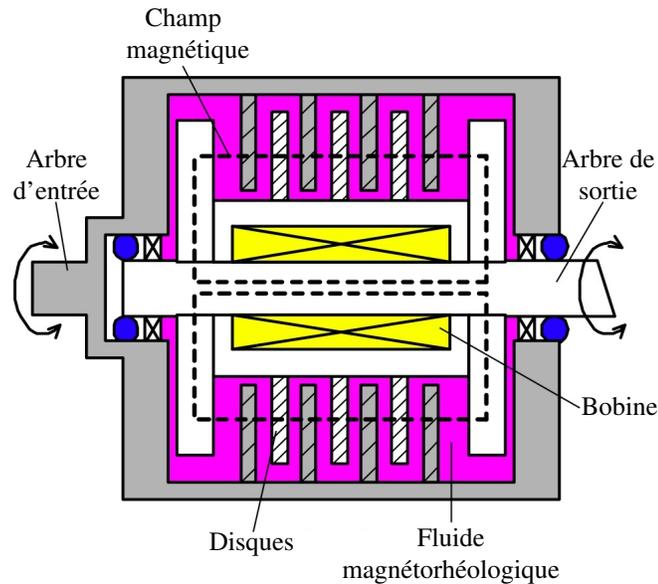


FIG. 6.2 – Structure de base de l'embrayage compact utilisant des fluides magnétorhéologiques Kikuchi et al. (2009) (image courtoisie du laboratoire Furusho de l'Université d'Osaka).

utilisant des fluides magnétorhéologiques ne doivent pas demeurer inactifs trop longtemps, puisque les particules magnétiques ont tendance à se séparer du fluide porteur à cause de leurs densités différentes. Une telle stagnation peut rendre le système inutilisable. Aussi, les embrayages utilisant des fluides magnétorhéologiques transmettent un couple très faible lorsqu'aucun courant ne circule dans la bobine. Cela est un désavantage dans la mesure où le manipulateur pourrait s'effondrer si l'alimentation des limiteurs de couple était coupée, à moins qu'une batterie soit utilisée en tel cas. Même si l'on peut imaginer un embrayage *nor-*

malement fermé à partir de fluides magnétorhéologiques en utilisant un aimant gardant un champ magnétique constant lorsque la bobine est inactive, trop d'incertitude demeure quant à la fabrication d'un limiteur de couple utilisant une telle technologie.

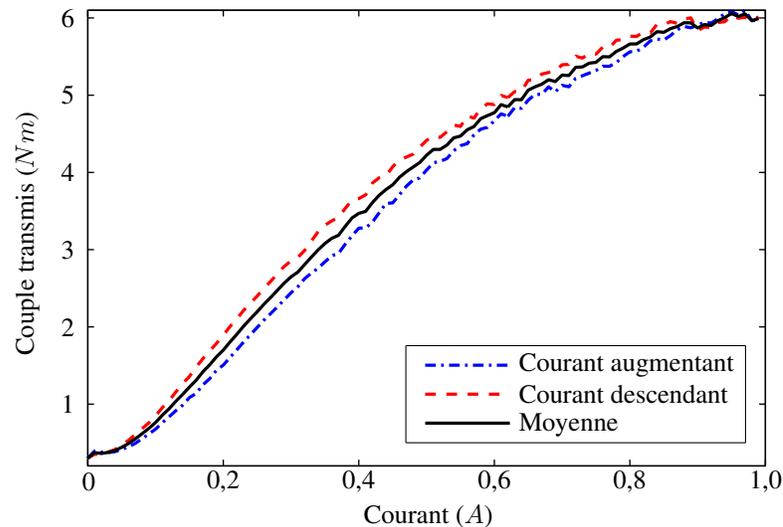


FIG. 6.3 – Couple transmis en fonction du courant pour un embrayage utilisant des fluides magnétorhéologiques (image courtoisie du laboratoire Furusho de l'Université d'Osaka).

Mécanisme de désengagement

Il existe différents concepts permettant de produire un limiteur de couple pour lequel les composantes liées respectivement à l'actionneur et à la membrure se déconnectent lorsque le couple limite est dépassé. L'une d'elle consiste en deux parties en rotation dont le couple est transmis par des billes insérées dans une série de trous. Une pression est appliquée sur les billes par un ressort diaphragme de telle sorte que si le couple appliqué est supérieur à un certain seuil, les billes se désengagent des trous et les deux parties sont libres de tourner l'une par rapport à l'autre. Le couple limite est proportionnel à la force fournie par le ressort, qui est elle-même fonction de la déformation du ressort. En utilisant un actionneur pour relâcher la pression exercée par le ressort, il serait possible de construire un limiteur de couple à seuil ajustable. La série de trous peut être conçue afin qu'une seule position angulaire permette la transmission du couple.

Les limiteurs de couple commerciaux utilisant ce principe, par exemple celui de la figure 6.4, présentent des caractéristiques intéressantes telles qu'une faible hystérésis, un couple limite précis et un coût relativement bas. Cependant, ils ont aussi plusieurs limitations. Tout d'abord, la plage atteignable du couple limite est petite puisque le design utilise uniquement la partie linéaire du ressort. Deuxièmement, puisque ce type de limiteur est normalement utilisé dans des applications qui impliquent de grandes vitesses (et donc de grandes puissances),



FIG. 6.4 – Limiteur de couple commercial utilisant un mécanisme de désengagement avec billes (image provenant du site web de la compagnie *R+W Coupling Technology*).

ils sont plutôt massifs afin de pouvoir contenir la chaleur dégagée lors du glissement. Aussi, la plupart des modèles commerciaux comprennent une partie flexible permettant de corriger un désalignement lors de l'installation du limiteur de couple. Ces limiteurs ont donc un poids élevé qui n'est pas souhaitable dans le contexte d'un robot collaboratif. Finalement, les limiteurs de couple commerciaux ne sont pas conçus pour être électroniquement ajustables et il s'avèrerait complexe de les modifier en ce sens par l'ajout d'un actionneur. Pour toutes ces raisons, les limiteurs de couple commerciaux ne semblent pas appropriés pour l'application visée dans ce chapitre.

Afin d'étudier le potentiel d'un limiteur de couple utilisant des billes et une série de trous, un prototype fut conçu et fabriqué tel que montré à la figure 6.5. Il est basé sur un modèle commercial, bien qu'il ne comprenne aucun roulement à bille ou partie flexible afin de réduire son poids. Il a aussi été conçu avec le centre vide afin de permettre le passage de câbles électriques si celui-ci devait être installé sur un manipulateur. Par rapport au modèle commercial, la plage de couples limites accessibles est augmentée en permettant l'utilisation de la plage non-linéaire du ressort. Le prototype n'est pas ajustable électroniquement bien qu'il pourrait être modifié afin qu'un actionneur modifie la déflexion du ressort.

Afin d'évaluer les performances du prototype, un montage expérimental simple est utilisé pour lequel des forces sont appliquées sur un bras de levier en utilisant un dynamomètre, tel que montré à la figure 6.6. Les couples limites sont mesurés en multipliant la force produisant un glissement du limiteur par le bras de levier. La figure 6.7 montre les couples limites mesurés en fonction de la position angulaire de l'écrou d'ajustement. Sur le graphique, l'incertitude sur l'ajustement et les couples limites mesurés est indiquée par des rectangles¹. On peut voir que le couple limite minimal est près de zéro, ce qui constitue une amélioration notable par rapport au modèle commercial. De plus, même si la relation entre la position d'ajustement et le couple limite n'est pas linéaire, celle-ci peut être approximée par deux seg-

¹La largeur du rectangle est déterminée par la précision de l'ajustement et la hauteur par les valeurs minimales et maximales mesurées.

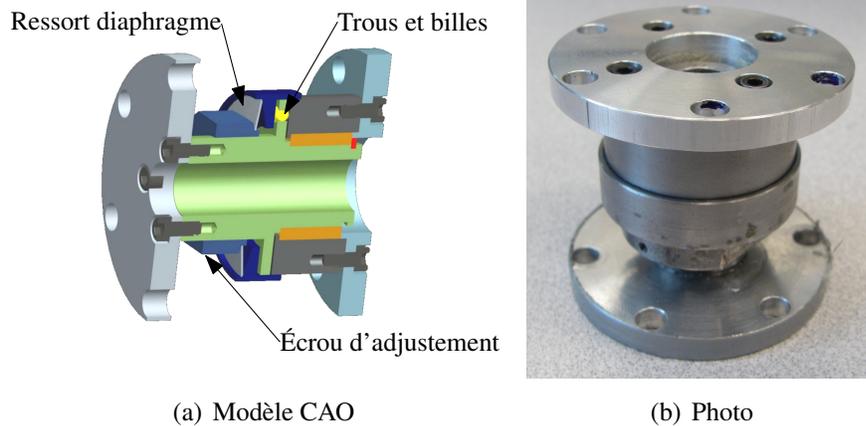


FIG. 6.5 – Prototype d'un limiteur de couple utilisant des billes et une série de trous (images courtoisie de Martin Grenier).

ments linéaires. Même si le couple limite maximal n'est pas de 20 Nm , celui-ci pourrait être augmenté en ajoutant un deuxième ressort en parallèle². Cela aurait pour effet de doubler la raideur effective du ressort ainsi que le couple limite maximal, à la condition que les autres composantes puissent transmettre un tel couple.



FIG. 6.6 – Montage expérimental permettant d'étalonner le limiteur de couple à l'aide d'un dynamomètre.

Pour l'application visée, le prototype développé est clairement préférable aux limiteurs de couple disponibles commercialement. La plage de couples limites est plus grande, le volume et le poids sont plus faibles et la forme est plus appropriée. Cependant, une caractéristique rend cette technologie moins appropriée pour l'application visée. En effet, lorsque le couple limite est dépassé, le limiteur ne transmet plus un couple égal à la limite mais seulement une fraction correspondant à la friction du mécanisme. L'absence de couple articulaire sur un ma-

²Pour un ressort diaphragme, ceci est réalisable en superposant deux ressorts dans la même orientation.

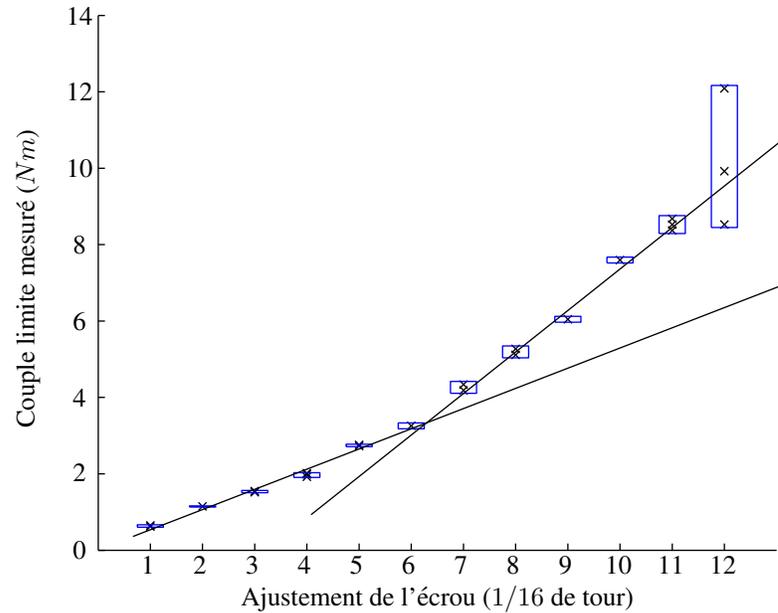


FIG. 6.7 – Calibration expérimentale du prototype de limiteur de couple basé sur un mécanisme de désengagement.

nipulateur pourrait mener à son effondrement si les couples gravitationnels sont importants. Une telle perte de contrôle du manipulateur suite à une collision n'est pas souhaitable du point de vue de la sécurité. Il est à noter que cela ne constitue pas un désavantage si le robot est équilibré statiquement. Malheureusement, il peut être difficile d'équilibrer certaines architectures de manipulateur sériel et donc, pour cette raison, il est préférable d'utiliser des limiteurs de couple dont le couple transmissible demeure égal au couple limite lors du glissement.

Friction

Un frein électromagnétique basé sur la friction peut être utilisé comme limiteur de couple ajustable. Un frein utilisé pour la transmission de couple est généralement appelé embrayage (*clutch*). Le principe de fonctionnement est simple : deux surfaces produisent un couple résistif entre deux pièces rotatives et ce couple peut être ajusté en changeant la pression entre les surfaces à l'aide d'un solénoïde ou tout autre actionneur linéaire. Malheureusement, le ratio entre le couple transmis et le poids est généralement faible pour les freins commerciaux par rapport aux freins utilisant des fluides magnétorhéologiques décrits précédemment.

Cependant, une publication récente (Farris et al., 2009) présente un frein basé sur la friction et utilisé pour transmettre un couple dans une orthèse robotisée. Celui-ci devant être le plus léger possible, sa conception est basée sur le principe de la multiplication des surfaces

de contact, tel qu'on peut le voir à la figure 6.8. Ainsi, en ayant un nombre très élevé de disques connectés alternativement au rotor et au stator, le couple transmis est multiplié pour une certaine pression appliquée. Cette technique n'est pas nouvelle, comme on peut le voir pour le produit commercial présenté à la figure 6.9. Par contre, les produits commerciaux ne présentent pas une densité de couple suffisante pour l'application visée. Par exemple, le plus petit limiteur de couple multidisque de la compagnie Ortlinghaus (similaire à celui présenté à la figure) pèse $1,5\text{ kg}$ (sans actionneur permettant l'ajustement en ligne) pour un couple limite de 30 Nm . L'innovation de Farris et al. (2009) consiste en l'utilisation de disques ultra-minces qui permettent une très haute densité de couple par rapport au poids. Ainsi, les auteurs utilisent une pile de 60 disques qui mesure moins de 1 cm d'épaisseur. Le résultat est un frein dont le ratio couple limite sur poids est 45 fois supérieur à celui d'un frein à particules magnétiques de pointe, ce qui constitue un impressionnant gain en terme de densité de couple. Dans leur cas, un moteur plat à courant continu est utilisé avec une vis à bille afin de modifier la force appliquée sur les disques et donc le couple transmis. Des ressorts sont également utilisés afin de rendre le frein normalement bloqué.

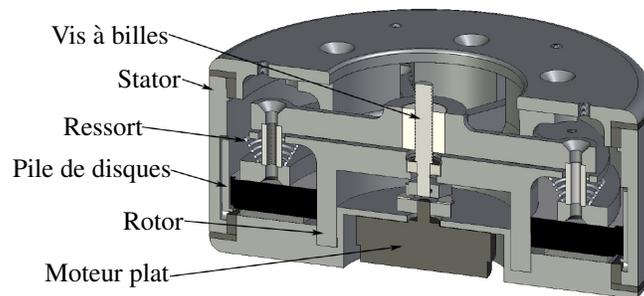


FIG. 6.8 – Frein électromagnétique utilisant une pile de disques afin d'augmenter le ratio couple sur poids. Le prototype développé pèse $0,73\text{ kg}$ pour un couple maximal de $50,7\text{ Nm}$ (image tirée de l'article de Farris et al. (2009)).

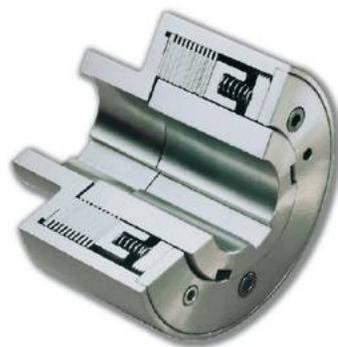


FIG. 6.9 – Limiteur de couple multidisque commercial (Ortlinghaus, 2011).

Un tel frein pourrait être utilisé en tant que limiteur de couple ajustable. Le principe de fonctionnement permet la transmission de larges couples avec un faible poids, les compo-

santes électroniques sont simples et l'hystérésis est probablement faible considérant l'utilisation d'une vis à bille avec peu de friction. De plus, puisque les freins peuvent être conçus normalement bloqués, la perte de puissance ne diminuerait pas le couple transmissible. Aussi, la transmission du couple par friction permet le maintien du couple transmissible même lorsque le limiteur est en glissement. Ces deux caractéristiques permettent d'éviter l'effondrement du manipulateur, ce qui est important du point de vue de la sécurité et de la fiabilité. Le désavantage d'une telle approche est qu'un tel frein léger utilisant un nombre important de disques n'est pas disponible commercialement.

Choix de la technologie

La technologie qui semble la plus appropriée pour la conception de limiteurs de couple ajustables électroniquement est celle basée sur la friction. L'architecture présentée par Farris *et al.* est particulièrement intéressante pour son ratio couple sur poids très élevé. Cependant, puisqu'aucun système de la sorte n'est disponible commercialement, il est possible de saisir l'opportunité d'en concevoir un prototype basé sur l'architecture de Farris et optimisé pour l'application visée dans ce chapitre.

Utilisés dans le contexte de l'application présentée dans ce chapitre, les limiteurs de couple développés peuvent être significativement simplifiés par rapport aux freins multi-disques standards. Puisque le glissement du limiteur de couple se produit seulement lors d'une collision, l'usure des disques n'est pas aussi critique que pour un frein dont le glissement est le mode d'opération principal. Il est donc possible d'utiliser un matériau comme l'aluminium, peu résistant à l'usure mais présentant un coefficient de frottement élevé, pour la fabrication des disques. Pour les mêmes raisons, l'épaisseur des disques peut être minimisée afin d'alléger davantage le limiteur. Finalement, puisque les glissements du limiteur se font sur une petite plage angulaire, l'énergie à dissiper sous forme de chaleur est faible et donc les composantes mécaniques peuvent ainsi être allégées davantage. Pour ces raisons, il est raisonnable de penser que des limiteurs de couple ajustables utilisés comme mécanismes de sécurité pourraient être encore plus légers que ceux développés par Farris *et al.*. Cependant, puisque le but des travaux présentés dans ce chapitre est de valider le concept et d'étudier l'utilisation optimale des limiteurs de couple ajustables comme mécanismes de sécurité, la minimisation du poids ne fut pas considérée lors du design des prototypes. Plusieurs groupes de recherche travaillent actuellement sur la conception de tels mécanismes de sécurité et on peut s'attendre à ce que des limiteurs de couple légers, précis et fiables voient le jour dans les prochaines années.

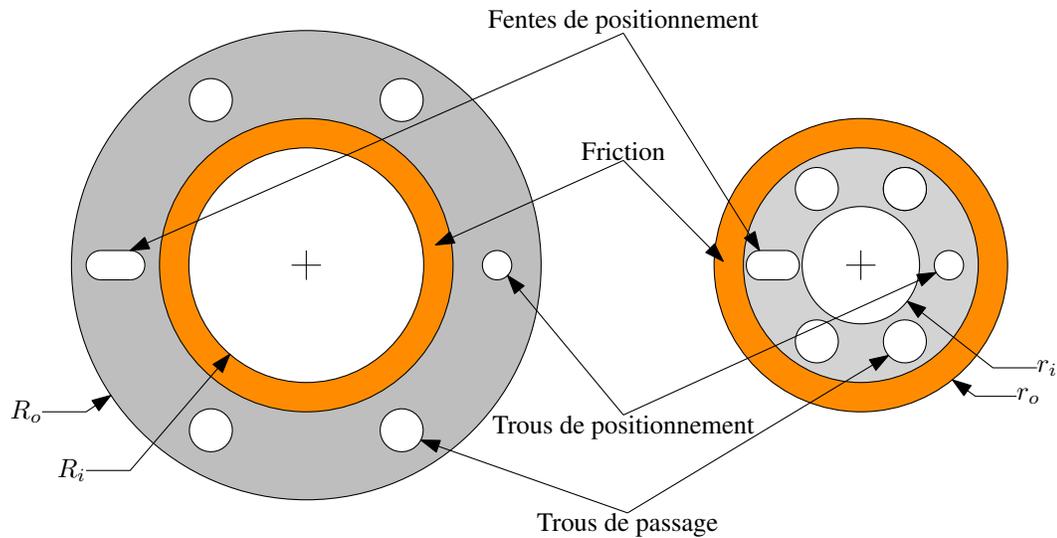


FIG. 6.10 – Schéma des disques utilisés pour la fabrication du limiteur de couple ajustable électriquement.

6.2.3 Conception mécanique du limiteur de couple

Cette section présente la conception mécanique du limiteur de couple en mettant l'emphasis sur l'itération finale du design à partir de laquelle quatre prototypes sont construits. Une brève explication des différences entre chaque itération est également présentée.

Un frein (ou limiteur de couple) multidisque est composé d'une série de disques connectés alternativement au rotor et au stator. Ceux utilisés dans l'itération finale du design sont présentés à la figure 6.10. Le plus petit disque, ayant un rayon interne r_i et un rayon externe r_o , est connecté au stator (partie interne) du limiteur. Le plus grand disque, ayant quant à lui un rayon interne R_i et un rayon externe R_o , est connecté au rotor (partie externe). Ces disques étant superposés alternativement, un mince anneau de rayons r_o et R_i est formé sur lequel le glissement se produit lorsque les deux types de disques tournent les uns par rapport aux autres. Le couple est transmis aux disques par deux tiges passant par des trous et des fentes de positionnement. Quatre autres trous servent à faire passer d'autres tiges servant de structure au limiteur de couple.

La figure 6.11 montre quant à elle la distribution des forces et des moments dans la pile de N disques. La force f_d est appliquée par un actionneur linéaire (moteur avec vis à billes) sur le disque du dessus et se transmet d'un disque à l'autre tout au long de la pile. Des couples de résistance sont produits sur chaque paire de surfaces en frottement et ces couples s'additionnent en étant repris par les tiges connectés au rotor et au stator. Ainsi, le couple produit par la force f_d sur une paire de surfaces est multiplié par le nombre de disques.

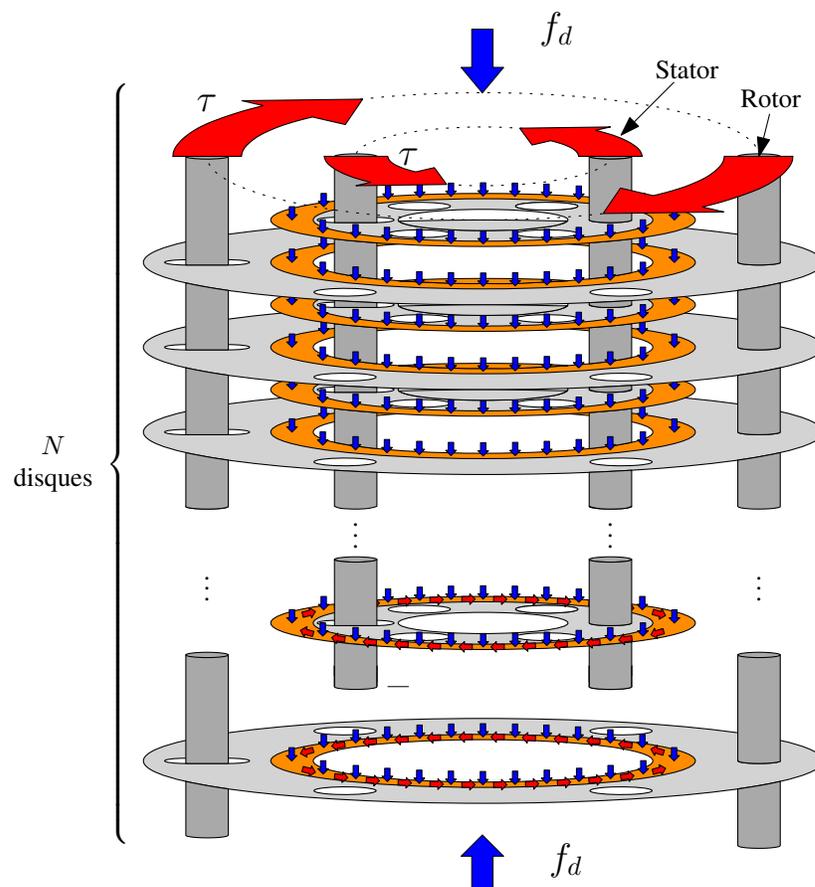


FIG. 6.11 – Schéma de la distribution des forces et des moments dans la pile de disques.

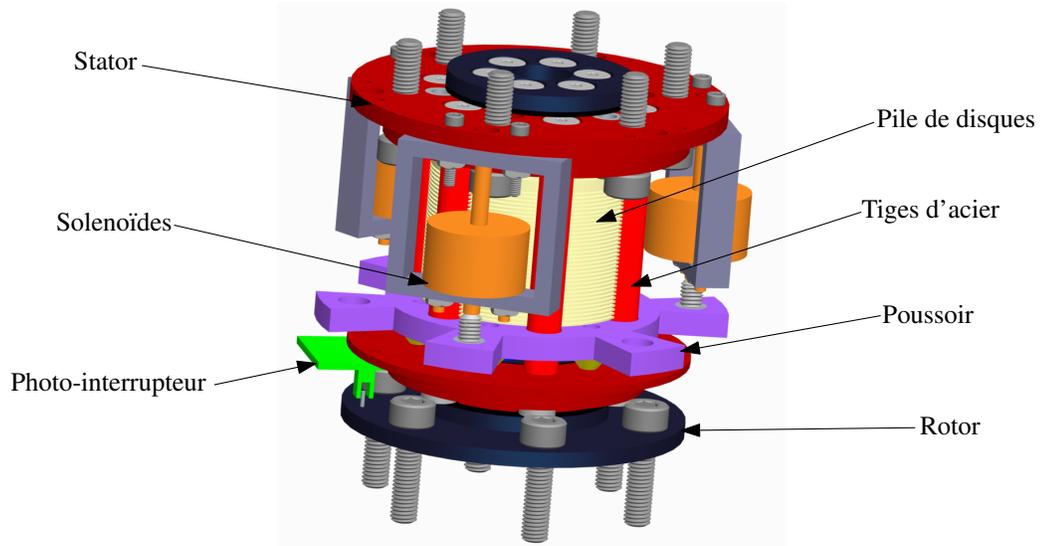


FIG. 6.12 – Modèle CAO de la première itération du limiteur de couple ajustable électriquement.

Le couple maximal pouvant être transmis par un frein (ou limiteur de couple) multidisque est donné par [Juvinal et Marshek \(1999\)](#) :

$$\tau_{max} = \frac{2f_d\nu(r_o^3 - R_i^3)}{3(r_o^2 - R_i^2)}N \quad (6.1)$$

où ν est le coefficient de friction statique entre les disques.

Première itération

La figure 6.12 montre un modèle géométrique de la première itération du design de limiteur de couple. Les disques sont conçus à partir de rondelles (*washers*) d'aluminium commerciales qui sont ensuite percées de six trous ayant le même diamètre que les tiges d'aciers (ce qui diffère du schéma de la figure 6.10). La force f_d est appliquée par trois solénoïdes placés à l'extérieur du limiteur. Les pièces du stator et du rotor sont fabriquées à partir d'un plastique haute résistance afin de réduire le poids du prototype. Dans le même ordre d'idée, des palliers lisses sont utilisés à la place de roulements à billes pour supporter les moments transversaux transmis entre le rotor et le stator. La figure 6.13 montre une photo du prototype (sans les solénoïdes) et des disques utilisés.

Lors de tests effectués avec le prototype, plusieurs problèmes sont survenus. Tout d'abord,



FIG. 6.13 – Photo du prototype issu de la première itération du design du limiteur de couple ajustable électroniquement.

la flexibilité du plastique est trop grande par rapport à la rigidité recherchée. Ensuite, les solénoïdes ne peuvent appliquer une force f_d importante que sur une petite plage de déplacements, ce qui est incompatible avec la flexibilité du poussoir et de la pile de disques. Finalement, un phénomène de coincement empêche le limiteur de glisser lorsqu'un grand couple est appliqué. Une hypothèse expliquant le coincement est l'espace relativement important entre la zone de friction et les tiges du stator transmettant les couples. Cet espace permettrait la flexion des grands disques, la partie correspondant à la zone de friction étant contrainte dans le plan normal à l'axe du limiteur. Cette flexion modifierait la distribution des forces dans la pile de disques, ce qui augmenterait démesurément le couple limite.

Deuxième itération

Afin d'éliminer le phénomène de coincement, une seconde itération est effectuée sur le design du limiteur. Un troisième type de disque est ajouté afin de contraindre les disques connectés au stator dans le plan normal à l'axe du limiteur de couple. Ces disques possèdent un rayon intérieur tout juste supérieur à r_o , un rayon extérieur égal à R_o et des trous permettant le passage des tiges. Ils ne transmettent aucun couple puisqu'ils ne sont en contact qu'avec des disques connectés comme eux au stator. Afin d'obtenir des rondelles commerciales ayant les bonnes dimensions, les trois types de disques ont dû être fabriqués en acier. Aucune autre

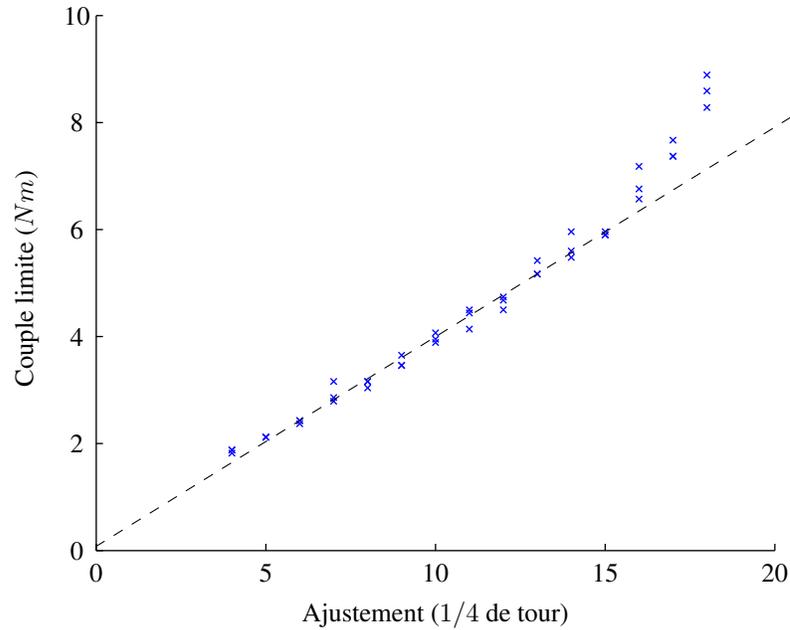


FIG. 6.14 – Étalonnage du prototype de limiteur de couple issu de la deuxième itération.

modification n'est effectuée au design pour cette itération.

Le prototype de la première version est modifié en remplaçant les disques. Lors des premiers essais, il fut constaté que le problème de coincement était réglé par les modifications apportées aux disques. Le prototype fut donc étalonné à l'aide d'un montage similaire à celui de la figure 6.6 utilisé pour l'autre prototype basé sur des billes et une série de trous. Puisque les solénoïdes n'étaient pas adéquats pour l'ajustement du couple limite, des vis de pression déplaçant des ressorts en compression furent utilisés. Les résultats de l'étalonnage sont présentés à la figure 6.14. On constate une relation linéaire entre la force appliquée (elle même proportionnelle à l'ajustement des vis) et le couple limite. Ce résultat est conforme avec l'équation (6.1).

Troisième itération

Afin de réaliser une version pleinement fonctionnelle de limiteur de couple, une troisième itération est effectuée. Le nouveau design est entièrement métallique, toutes les pièces étant en aluminium sauf les tiges qui sont en acier. Un actionneur linéaire composé d'un petit moteur DC et d'une vis à billes est utilisé à la place des solénoïdes. Afin d'améliorer la compacité du limiteur de couple et puisque les actionneurs linéaires disponibles commercialement sont suffisamment puissants, un seul actionneur est utilisé et celui-ci est placé au centre du limiteur de couple. Cette modification nécessite que les disques soient plus grands. Des rondelles mé-

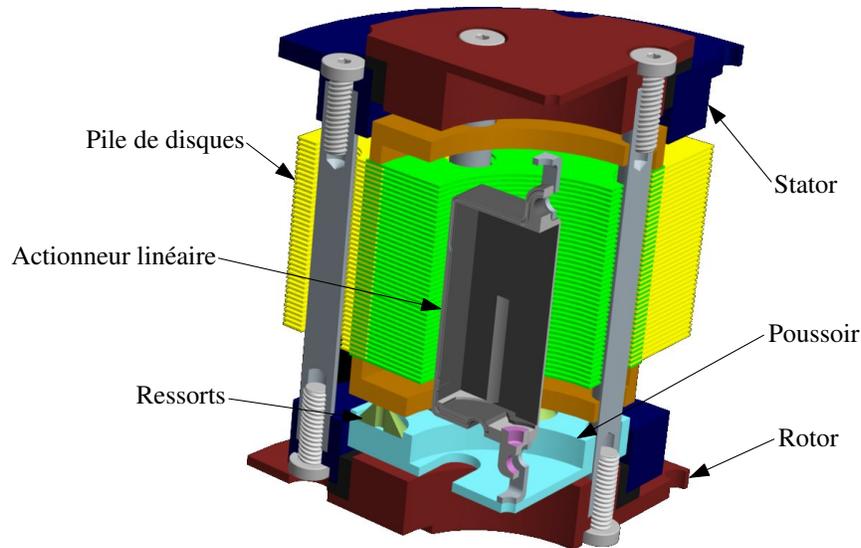
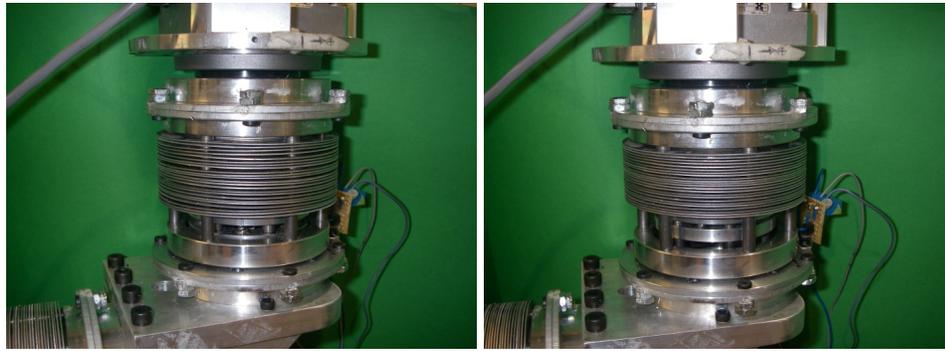


FIG. 6.15 – Modèle CAO de la troisième itération du limiteur de couple ajustable électriquement.

talliques n'étant pas disponibles commercialement pour les dimensions requises, les disques sont découpés au laser dans des feuilles d'aluminium. La disponibilité de feuilles d'aluminium minces étant limitée, l'épaisseur des disques a dû être augmentée à $0,635 \text{ mm}$. Les dimensions des disques furent choisies afin d'éviter la flexion des disques, rendant inutile la présence d'un troisième disque comme dans la deuxième itération. Plutôt que d'utiliser six trous pour transmettre le couple, un trou de positionnement, une fente de positionnement et quatre trous de passages sont découpés, tel que montré à la figure 6.10. Puisque seulement un trou et une fente sont requis pour positionner le disque dans le plan, cette modification a pour effet d'éliminer tout effort interne dans le disque qui résulterait d'un manque de précision dans la découpe. Finalement, puisqu'il est plus facile de contrôler la position que la force fournie par un actionneur linéaire utilisant une vis à bille, des ressorts furent utilisés afin de convertir la position contrôlée en force appliquée sur la pile de disque. Un modèle CAO de la troisième itération est présenté à la figure 6.15.

Connaissant les propriétés du design, il est possible d'estimer le couple limite maximal pouvant être atteint. Un coefficient de friction statique de $\nu = 0,8$ est utilisé (Hutchings, 1992). Les disques sont conçus avec $r_0 = 0,0324 \text{ m}$ et $R_i = 0,0292 \text{ m}$. Le nombre de disques dans la pile est de $N = 46$. La force maximale fournie par l'actionneur linéaire est de $f_d = 24[N]$. Le couple limite maximal tel que calculé par l'équation (6.1) est donc de $22,7 \text{ Nm}$.

Un prototype fut d'abord construit afin de valider le design. Trois autres furent construits afin d'être utilisés sur un manipulateur sériel à quatre degrés de liberté. La figure 6.16 présente



(a) Couple limite minimal (pression relâchée) (b) Couple limite maximal (pression maximale)

FIG. 6.16 – Prototype de limiteur de couple pour différents ajustements.

l'un des quatre prototypes de limiteur de couple construits pour deux ajustements différents. L'étalonnage des limiteurs de couple est présenté à la section suivante.

6.2.4 Étalonnage des quatre prototypes de limiteurs de couple

Les quatre prototypes de limiteur de couple, fabriqués selon la troisième itération du design, ont été étalonnés en utilisant un montage similaire à celui de la figure 6.6. Dans ce cas-ci, la position de l'actionneur est mesurée à l'aide du voltage lu aux bornes d'un diviseur de tension dont l'une des résistances est un potentiomètre intégré dans l'actionneur linéaire. Les mesures de couple limite sont prises pour différents voltages lus dans une séquence croissante (compression des disques) ou décroissante (relâchement des disques), afin de vérifier la présence ou l'absence d'hystérésis. Une courbe de référence est ensuite ajoutée, qui correspond à la moyenne pour chaque voltage de l'interpolation linéaire entre les deux mesures en montée et en descente les plus près. La figure 6.17 présente séparément les résultats pour les quatre limiteurs de couple tandis que la figure 6.18 compare les quatre courbes de référence obtenues. Sur la figure comparant les courbes de référence, une droite horizontale est placée au niveau de la plus petite mesure de couple limite obtenue et une droite oblique est placée avec la pente théorique obtenue selon l'équation (6.1) (l'ordonnée à l'origine est arbitraire puisqu'on ne s'intéresse qu'à la pente).

On constate tout d'abord que les courbes de référence ont des pentes initiales très faibles et que celles-ci augmentent doucement pour finir par se rapprocher de la droite théorique. Cela est dû à la compliance non-linéaire de la pile de disques. En effet, puisque les disques ne sont pas parfaitement plats, ceux-ci agissent comme des ressorts en série avec ceux (linéaires) placés entre le poussoir et la pile. À mesure que la pile est compressée par l'actionneur, sa

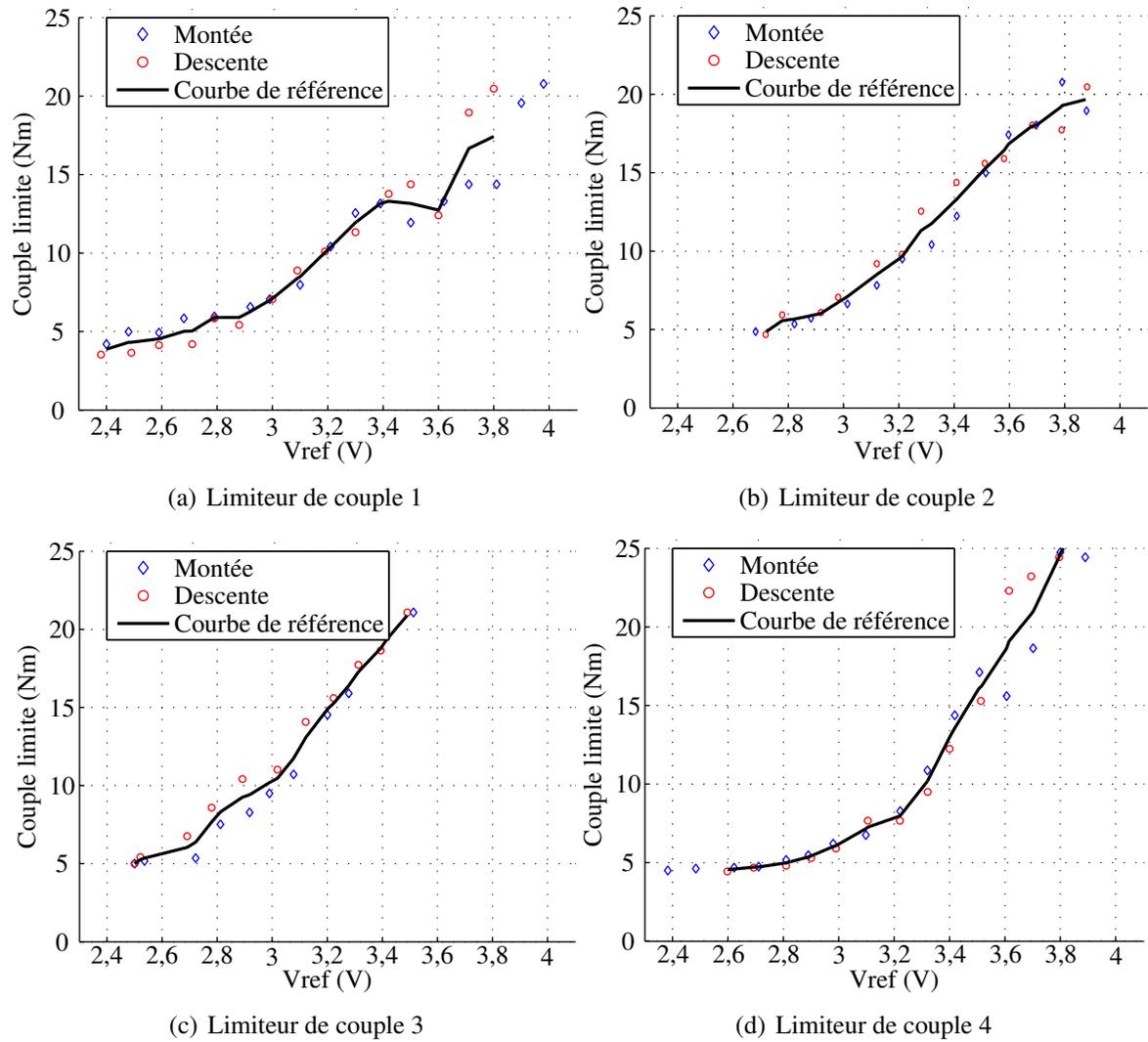


FIG. 6.17 – Étalonnage des quatre prototypes de limiteur de couple.

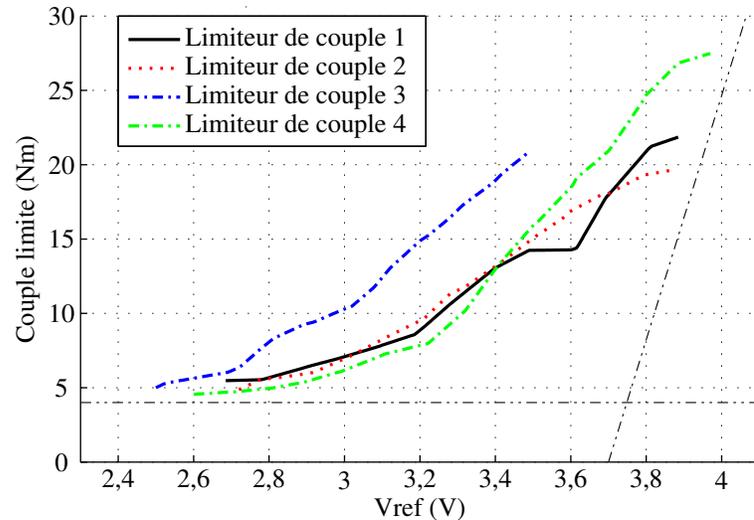


FIG. 6.18 – Comparaison entre les courbes de référence des quatre prototypes.

rigidité augmente et le couple limite devient plus sensible à une variation de la position de l'actionneur.

On peut également voir à la figure 6.17 qu'une certaine hystérésis est présente. En effet, le couple limite est plus faible lorsque l'on comprime les disques que lorsqu'on les relâche, pour une même position de l'actionneur. Ce phénomène est dû au frottement entre les disques et les tiges d'acier. Puisqu'ils sont compliants, les disques se déplacent le long des tiges lorsqu'ils sont comprimés. La friction causée par ce déplacement change la distribution des forces dans la pile de disque, ce qui se traduit par un couple limite qui varie selon le sens de déplacement de l'actionneur. Si une autre itération du design devait être effectuée, il serait intéressant d'étudier l'effet sur l'hystérésis d'un traitement de surface sur les tiges, par exemple un polissage, qui aurait pour effet de réduire la friction à l'interface tige-disque.

On remarque finalement une certaine variabilité dans les résultats obtenus dans les mêmes conditions (en montée ou en descente). En effet, la différence entre deux essais subséquents semble plus grande dans certains cas que ce que la tendance laisse présager. À deux reprises, la variabilité est telle que la pente de la courbe de référence devient négative, ce qui est contre-intuitif. Un phénomène pouvant expliquer cette variabilité est qu'étant donné que les disques ne sont pas parfaitement lisses et plats, la position angulaire du limiteur peut influencer sur le couple limite. Une autre explication est la distribution de forces dans la pile de disque qui peut être différente d'un essai à l'autre dû au coulissement des disques le long des tiges d'acier. Des analyses plus poussées seraient requises afin de vérifier ces hypothèses.

6.2.5 Détection du glissement

Afin de détecter un éventuel glissement du limiteur de couple, un photointerrupteur est installé sur le stator. Celui-ci est composé d'une diode émettant des ondes dans le spectre infrarouge ainsi que d'un phototransistor sensible à ces mêmes longueurs d'ondes. En mesurant le courant à la sortie du phototransistor (à l'aide d'un diviseur de tension), il est possible de déterminer si un obstacle est présent entre les deux éléments. En guise d'obstacle, une simple tige est collée sur le rotor. Ainsi, pour une certaine plage angulaire (très petite) du limiteur de couple, on ne mesure aucun courant à la sortie du phototransistor. Cependant, un courant sera mesuré aussitôt qu'un glissement (suffisamment grand pour que la tige ne coupe plus le faisceau infrarouge) se produit. Ce signal peut être utilisé par le contrôleur d'un robot muni de limiteurs de couple afin de déterminer si une collision se produit.

6.2.6 Asservissement du couple limite

Afin d'asservir les couples limites des prototypes, on détermine la position de l'actionneur linéaire à l'aide des courbes de référence obtenues lors de l'étalonnage des prototypes. Afin d'obtenir des courbes de référence strictement croissantes, on retire les points pour lesquels le couple limite mesurée est inférieur à la valeur précédente. Cela permet d'obtenir une seule position d'actionneur pour un couple limite donné. Ensuite, afin d'asservir la position de l'actionneur linéaire des prototypes, une méthode de contrôle de type *bang-bang* est utilisée (Sonneborn et Van Vleck, 1965). Celle-ci consiste à comparer la position actuelle de l'actionneur avec la position désirée. Si la différence est en dessous d'un certain seuil, l'actionneur ne bouge pas. Sinon, le voltage maximal est envoyé à l'actionneur, dans la direction permettant de réduire (et d'éliminer) l'erreur. Cette méthode de contrôle est appropriée pour les systèmes évoluant lentement, ce qui est le cas ici puisque la vis à bille agit comme un réducteur de vitesse ayant un ratio de réduction très élevé. Le seuil d'erreur acceptable est déterminé expérimentalement afin d'éviter toute instabilité dans la position de l'actionneur linéaire. Cette méthode de contrôle possède l'avantage de ne nécessiter que quelques sorties digitales sur le contrôleur plutôt que des sorties analogiques ou PWM pour une méthode de contrôle de type PID. Des ponts en H commerciaux sont utilisés afin de convertir les sorties digitales du contrôleur en signal de puissance envoyé à l'actionneur linéaire.

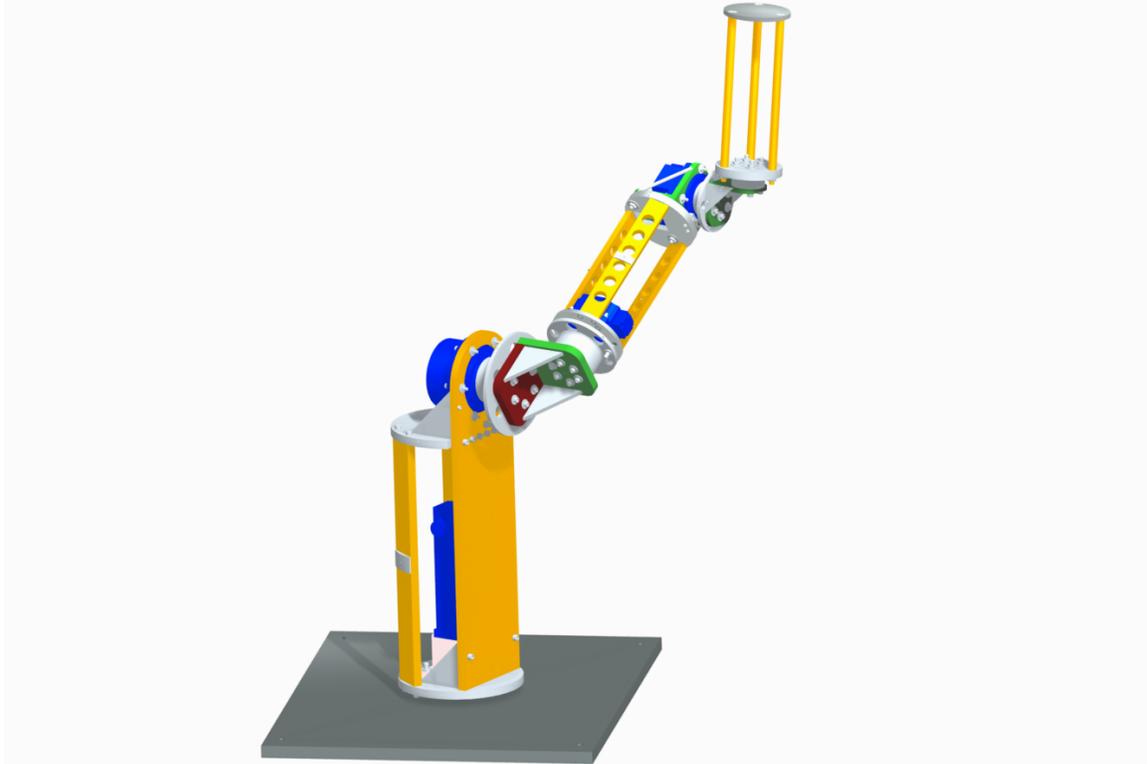


FIG. 6.19 – Modèle CAO du manipulateur avant les modifications effectuées (image gracieusement de Mathieu Baril).

6.3 Application à un robot sériel à quatre degrés de liberté

6.3.1 Description du manipulateur utilisé

Le manipulateur utilisé est un robot sériel à quatre degrés de liberté dont le modèle géométrique est présenté à la figure 6.19. Son architecture est représentée schématiquement à la figure 6.20. Puisque celui-ci est utilisé pour différents projets de recherche, son design n'est pas optimisé pour l'application visée par ce chapitre. Il s'agit d'un manipulateur redondant dans la mesure où on ne considère que le positionnement (x, y, z) du point de référence sur l'effecteur et non l'orientation de ce dernier. Le tableau 6.1 présente les paramètres Denavit-Hartenberg (DH) (Waldron et Schmiedeler, 2008a) du manipulateur (sans modifications) en tenant compte de l'ajout des limiteurs de couple.

À l'aide d'une approximation du poids et de l'emplacement du centre de masse de chaque composante, il est possible d'obtenir un modèle pour le couple gravitationnel s'appliquant sur chaque actionneur (et limiteur de couple) :

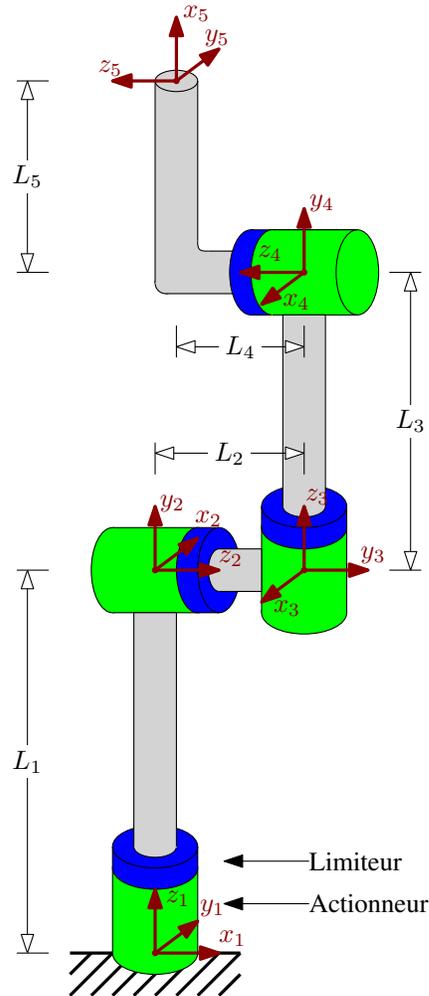


FIG. 6.20 – Schéma du manipulateur avec les repères mobiles et les paramètres de design.

i	a_i	b_i	α_i	θ_i
1	0	$L_1 = 0,6066 \text{ m}$	$\pi/2$	θ_1
2	0	$L_2 = 0,2405 \text{ m}$	$\pi/2$	θ_2
3	0	$L_3 = 0,4641 \text{ m}$	$\pi/2$	θ_3
4	$L_5 = 0,3048 \text{ m}$	$L_4 = 0,2088 \text{ m}$	0	θ_4

TAB. 6.1 – Paramètres DH du manipulateur avant les modifications

i	a_i	b_i	α_i	θ_i
1	0	$L_1 = 0,6066 m$	$\pi/2$	θ_1
2	0	$L_2 = 0,2405 m$	$\pi/2$	θ_2
3	0	$L_3 = 0,2990 m$	$\pi/2$	θ_3
4	$L_5 = 0,3048 m$	$L_4 = 0,2088 m$	0	θ_4

TAB. 6.2 – Paramètres DH du manipulateur après les modifications

$$\tau_{1g} = 0, \quad (6.2)$$

$$\tau_{2g} = \mathcal{W}_1 \sin \theta_2 - \mathcal{W}_2 \cos(\theta_4 - \theta_2) \cos \theta_3, \quad (6.3)$$

$$\tau_{3g} = \mathcal{W}_3 \cos \theta_3 \sin \theta_2, \quad (6.4)$$

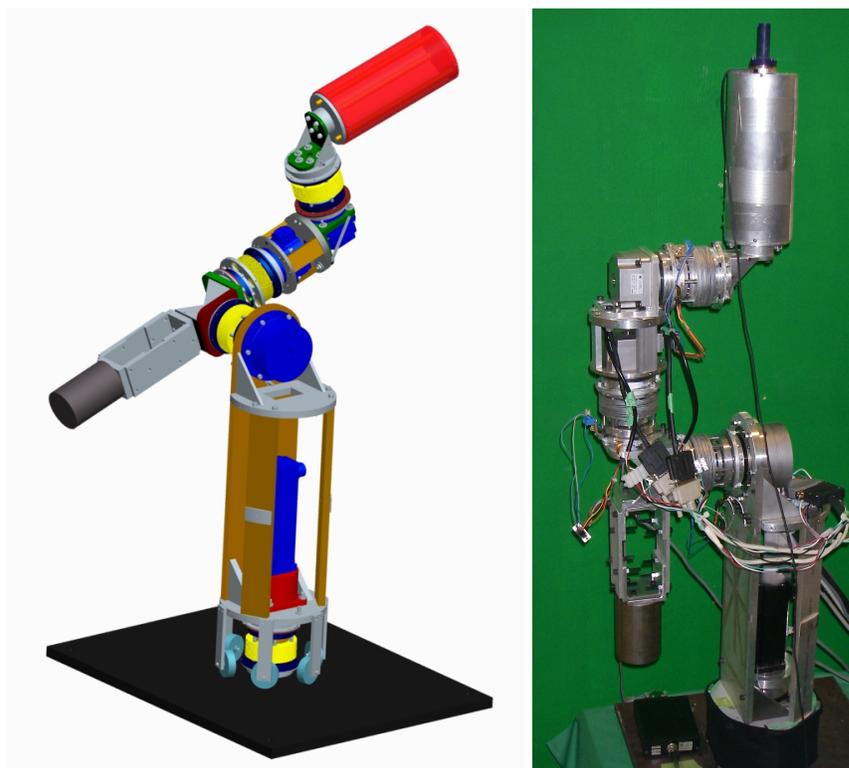
$$\tau_{4g} = \mathcal{W}_2 \cos(\theta_4 - \theta_2) \cos \theta_3. \quad (6.5)$$

avec $\mathcal{W}_1 = -14,89 Nm$, $\mathcal{W}_2 = 1,02 Nm$ et $\mathcal{W}_3 = -2,65 Nm$.

Modifications effectuées sur le design

Le couple maximal pour τ_{2g} est trop élevé considérant la plage de couples que peuvent fournir les actionneurs et les prototypes de limiteurs de couple. Deux modifications sont donc apportées au manipulateur. La première est de réduire la longueur L_3 pour compenser la longueur ajoutée par le limiteur de la troisième articulation et le poids ajouté par celui de la quatrième articulation. La deuxième modification consiste en l'ajout d'un contrepoids reprenant une partie du couple gravitationnel s'appliquant sur le deuxième moteur afin de compenser les couples créés par les nouvelles composantes. Les paramètres DH après modifications sont présentées au tableau 6.2. Ces modifications permettent de réduire les couples à la seconde articulation de telle sorte que $\mathcal{W}_1 = -1,15 Nm$.

Une autre modification n'affectant pas les paramètres cinématiques du manipulateur a été effectuée. Il s'agit de l'ajout de roulettes permettant de reprendre une partie des couples transversaux sur le premier actionneur. Cela s'avère nécessaire puisque le prototype de limiteur de couple n'est pas conçu pour reprendre de grands couples transversaux. La figure 6.21 présente un modèle géométrique et une photo du robot utilisé après les modifications apportées au design.



(a) Modèle CAO

(b) Photo

FIG. 6.21 – Robot après modifications.

6.3.2 Description de la commande

Calcul et asservissement des couples limites

Les couples limites sont calculés en utilisant la méthode de la section 4.2.3 pour obtenir une certaine valeur de F_{min} ou de F_{max} tout en optimisant l'autre. Si les couples limites calculés ne sont pas compris entre 5 Nm et 20 Nm, ces valeurs limites sont utilisées. L'algorithme de calcul se base sur les couples gravitationnels définis précédemment et sur les vecteurs représentant les colonnes de la matrice jacobienne du manipulateur, exprimée dans le deuxième repère, c'est-à-dire

$$\mathbf{j}_1 = \begin{bmatrix} L_2 + L_5 s_3 c_4 - L_4 c_3 \\ 0 \\ -L_3 s_2 - L_5 c_2 c_3 c_4 - L_5 s_2 s_4 - L_4 c_2 s_3 \end{bmatrix}, \quad (6.6)$$

$$\mathbf{j}_2 = \begin{bmatrix} L_3 c_2 - L_5 s_2 c_3 c_4 + L_5 c_2 s_4 - L_4 s_2 s_3 \\ L_3 s_2 + L_5 c_2 c_3 c_4 + L_5 s_2 s_4 + L_4 c_2 s_3 \\ 0 \end{bmatrix}, \quad (6.7)$$

$$\mathbf{j}_3 = \begin{bmatrix} -c_2 (L_5 s_3 c_4 - L_4 c_3) \\ -s_2 (L_5 s_3 c_4 - L_4 c_3) \\ L_5 c_3 c_4 + L_4 s_3 \end{bmatrix}, \quad (6.8)$$

$$\mathbf{j}_4 = \begin{bmatrix} L_5 (s_2 c_4 - c_3 c_2 s_4) \\ -L_5 (c_3 s_2 s_4 + c_2 c_4) \\ -L_5 s_3 s_4 \end{bmatrix}, \quad (6.9)$$

avec s_i et c_i représentant respectivement le sinus et le cosinus de θ_i .

Les couples limites ainsi calculés sont ensuite convertis en voltage de référence du potentiomètre de l'actionneur linéaire de chaque limiteur de couple. Pour ce faire, les courbes de référence obtenues lors de l'étalonnage des limiteurs sont utilisées (voir section 6.2.4).

Optimisation de la pose

Des algorithmes furent programmés afin de calculer la trajectoire articulaire qui optimise F_{min} (pour un certain F_{max}) tout en suivant une trajectoire cartésienne donnée. Pour ce faire,

la méthode présentée à la section 5.5.1 est utilisée. Les dérivées des colonnes de la jacobienne, requises par cette procédure, sont :

$$\left(\frac{dj_1}{d\theta}\right)^T = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -c_2L_3 + s_2c_3L_5c_4 - c_2L_5s_4 + s_2s_3L_4 \\ c_3L_5c_4 + s_3L_4 & 0 & c_2(s_3L_5c_4 - c_3L_4) \\ -s_3L_5s_4 & 0 & -L_5(s_2c_4 - c_3c_2s_4) \end{bmatrix}, \quad (6.10)$$

$$\left(\frac{dj_2}{d\theta}\right)^T = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ -s_2(L_3 + L_5s_4) - c_2(c_3L_5c_4 + s_3L_4) & c_2(L_3 + L_5s_4) - s_2(c_3L_5c_4 + s_3L_4) & 0 & 0 \\ -s_2(-s_3L_5c_4 + c_3L_4) & c_2(-s_3L_5c_4 + c_3L_4) & 0 & 0 \\ L_5(s_2c_3s_4 + c_2c_4) & L_5(s_2c_4 - c_3c_2s_4) & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad (6.11)$$

$$\left(\frac{dj_3}{d\theta}\right)^T = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ -s_2(-s_3L_5c_4 + c_3L_4) & c_2(-s_3L_5c_4 + c_3L_4) & 0 \\ -c_2(c_3L_5c_4 + s_3L_4) & -s_2(c_3L_5c_4 + s_3L_4) & -s_3L_5c_4 + c_3L_4 \\ c_2s_3L_5s_4 & s_2s_3L_5s_4 & -c_3L_5s_4 \end{bmatrix}, \quad (6.12)$$

$$\left(\frac{dj_4}{d\theta}\right)^T = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ L_5(s_2c_3s_4 + c_2c_4) & L_5(s_2c_4 - c_3c_2s_4) & 0 \\ c_2s_3L_5s_4 & s_2s_3L_5s_4 & -c_3L_5s_4 \\ -L_5(s_2s_4 + c_3c_2c_4) & -L_5(s_2c_3c_4 - c_2s_4) & -s_3L_5c_4 \end{bmatrix}. \quad (6.13)$$

La procédure est testée par simulation avec une trajectoire cartésienne constituée d'un cercle dans le plan $x - z$ centré en $[-0, 3165, -0, 2513, 0, 5824]^T$ et de rayon $0, 1 \text{ m}$. On compare le résultat avec la solution des moindres carrés, c'est-à-dire la trajectoire articulaire qui minimise les déplacements aux actionneurs. Dans les deux cas, on contrôle les couples limites afin de maximiser F_{min} tout en imposant $F_{max} = 100 \text{ N}$. La figure 6.22 présente l'évolution de F_{min} tout au long de la trajectoire pour les deux cas. On observe que F_{min} est supérieur dans le cas optimisé et ce, tout au long de la trajectoire. L'avantage moyen de l'optimisation est d'environ 10%.

Il est noté, dans le chapitre 5, comme désavantage de la méthode d'optimisation basée sur le gradient de λ , que cet indice ne tient pas compte des couples causés par la gravité. Il est intéressant de noter que pour le cas simulé, les couples gravitationnels n'ont pas miné l'avantage de la méthode d'optimisation. Cependant, la faiblesse des couples gravitationnels, due notamment au contrepoids, empêche l'évaluation adéquate de l'effet de la gravité sur la méthode. Afin de déterminer leur impact, une seconde simulation est effectuée en multipliant les couples gravitationnels par un facteur dix. Les résultats sont présentés à la figure 6.23. On constate qu'à part certains moments précis de la trajectoire, la méthode possède un avantage moyen supérieur à la simulation précédente. Bien qu'il soit difficile de généraliser ce résultat, qui dépend de la trajectoire et de l'architecture, cela laisse présager que λ puisse être un indice de performance cinématique adéquat même si les couples gravitationnels sont importants. En effet, la méthode tend à répartir les colonnes de la jacobienne dans des directions

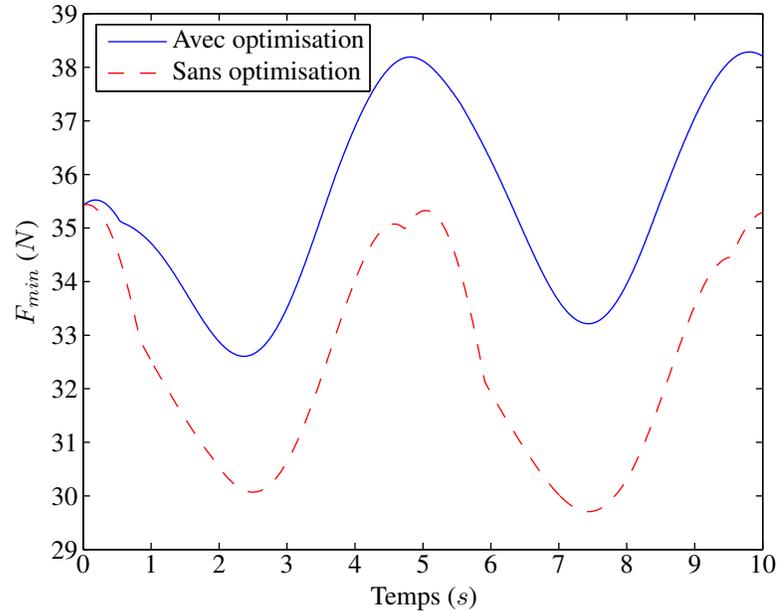


FIG. 6.22 – Évolution de F_{min} avec et sans optimisation de λ pour la trajectoire simulée avec $F_{max} = 100 N$.

aussi également distribuées que possible. Ainsi, la somme des effets des couples gravitationnels dans l'espace des forces risque d'être moindre comparativement au cas où les effets se produiraient tous dans la même direction. Cependant, une analyse plus poussée serait requise afin de valider cette hypothèse.

Il est à noter que la méthode d'optimisation de la trajectoire articulaire ne fut testée qu'en simulation puisqu'aucun résultat additionnel n'aurait pu être obtenu sur le manipulateur. Cependant, on peut noter que le temps de calcul d'un incrément $\Delta\theta$ requiert environ $0,03 s$ dans *Matlab* sur un ordinateur possédant deux processeurs de fréquence d'horloge de $2,13 GHz$. On peut donc croire que les algorithmes, s'ils étaient compilés et exécutés dans le contrôleur, permettraient l'optimisation de la trajectoire en temps réel.

Système de sécurité

Un système d'arrêt d'urgence est mis en oeuvre à même le contrôleur. Celui-ci surveille les signaux provenant des photointerrupteurs des limiteurs de couple. Si l'un des signaux indique le glissement d'un limiteur, le courant envoyé aux moteurs est automatiquement réglé à zéro. L'utilisateur peut alors appuyer sur un bouton qui aura pour effet de réduire au minimum le couple limite des limiteurs ayant glissé et d'ajuster au maximum les autres. Il peut alors facilement replacer les membrures afin que les limiteurs ayant glissé reprennent leur position de référence. Lorsque cette position est atteinte (et détectée par les photointerrupteurs), les

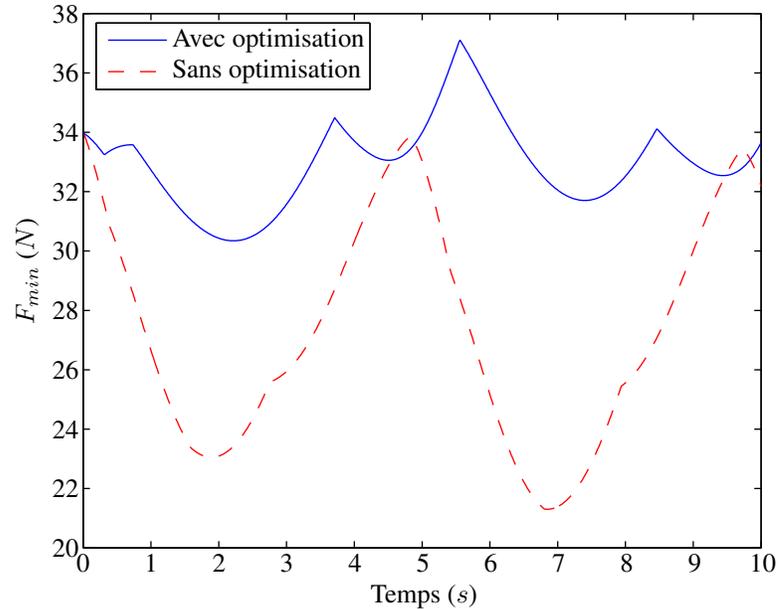


FIG. 6.23 – Évolution de F_{min} avec et sans optimisation de λ pour la trajectoire simulée avec $F_{max} = 100\text{ N}$ et des couples gravitationnels dix fois plus importants que dans le cas précédent.

couples limites sont ajustés automatiquement à leur valeur maximale. Lorsque tous les limiteurs de couple sont remis en place, l'utilisateur peut appuyer sur un autre bouton, qui aura pour effet de remettre le contrôleur en mode de fonctionnement normal.

Dans le cas du robot utilisé, les couples gravitationnels sont trop faibles pour que le manipulateur s'effondre lorsque aucun courant n'est fourni aux moteurs. Cependant, si cela devait être le cas, il serait possible de contrôler en boucle ouverte des couples articulaires annulant les couples gravitationnels. Cela permettrait au robot de se comporter de façon sécuritaire lorsque l'arrêt d'urgence est déclenché.

Si le système d'urgence devait être réalisé de façon robuste, c'est-à-dire dans une application autre qu'expérimentale, il serait préférable d'utiliser un automate programmable. Celui-ci serait placé entre le contrôleur (ordinateur à part) et le matériel de contrôle (amplificateur de courant). Ainsi, la sécurité serait garantie peu importe les problèmes pouvant survenir avec le contrôleur. Cela permettrait d'accroître le niveau de sécurité puisque les données suggèrent qu'un nombre très élevé d'accidents impliquant des robots surviennent alors que le robot est reprogrammé ou que le contrôleur est mis à jour (voir chapitre 2). Il est donc essentiel que le système de sécurité ne puisse être altéré ou éteint par mégarde.

Une vidéo accompagnant cette thèse présente le fonctionnement du système de sécurité mis en oeuvre. Alors que le robot parcourt une trajectoire préprogrammée, des collisions sont

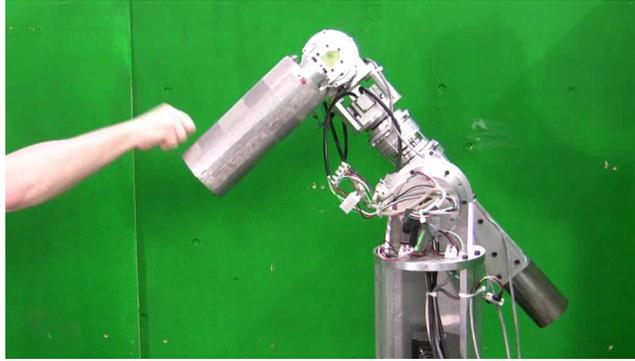


FIG. 6.24 – Image tirée de la [vidéo](#) montrant le fonctionnement du système de sécurité mis en oeuvre.

produites manuellement et on peut voir le robot s’arrêter automatiquement dès que l’impact survient. Les limiteurs sont ensuite replacés et un bouton est poussé, permettant la poursuite de la trajectoire. Des collisions sont créés dans plusieurs directions afin de montrer que les limiteurs de couple sont sensibles aux forces appliquées dans toutes les directions. La figure 6.24 montre une capture d’écran provenant de la [vidéo accompagnant cette thèse](#) qui montre le fonctionnement du système de sécurité.

6.4 Résultats expérimentaux

Afin d’évaluer les performances du système de sécurité mis en oeuvre, un capteur d’efforts est installé sur l’effecteur. Des collisions sont ensuite produites sur un impacteur, lui-même fixé sur le capteur. Ainsi, il est possible de mesurer la force en fonction du temps pour les différents scénarios étudiés.

Le premier cas analysé est celui d’une collision se produisant à basse vitesse. Le manipulateur, initialement dans la configuration $\theta = [1, 57, 1, 67, 0, 1, 57]^T$, déplace sa deuxième articulation avec une vitesse de $-0,1 \text{ rad/s}$ jusqu’à ce que se produise une collision dans la configuration $\theta = [1, 57, 1, 35, 0, 1, 57]^T$. La vitesse à l’effecteur lors de l’impact est $6,5 \text{ cm/s}$. Les couples limites sont réglés à $\tau_{max} = [20, 20, 20, 7, 5]^T \text{ Nm}$ de sorte que, théoriquement, une force dans la direction de l’impact d’environ $21,6 \text{ N}$ devrait faire glisser le limiteur. Il est à noter que la force d’impact est appliquée dans une direction qui ne crée pas de couple transversal sur le quatrième limiteur de couple. La figure 6.25 montre la force de contact en fonction du temps pour cette collision. Sur la figure, un marqueur indique le moment où la collision est détectée, c’est-à-dire lorsque le glissement de l’un des limiteurs de couple est mesuré par le photointerrupteur. À partir de ce moment, les actionneurs cessent de forcer et donc le manipulateur ne bouge plus. Pour cet essai, la collision est produite alors que

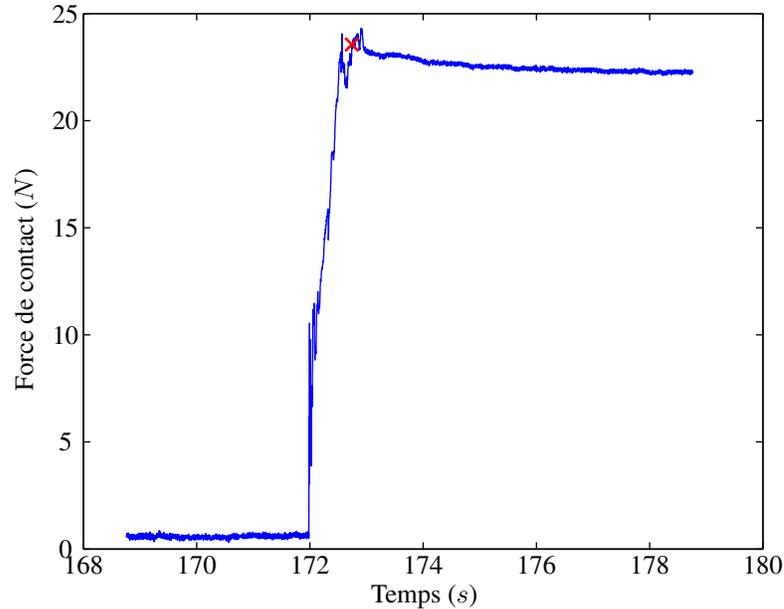


FIG. 6.25 – Force de contact en fonction du temps pour une collision lente entre le robot et un obstacle rigide.

le robot descend vers le bas pour frapper un obstacle rigide. Ainsi, le poids du bras continue d'appliquer une pression sur le capteur après que la collision soit détectée, ce qui explique que le signal de force sur la figure demeure élevé après le marqueur indiquant la détection. On remarque que le glissement est détecté au moment où la force de contact est légèrement supérieure au seuil estimé de $21,6\text{ N}$. Cependant, de façon générale, l'évolution du signal de force est conforme au fonctionnement prévu du système de sécurité.

Afin de vérifier le comportement du système pour des vitesses plus élevées, une seconde collision est produite pour les mêmes configurations de départ et d'arrivée, mais cette fois avec une vitesse sur le quatrième axe de -3 rad/s , pour une vitesse de collision d'environ $1,17\text{ m/s}$. Le couple limite du quatrième axe est réduit de sorte que la force limite de contact est environ 18 N . La figure 6.26 présente l'évolution de la force de contact en fonction du temps, avec une ligne pointillée représentant la limite de force commandée. On constate sur la figure que la force de contact augmente rapidement pour atteindre une valeur maximale d'environ 130 N avant de redescendre au niveau de la force limite commandée jusqu'à ce que l'arrêt du robot soit commandée manuellement (l'arrêt automatique est désactivée lors de cet expérience). Le pic de force est supérieur à la force limite commandée puisque l'inertie de la membrure, à cette vitesse, est suffisante pour produire une force élevée. Cependant, l'effet du mécanisme de sécurité est de diminuer l'inertie effective du manipulateur, ce qui a pour effet de réduire le niveau de force de contact maximal, surtout dans le cas où le corps impliqué dans la collision est contraint. Tel que vu au chapitre 3, une approche permettant de réduire davantage l'amplitude du pic de force produit par l'inertie de l'effecteur consiste à placer un

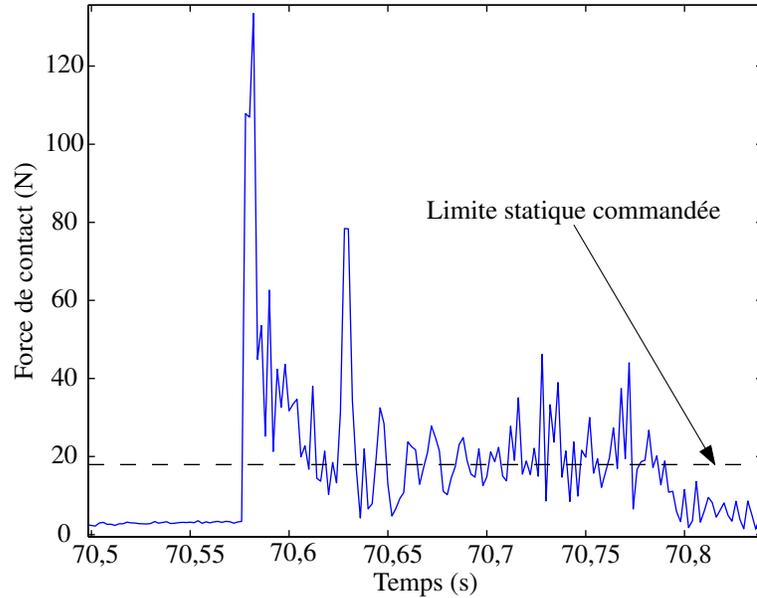


FIG. 6.26 – Force de contact en fonction du temps pour une collision rapide entre le robot et un obstacle rigide.

revêtement compliant qui a pour effet d'étendre le pic de force sur une plus grande durée, limitant ainsi son amplitude.

Une série d'expérimentations est également produite dans le but de valider la capacité des limiteurs de couple à contraindre l'espace des forces atteignables. Les forces atteignables sont mesurées dans plusieurs directions pour la configuration $\theta = [1, 57, 1, 3, 0, 8, 3, 2]^T$ en utilisant les couples limites calculés pour obtenir $F_{max} = 50 \text{ N}$. Les forces atteignables sont mesurées en appuyant sur un capteur de force placé sur l'effecteur jusqu'à ce que le glissement d'un limiteur de couple soit détecté. Un total de 23 mesures expérimentales sont ainsi recueillies. À l'aide d'une procédure numérique, les couples limites réels sont estimés en minimisant la somme des différences carrées entre ceux-ci et les couples créés par les forces mesurées (en ne considérant que les limiteurs ayant glissé). Les forces limites mesurées ainsi que l'espace des forces atteignables théorique correspondant aux couples limites estimés sont présentés à la figure 6.27. Des sphères avec des rayons de F_{min} (sphère pleine) et F_{max} (demi-sphère) calculés à partir des couples limites réels estimés sont également tracés.

Les couples limites réels estimés $\tau_{max, réels} = [9, 6, 8, 9, 11, 6, 9]^T \text{ Nm}$ sont tous supérieurs aux couples commandés $\tau_{max, commande} = [6, 3, 7, 3, 10, 0, 7, 0]^T \text{ Nm}$. La différence moyenne entre les couples limites est de $2,1 \text{ Nm}$. Une cause possible de cette différence est le couple de friction produit par les couples transversaux transmis par le limiteur. Afin de valider cette hypothèse, un des couples limites est étalonné expérimentalement pour différentes configurations du manipulateur. Plus précisément, le premier limiteur est étalonné

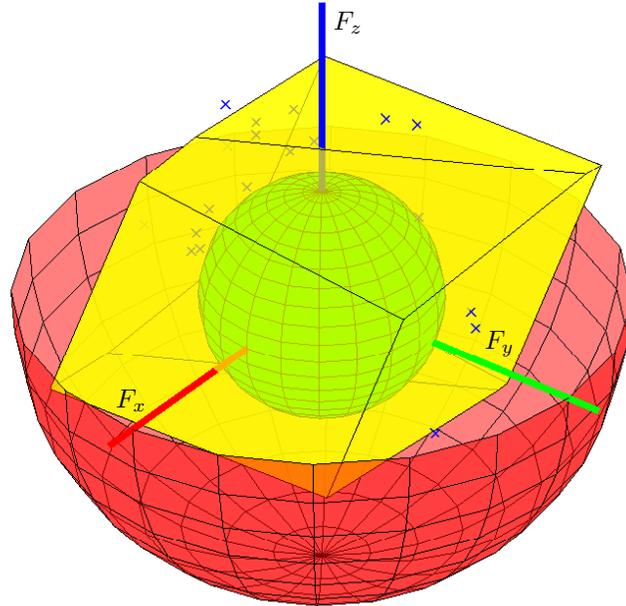


FIG. 6.27 – Forces atteignables mesurées expérimentalement pour une configuration et des couples limites donnés. L'espace des forces atteignables est reproduit pour les couples limites réels estimés avec une sphère et une demi-sphère dont les rayons sont égaux à F_{min} et F_{max} , respectivement.

pour les configurations $\theta = [\pi/2, \theta_2, 0, 3\pi/4]^T$ avec $\theta_2 = \{\pi/2, 2\pi/3, 5\pi/6, \pi\}$. Le limiteur est réglé avec une pression correspondant à un voltage du potentiomètre de 2,4 V et les forces appliquées sont toutes dans la direction x positive. La figure 6.28 présente les couples limites expérimentaux pour les différentes configurations évaluées avec une courbe obtenue en interpolant linéairement les valeurs moyennes pour chaque configuration. Une autre courbe correspond à l'interpolation linéaire des couples transversaux moyens pour chacune des configurations testées. On peut voir qu'il existe un lien entre les deux quantités, bien que celui-ci ne semble pas suffisant pour expliquer la variabilité des couples limites. Il est possible que la variabilité des couples limites mesurés dans les mêmes conditions (configuration et direction de la force appliquée) s'explique par le fait que le photo-interrupteur ne permet pas de replacer le limiteur de couple exactement à la même position angulaire pour chacun des essais. Ce faisant, le couple limite pourrait varier puisque les surfaces frottant les unes sur les autres ne sont pas parfaitement lisses et des imperfections locales pourraient affecter le couple limite mesuré.

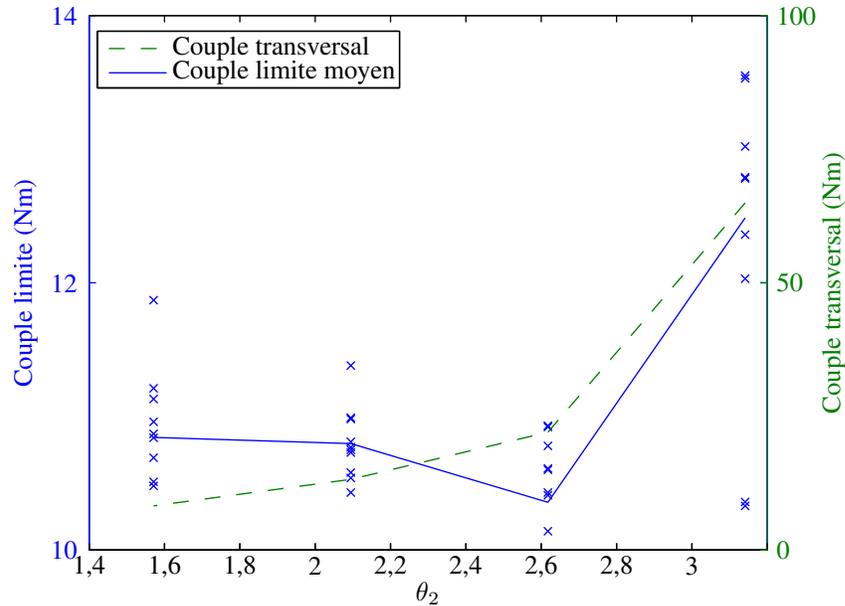


FIG. 6.28 – Couples limites et transversaux obtenus expérimentalement pour le premier limiteur réglé à $V_{ref} = 2,4 V$ selon la configuration.

6.5 Discussion

Les travaux présentés dans ce chapitre permettent de confirmer la validité de l'approche proposée qui consiste à installer des limiteurs de couple ajustables en série avec chaque actionneur d'un manipulateur sériel. Cependant, les résultats obtenus quant à la précision avec laquelle l'espace des forces atteignables est contraint ne sont pas suffisants pour l'application visée. En effet, les limiteurs de couple conçus possèdent une trop grande variabilité du couple limite ajusté. Afin d'améliorer la performance du système de sécurité, il serait donc nécessaire de procéder à une autre itération sur le design des limiteurs de couple.

Des modifications permettant d'améliorer la précision et la compacité des limiteurs de couple pourraient être effectuées. Notamment, des roulements à billes devraient être utilisés à la place des paliers lisses, ce qui aurait pour effet de réduire la sensibilité du couple limite aux couples transversaux appliqués. Il serait également nécessaire de rigidifier la structure du limiteur de couple, en utilisant par exemple une seule pièce cylindrique pour le rotor et le stator plutôt que plusieurs tiges pour transmettre le couple. En effet, la flexibilité des tiges peut induire des efforts internes dans la pile de disque, ce qui a pour effet d'altérer le couple limite. Afin de diminuer l'hystérésis, il serait possible d'appliquer un traitement de surface comme un polissage sur les pièces là où se produit un glissement axial lors de l'ajustement du couple limite. D'autres matériaux pourraient être utilisés pour la fabrication des disques. Même si l'aluminium présente certains avantages comme un coefficient de friction

élevé, d'autres matériaux pourraient s'avérer préférables, notamment en permettant la fabrication de disques plus plats. Par exemple, le design proposé par [Farris et al. \(2009\)](#) utilise des disques ultra-minces fabriqués en matériau composite. L'utilisation de disques ultra-minces aurait également l'avantage de diminuer le poids total du mécanisme. Finalement, le limiteur de couple pourrait être intégré avec l'actionneur, ce qui permettrait de réduire son poids et d'améliorer sa compacité.

Il est possible qu'un design basé sur celui d'un frein multidisque ne soit pas la meilleure approche pour fabriquer un limiteur de couple ajustable électroniquement. Notamment, l'utilisation de fluides magnétorhéologiques ou d'un mécanisme de désengagement permettrait sans doute d'obtenir une meilleure précision dans le contrôle du couple limite. Si de telles technologies étaient utilisées, des moyens devraient être pris afin d'éviter l'effondrement du manipulateur suite à une collision ou une perte d'alimentation électrique. Des travaux supplémentaires seraient requis afin d'obtenir le design optimal pour un limiteur de couple ajustable.

Il est montré dans ce chapitre qu'il est possible de modifier un manipulateur existant avant d'en améliorer la sécurité par l'ajout de limiteurs de couple ajustables électroniquement. Néanmoins, il serait intéressant d'utiliser les méthodes développées au chapitre 5 afin d'optimiser l'architecture du manipulateur tant du point de vue de la sécurité que des performances.

6.6 Conclusion

Dans ce chapitre, le design, la fabrication et l'étalonnage de quatre prototypes de limiteurs de couple basés sur la friction sont présentés. Leur mise en oeuvre sur un manipulateur sériel redondant à quatre degrés de liberté est ensuite détaillée, ainsi que l'adaptation à ce manipulateur des méthodes proposées dans les chapitres 4 et 5. Des expérimentations sont ensuite réalisées afin de valider l'approche proposée dans cette thèse consistant à placer un limiteur de couple en série avec chaque actionneur d'un manipulateur sériel afin d'en améliorer la sécurité tout en préservant autant que possible les performances. Finalement, une discussion sur l'efficacité du design de limiteur de couple proposé et les améliorations possibles est présentée.

Les résultats montrent que l'approche est prometteuse mais que le design du limiteur de couple utilisé possède certaines lacunes. Notamment, la précision du couple limite ajusté est faible et celui-ci est grandement affecté par les couples transversaux appliqués. Cela est problématique dans la mesure où les couples transversaux varient selon la configuration et la direction d'application de la force externe. Plusieurs approches sont proposées dans la

discussion pour améliorer les performances, notamment par l'ajout de roulements à billes. Des améliorations sont également proposées afin de réduire le poids du limiteur de couple. Néanmoins, il n'est pas clair que les limiteurs de couple basés sur la friction soient les plus appropriés pour cette application. La plus grande précision des limiteurs basés sur des fluides magnétorhéologiques ou des mécanismes de désengagement justifierait peut-être leur utilisation en dépit de leurs inconvénients. D'autres travaux sont requis afin d'identifier la technologie la plus appropriée.

Chapitre 7

Limiteurs de force cartésiens

Ce chapitre présente le concept de limiteur de force cartésien. Il s'agit d'un mécanisme parallèle dont les actionneurs sont remplacés par des limiteurs de couple et qui est installé entre l'effecteur et la base d'un robot suspendu à des rails. L'avantage principal d'un tel système de sécurité est que l'espace des forces atteignables ne dépend pas de la pose. De plus, en étant situé le plus près possible des points de contact potentiels, l'inertie effective lors de la collision est diminuée de façon significative. Des architectures sont présentées pour des limiteurs de force cartésiens à un, deux ou trois degrés de liberté. L'optimisation de l'architecture Delta est réalisée puisque celle-ci est la plus simple permettant de couvrir les collisions survenant dans toutes les directions. Une méthode permettant de calibrer les couples limites est proposée. Des expérimentations sont réalisées afin de valider le concept. Finalement, un exemple réaliste d'application est proposé.

7.1 Introduction

Les chapitres précédents font l'étude d'un système de sécurité pour lequel des limiteurs de couple sont installés en série avec chaque actionneur d'un robot sériel. Cette approche possède l'avantage que le limiteur de couple peut être inclut à même l'actionneur, ce qui permet de faciliter son intégration. En contrepartie, cela rend l'espace des forces atteignables (et donc la sécurité) variable en fonction de la pose et de l'architecture du manipulateur. Bien qu'il soit possible d'ajuster les couples limites et d'optimiser la pose du manipulateur, il est préférable que l'espace des forces atteignables soit constant, peu importe la pose. Ce chapitre propose le concept de limiteur de force cartésien, c'est-à-dire un mécanisme de sécurité utilisant des limiteurs de couple pour lequel l'espace des forces atteignables est constant. Puisque

ce type de mécanisme s'applique particulièrement bien aux robots suspendus pour lesquels des collisions ne peuvent survenir qu'avec l'effecteur, on considèrera uniquement ce type de manipulateur tout au long du chapitre. En effet, il est possible pour ce type de manipulateur de séparer l'effecteur de la base par un limiteur de force cartésien afin que l'inertie effective lors d'une collision soit la plus petite possible (l'inertie de la base est habituellement bien plus grande que celle de l'effecteur).

Après avoir défini ce qu'est un limiteur de force cartésien, plusieurs architectures ayant un, deux ou trois degrés de liberté sont proposées. L'une d'entre elle, basée sur l'architecture Delta, est optimisée pour l'application visée. Ensuite, des solutions permettant de compenser la gravité sont proposées afin de minimiser l'impact du poids de l'effecteur et de la charge. La calibration des couples limites est discutée. Des résultats expérimentaux validant le concept sont ensuite présentés. Finalement, un exemple d'application impliquant des quantités physiques réalistes est analysé afin d'exposer la capacité des limiteurs de force cartésiens à améliorer la sécurité tout en préservant les performances du manipulateur.

7.2 Limiteurs de force cartésiens

On peut définir un limiteur de force cartésien comme un mécanisme parallèle pour lequel chacun des actionneurs est remplacé par un limiteur de couple. Ainsi, le mécanisme devient une structure à moins que les forces externes qui lui sont appliquées ne créent des couples aux limiteurs qui excèdent les seuils ajustés. Le limiteur de force cartésien peut ensuite être installé sur la base d'un manipulateur afin de la séparer de son effecteur. Le comportement du robot en situation normale demeure inchangé. Cependant, si une collision importante se produit à l'effecteur, ce dernier sera mécaniquement déconnecté de sa base et l'inertie perçue par la personne (ou l'objet) impliquée dans la collision sera diminuée de façon significative.

Contrairement à un mécanisme de sécurité articulaire comme ceux étudiés précédemment dans la thèse, un limiteur de force cartésien produit un espace de forces atteignables dont la forme ne dépend pas de la pose du manipulateur. Il est donc possible d'utiliser l'indice de performance μ défini par l'équation (4.1) afin d'optimiser l'architecture du limiteur de force cartésien, sans se soucier des différentes poses que le manipulateur pourra atteindre.

Un limiteur de force cartésien doit être installé le plus près possible de l'effecteur afin de minimiser l'inertie effective lors d'une collision. Cependant, aucune protection ne sera offerte si une collision survient entre une personne et une des composantes du robot situées en amont du limiteur dans la chaîne cinématique. Il faut donc s'assurer qu'aucun impact ne pourra se produire à ces endroits.



FIG. 7.1 – Exemple d'un robot collaboratif suspendu sur des rails utilisé dans l'industrie automobile (photo gracieuseté de GM Research).

Cette contrainte n'est cependant pas problématique dans le cas des manipulateurs suspendus à des rails. De plus, ce type de manipulateur se retrouve fréquemment en industrie. Un bon exemple est un assistant ergonomique robotisé utilisé pour la manutention et l'assemblage de composants lourds et volumineux dans l'industrie automobile, comme on peut le voir sur la figure 7.1.

7.3 Architectures de limiteurs de force cartésiens

Dans cette section, différentes architectures de mécanismes parallèles à un, deux ou trois degrés de liberté se prêtant bien à la conception de limiteurs de force cartésiens sont présentées.

7.3.1 Architecture à un degré de liberté

La figure 7.2 présente un simple limiteur de force cartésien à un degré de liberté installé entre un robot suspendu et son effecteur. Il s'agit d'un mécanisme à quatre barres dont les membrures forment un parallélogramme et dont l'une des liaisons rotoïdes est remplacée par un limiteur de couple. En conditions normales, le limiteur de couple empêche le mécanisme

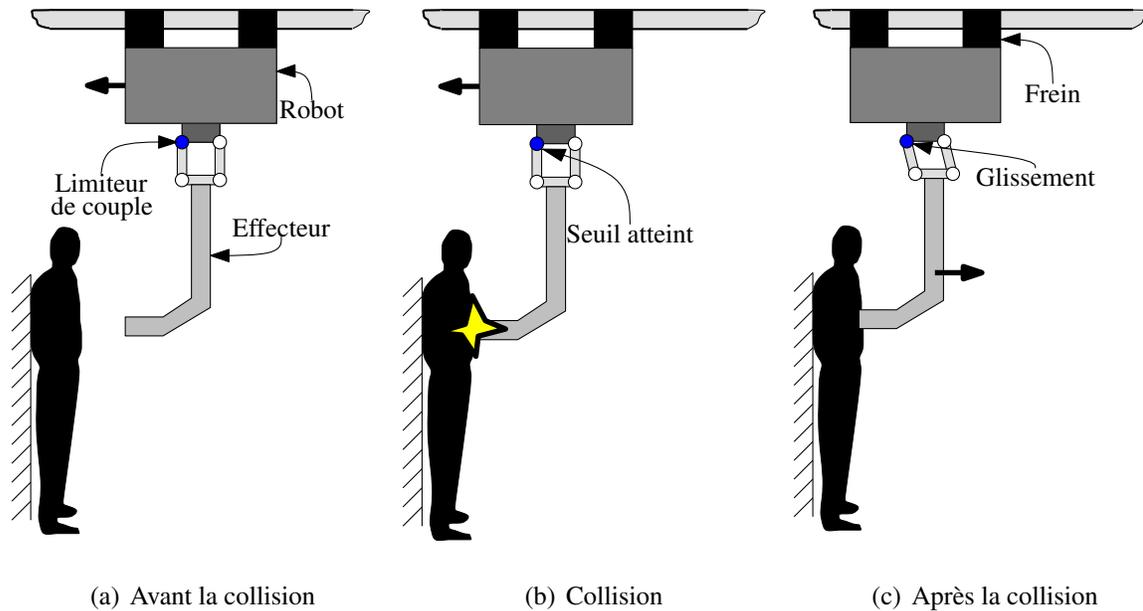


FIG. 7.2 – Exemple de collision pour un limiteur de force cartésien à un degré de liberté.

de bouger et donc l'effecteur est lié rigidement au robot. Cependant, lorsqu'un impact important se produit sur l'effecteur, le couple passant par le limiteur peut excéder son seuil d'activation et se mettre à glisser, permettant au mécanisme de se déplacer. Ainsi, l'effecteur devient libre de se déplacer par rapport à la base du robot et donc le corps impliqué dans la collision ne perçoit que l'inertie de l'effecteur, qui peut être significativement plus faible que celle du robot complet. Afin d'éviter que le mécanisme ne se rende au bout de sa course, le glissement du limiteur doit être détecté et la base doit être freinée rapidement.

L'un des avantages d'une architecture avec parallélogramme est que le couple transmis par le limiteur ne dépend que de la force appliquée et non pas de son emplacement sur l'effecteur. Cela permet d'avoir un seuil d'activation uniforme sur toute la surface de l'effecteur, celui-ci ne dépendant que de l'orientation du vecteur de force appliqué. Ce comportement, illustré à la figure 7.3, explique que de tels mécanismes se nomment limiteurs de force plutôt que limiteurs d'efforts. On tentera de reproduire ce comportement pour les architectures à deux et trois degrés de liberté.

Un autre avantage de cette architecture est que suite à son déclenchement et à la fin du glissement, la force gravitationnelle remettra le mécanisme à sa position de référence. Ce comportement facilite donc la remise en place de l'effecteur et le retour au mode de fonctionnement normal du robot.

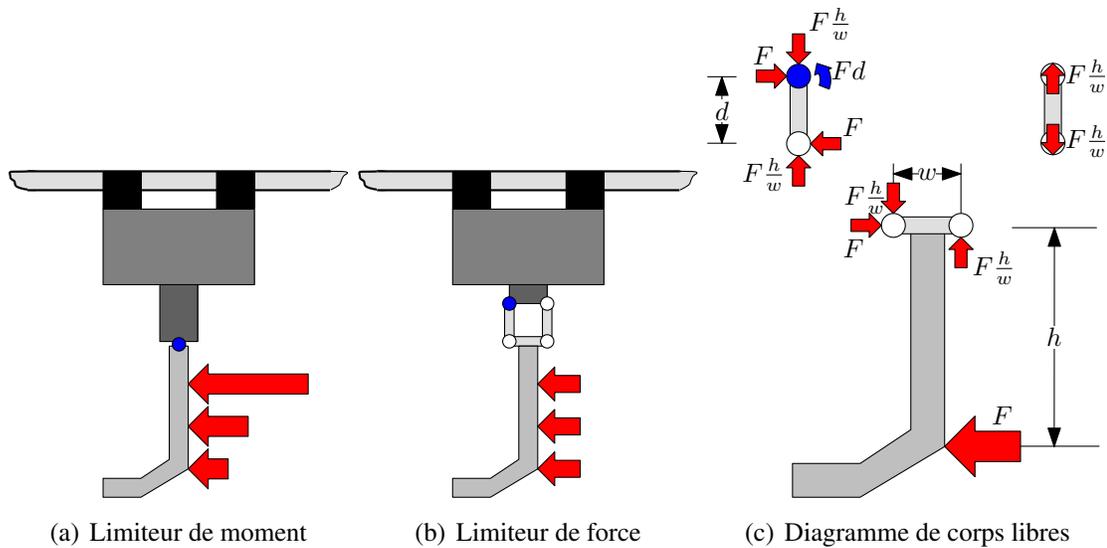


FIG. 7.3 – Force limite selon l'emplacement sur l'effecteur. On constate sur le diagramme de corps libres que le couple transmis par le limiteur n'est pas fonction de la position h du point de contact sur l'effecteur.

7.3.2 Architecture à deux degrés de liberté

L'architecture précédente peut être étendue à deux degrés de liberté afin de réagir aux collisions survenant dans tout le plan horizontal, tel que présenté à la figure 7.4. Celle-ci est composée de quatre pattes identiques, chacune comprenant deux paires de pivots ayant leurs axes dans deux directions perpendiculaires et horizontales. Les pattes sont placées de telle sorte que les axes de leur premiers (et derniers) pivots s'intersectent en un même point, deux d'entre-eux partageant le même axe, perpendiculaire à l'axe des deux autres. La plate-forme du haut est fixée sur le robot suspendu et celle du bas à l'effecteur. L'espace atteignable de ce mécanisme est la surface de la sphère centrée sur la plate-forme supérieure ayant un rayon égal à la longueur des pattes. L'orientation relative des deux plateformes demeure constante puisque les pattes ont toutes la même longueur et forment ainsi un parallépipède. Deux des pivots de la plateforme supérieure sont remplacés par des limiteurs de couple afin d'obtenir un limiteur de force cartésien, selon le même principe que celui à un degré de liberté décrit dans la section précédente. Pour cette architecture, seulement trois pattes sont requises afin de contraindre cinématiquement le mécanisme. La quatrième patte est ajoutée afin d'obtenir une perpendicularité entre les axes des limiteurs de couple tout en préservant la distribution symétrique de la charge.

Ce mécanisme présente les mêmes avantages que celui à un degré de liberté. Le seuil de force activant le mécanisme est uniquement dépendant de son orientation et non de l'emplacement de son point d'application. De plus, après qu'une collision ait eu lieu et que le

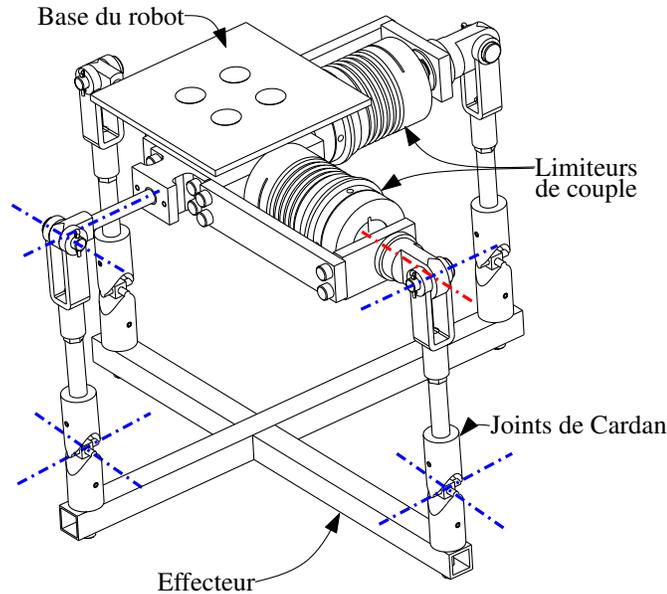


FIG. 7.4 – Architecture proposée pour un limiteur de force cartésien à deux degrés de liberté.

mécanisme se soit déplacé, la gravité le remet dans sa configuration de référence. Cependant, il n'est pas affecté par les forces verticales, ce qui constitue une limitation puisqu'il ne peut ainsi rendre sécuritaire les collisions dont la composante verticale de la force est dominante. Cependant, cela est également un avantage dans la mesure où la charge transportée ne sera pas limitée par le mécanisme de sécurité puisqu'aucun couple n'est généré par celle-ci.

Si les pattes sont toutes de même longueur, que les axes des limiteurs de couple sont perpendiculaires et que les couples limites sont les mêmes, on obtiendra l'espace des forces atteignables présenté à la figure 7.5.

Un tel espace des forces atteignables présente un indice de performance optimal de :

$$\mu = \frac{\sqrt{2}}{2} \approx 0,707. \quad (7.1)$$

7.3.3 Architectures à trois degrés de liberté

Architecture Delta

La figure 7.6 montre un limiteur de force cartésien à trois degrés de liberté basé sur l'architecture Delta ainsi que ses principaux paramètres de design. La figure 7.7, quant à elle, illustre

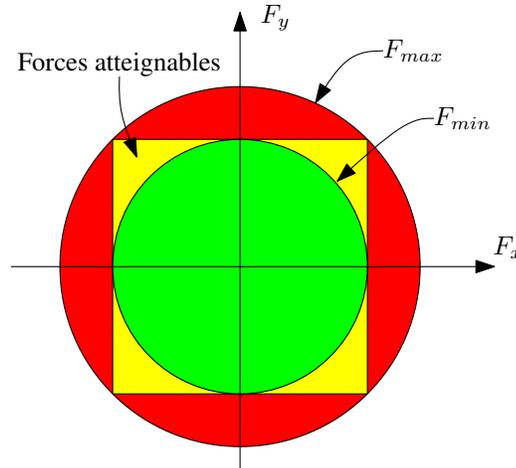


FIG. 7.5 – Espace des forces atteignables optimal pour un limiteur de force cartésien à 2 degrés de liberté.

le comportement d'un tel mécanisme lors d'une collision impliquant une personne contrainte contre un mur. Une [animation accompagnant cette thèse](#) montre également le comportement de ce type de limiteur de force cartésien lors d'une collision. Cette architecture comprend trois pattes, chacune composée d'un limiteur de couple positionnant la membrure du haut d'un parallélogramme dont la membrure du bas est fixée à la plateforme inférieure. Chaque liaison des parallélogrammes est représentée schématiquement par une liaison sphérique, bien qu'il soit généralement plus pratique d'utiliser des joints de Cardan (les joints sphériques ne contraignent pas la rotation des membrures latérales des parallélogrammes le long de leurs axes). Les parallélogrammes contraignent l'orientation relative des deux plate-formes de telle sorte que l'effecteur ne peut effectuer de rotation par rapport à la base. Le mécanisme, lorsque déclenché par une force excédant le seuil (qui dépend de l'orientation de la force appliquée), permettra à l'effecteur d'exécuter des translations par rapport à la base dans les directions x , y et z .

Pour l'application étudiée dans ce chapitre, on fait l'hypothèse que, pour des raisons de symétrie dans l'espace des forces atteignables, un design optimal d'un limiteur de force cartésien basé sur l'architecture Delta comprend trois pattes identiques également réparties (selon l'angle ϱ_i) autour de la base, c'est-à-dire placées à 120° les unes des autres avec des rayons égaux pour les points d'attache sur les plate-formes. Avec ces simplifications en tête et en utilisant la même notation que [Laribi et al. \(2007\)](#), les paramètres de design sont :

- r_a : distance entre les axes des limiteurs de couple et le centre géométrique O_a de la plateforme supérieure ;
- r_b : distance entre les points d'attache des parallélogrammes et le centre géométrique O_b de la plateforme inférieure ;

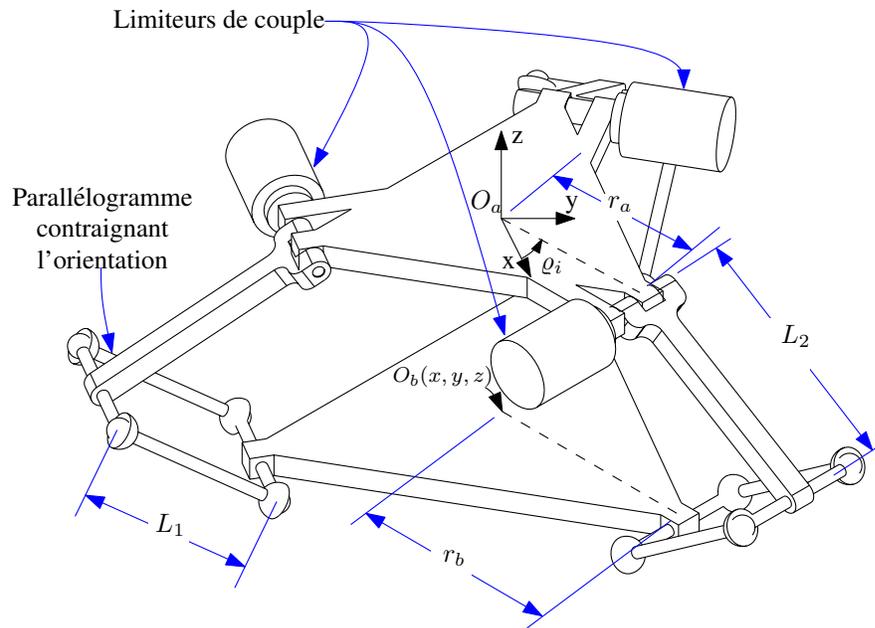


FIG. 7.6 – Architecture proposée pour un limiteur de force cartésien à trois degrés de liberté.

- L_1 : longueur des membrures latérales des parallélogrammes ;
- L_2 : longueur des membrures proximales des pattes.

Il est important de noter que la largeur des parallélogrammes n'a pas d'effet sur la cinématique et n'est donc pas considéré dans cette section. Cependant, ce paramètre de design affecte la résistance structurelle du mécanisme par rapport aux moments appliqués sur l'effecteur. Il est donc essentiel de le considérer lors du design d'un limiteur de force cartésien basé sur l'architecture Delta.

Optimisation géométrique de l'architecture

Deux propriétés cinématiques du mécanisme peuvent être optimisées afin d'obtenir un limiteur de force cartésien qui soit efficace tout en préservant autant que possible les performances du manipulateur. La première est son espace des positions atteignables. En effet, puisque le robot doit être capable de freiner avant d'atteindre les limites mécaniques du mécanisme de sécurité, l'espace atteignable optimal sera une sphère centrée sur sa position de référence. Cela permettra de maximiser la distance de freinage dans toutes les directions, ce qui est nécessaire compte tenu de l'imprévisibilité de la collision.

Puisque le seuil dépend de l'orientation du vecteur de force externe, la seconde propriété à optimiser est l'isotropie de la matrice jacobienne du mécanisme. Une matrice jacobienne

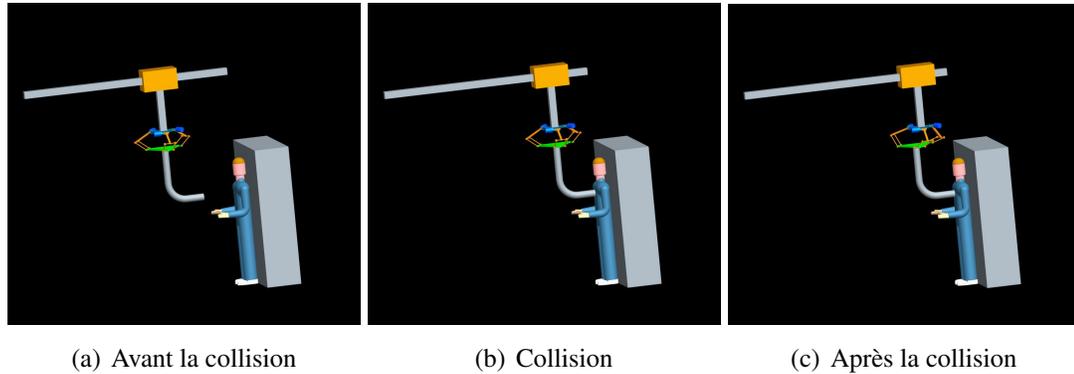


FIG. 7.7 – Collision impliquant un robot suspendu muni d’un limiteur de force cartésien à trois degrés de liberté basé sur l’architecture delta (captures d’écran provenant d’une [animation accompagnant cette thèse](#)).

isotrope maximise le ratio entre les seuils de force minimum et maximum, c’est-à-dire l’indice μ . Pour un mécanisme à trois DDL, le polyèdre des forces atteignables optimal est un cube et le ratio entre les seuils sera, dans ce cas, $\mu = \frac{\sqrt{3}}{3}$ ($\approx 58\%$). La figure 7.8 présente cet espace des forces atteignables optimal dans le cas où les vecteurs formés par les colonnes de la jacobienne pointent dans les directions x , y et z .

Afin de simplifier la procédure d’optimisation, il est possible d’exprimer chaque dimension du mécanisme en fonction de la longueur L_2 de la première membrure de chaque patte. Cette simplification est possible puisque l’échelle du mécanisme n’influence pas les deux propriétés à optimiser. En effet, l’isotropie dépend uniquement du rapport des longueurs et le rayon de l’espace sphérique atteignable peut être maximisé en fonction de la longueur L_2 . Lors du design mécanique du limiteur de force cartésien, le mécanisme peut être mis à l’échelle en ajustant L_2 pour obtenir la distance de freinage isotrope suffisante pour l’application (calculée selon la vitesse maximale et l’accélération atteignable).

Tel que montré à la figure 7.9, les paramètres adimensionnels suivants sont utilisés afin d’optimiser l’architecture :

- $\eta = \frac{-z_0}{L_2}$ représente la hauteur relative de la position de référence du mécanisme, où tous les limiteurs de couple sont fixes. Sous des conditions normales, il s’agit de la seule configuration du manipulateur.
- $\omega = \frac{r_a - r_b}{L_2}$ est le décalage relatif entre les points d’attache des pattes sur les plate-formes supérieure et inférieure. Il est important de noter que, du point de vue cinématique, seule la différence entre r_a et r_b (et non leurs valeurs en tant que tel) affecte l’espace atteignable et l’isotropie du mécanisme.
- $\beta = \frac{L_1}{L_2}$ est le ratio entre les longueurs des deux membrures.

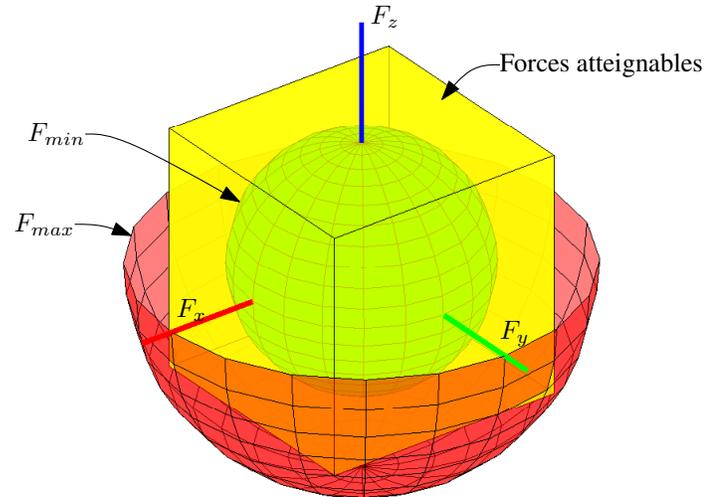


FIG. 7.8 – Polyèdre des forces atteignables optimal pour un limiteur de force cartésien à 3 DDL.

- ϕ_0 est l'angle de la membrure supérieure par rapport à l'horizontale dans la configuration de référence.
- ζ_0 est l'angle de la membrure inférieure par rapport à l'horizontale dans la configuration de référence.

On doit noter que ϕ_0 et ζ_0 ne sont pas indépendants de η , β et ω et ne sont donc pas des paramètres de design indépendants mais plutôt des variables dépendantes qui facilitent l'optimisation. Ainsi, il y a trois paramètres de design mais seulement deux propriétés à optimiser. Cela signifie qu'un degré de liberté dans l'espace des paramètres sera libre et pourra donc être utilisé par le concepteur pour, par exemple, éviter les interférences géométriques entre les différentes composantes du mécanisme.

Contrainte de l'espace sphérique atteignable maximale : pour des mécanismes parallèles, l'espace atteignable est toujours égal à l'intersection des sous-espaces atteignables de chaque patte. Dans ce cas-ci, chacun de ces sous-espaces est un tore centré sur le point d'attache de la patte supérieure avec un rayon majeur de 1, un rayon mineur de β et un axe de révolution coïncidant avec celui du pivot supérieur (l'axe du limiteur de couple). Puisque le tore est formé par la révolution d'un cercle (ou d'une sphère) d'un rayon β , la plus grande sphère pouvant être insérée dans le tore aura également un rayon β . Ainsi, l'espace sphérique atteignable du mécanisme aura un rayon de β et sera centré au point $(0, 0, -\eta)$ si, et seulement si, le tracé de révolution du tore de chaque patte passe par ce point. Cette contrainte,

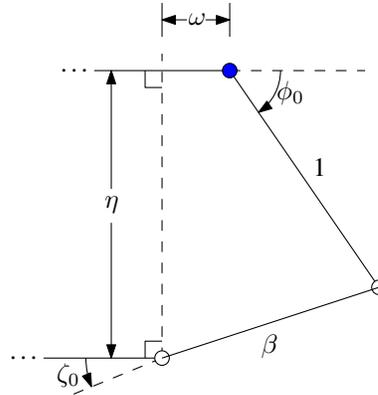


FIG. 7.9 – Représentation symbolique d’une des pattes du mécanisme dans sa position de référence et dans le plan normal à l’axe de son limiteur de couple. Toutes les dimensions sont normalisées par la longueur de la membrure proximale de la patte.

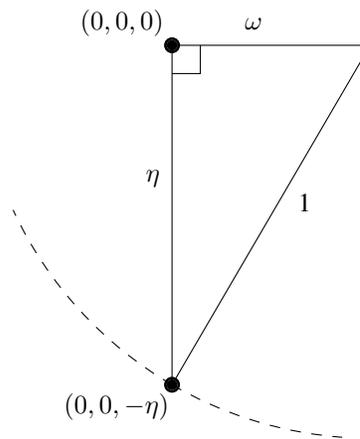


FIG. 7.10 – Représentation symbolique de la contrainte du volume d’espace atteignable maximal.

représentée schématiquement à la figure 7.10, peut être exprimée selon l’équation suivante :

$$\eta = \sqrt{1 - \omega^2}. \quad (7.2)$$

Contrainte d’isotropie de la matrice jacobienne : une matrice est isotrope lorsqu’elle est un multiple d’une matrice orthogonale. Afin d’obtenir la contrainte, la première étape consiste à avoir une expression pour la matrice jacobienne. La contrainte cinématique pour

chaque patte est, selon Laribi et al. (2007) :

$$g_j = (x_j - x)^2 + (y_j - y)^2 + (z_j - z)^2 - L_1^2 = 0 \quad (7.3)$$

où (x, y, z) sont les coordonnées du point de référence sur la plateforme inférieure et (x_j, y_j, z_j) sont les coordonnées de la connection entre les membrures L_1 et L_2 de la $j^{\text{ème}}$ patte, c'est-à-dire :

$$x_j = (r + L_2 \cos \phi_j) \cos \varrho_j, \quad (7.4)$$

$$y_j = (r + L_2 \cos \phi_j) \sin \varrho_j, \quad (7.5)$$

$$z_j = -L_2 \sin \phi_j. \quad (7.6)$$

Dans ces équations, $r = r_a - r_b$ est le décalage entre les points d'attache de la patte sur les plate-formes supérieure et inférieure, ϕ_j et ϱ_j sont les angles de la première membrure de la $j^{\text{ème}}$ patte par rapport à l'horizontale et le plan $x - z$, respectivement.

Il est possible de dériver l'équation (7.3) par rapport au temps pour obtenir la matrice jacobienne du mécanisme, ce qui donne :

$$\mathbf{J}' \begin{bmatrix} \dot{\phi}_{11} \\ \dot{\phi}_{12} \\ \dot{\phi}_{13} \end{bmatrix} = \mathbf{K}' \begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{z} \end{bmatrix} \quad (7.7)$$

qui peut également être reformulé selon :

$$\begin{bmatrix} \dot{\phi}_{11} \\ \dot{\phi}_{12} \\ \dot{\phi}_{13} \end{bmatrix} = (\mathbf{J}')^{-1} \mathbf{K}' \begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{z} \end{bmatrix} = \mathbf{K} \begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{z} \end{bmatrix} \quad (7.8)$$

Selon la dualité cinématique-statique, le problème consiste à rendre isotrope la transposée de la matrice \mathbf{K} , c'est-à-dire :

$$\mathbf{K}^T = [(\mathbf{J}')^{-1} \mathbf{K}']^T = (\mathbf{K}')^T (\mathbf{J}')^{-T}. \quad (7.9)$$

On peut observer que la matrice $(\mathbf{J}')^{-T}$ est diagonale puisque g_j dépend seulement de ϕ_{1j} . Aussi, puisque le mécanisme est symétrique dans sa configuration de référence, tous les éléments situés sur la diagonale de la matrice sont les mêmes et donc $(\mathbf{J}')^{-T}$ est isotrope. La condition sera donc atteinte si $(\mathbf{K}')^T$ est également isotrope. Ce sera le cas si toutes les colonnes de $(\mathbf{K}')^T$ ont la même norme (ce qui est le cas compte tenu de la symétrie entre les pattes dans la configuration de référence) et si elles sont orthogonales entre-elles, c'est-à-dire :

$$\mathbf{k}_i^T \mathbf{k}_j = 0, \quad \forall i \neq j, \quad (\mathbf{K}')^T = \begin{bmatrix} \mathbf{k}_1 & \mathbf{k}_2 & \mathbf{k}_3 \end{bmatrix}. \quad (7.10)$$

On peut obtenir les simplifications suivantes en se basant sur la symétrie du mécanisme et sur le fait que la configuration de référence est placée sur l'axe z :

$$x = 0, \quad y = 0, \quad \phi_{11} = \phi_{12} = \phi_{13} = \phi_0. \quad (7.11)$$

En utilisant les longueurs relatives à L_2 définies précédemment, on obtient, après quelques manipulations et transformations trigonométriques, l'expression suivante pour $\mathbf{k}_i^T \mathbf{k}_j$:

$$\mathbf{k}_i^T \mathbf{k}_j = (\omega^2 + 2\omega \cos \phi_0 + \cos^2 \phi_0) \cos(\varrho_i - \varrho_j) + 1 - \cos^2 \phi_0 - 2\eta \sin \phi_0 + \eta^2 = 0. \quad (7.12)$$

Puisque les trois pattes sont symétriquement séparées les unes des autres de 120 degrés, on a :

$$\cos(\varrho_i - \varrho_j) = \cos\left(\pm \frac{2\pi}{3}\right) = -\frac{1}{2}, \quad \forall i \neq j. \quad (7.13)$$

Aussi, de la figure 7.11, qui représente le triangle supérieur de la patte présentée dans la figure 7.9, les substitutions suivantes sont effectuées :

$$\cos \phi_0 = \beta \cos \zeta_0 - \omega, \quad (7.14)$$

$$\sin \phi_0 = \eta - \beta \sin \zeta_0, \quad (7.15)$$

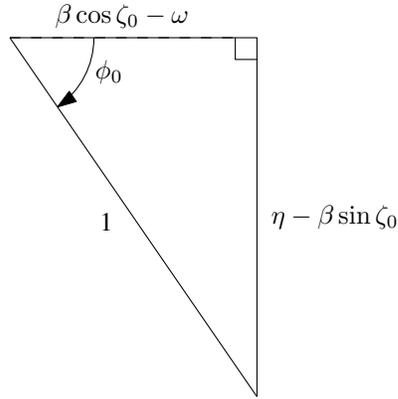


FIG. 7.11 – Représentation symbolique du triangle formé par la partie supérieure d'une patte dans sa position de référence.

ce qui mène, après quelques manipulations, à :

$$4\beta^2 (1 - 3/2 \cos^2 \zeta_0) = 0. \quad (7.16)$$

Finalement, la dernière expression est solutionnée pour ζ_0 :

$$\zeta_0 = \left\{ \cos^{-1} \left(\sqrt{\frac{2}{3}} \right), \quad \pi - \cos^{-1} \left(\sqrt{\frac{2}{3}} \right) \right\}. \quad (7.17)$$

La seconde solution correspond à la patte repliée vers l'intérieur du mécanisme, ce qui n'est pas désirable à cause des interférences mécaniques potentielles. Pour cette raison, $\zeta_0 = \cos^{-1} \left(\sqrt{\frac{2}{3}} \right)$ est choisi, ce qui donne $\cos \zeta_0 = \sqrt{\frac{2}{3}}$ et $\sin \zeta_0 = \sqrt{\frac{1}{3}}$. En effectuant les substitutions dans la formule issue du théorème de Pythagore, on obtient :

$$1 = \cos^2 \phi_0 + \sin^2 \phi_0 = \beta^2 - \frac{2\sqrt{6}}{3} \beta \omega + \omega^2 + \eta^2 - \frac{2\sqrt{3}}{3} \eta \beta. \quad (7.18)$$

En utilisant l'équation (7.2) pour la valeur de η et en solutionnant pour ω en fonction de β , on obtient deux solutions. Cependant, seule la plus petite des deux est physiquement réalisable puisque pour $0 < \beta \leq 1$, la plus grande racine donne $\omega > 1$, ce qui est incompatible avec la contrainte de volume atteignable maximal définie par l'équation (7.2). La plus petite

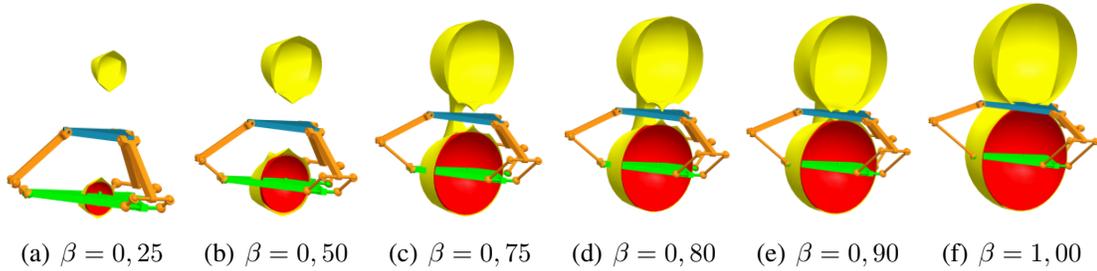


FIG. 7.12 – Limiteur de force cartésien basé sur l’architecture Delta optimisée pour différents ratios de patte β . Les espaces atteignables sphérique (en rouge) et total (en jaune) sont également montrée en coupe transversale. Les limiteurs de couple ne sont pas montrés par simplicité.

des deux racines, c’est-à-dire

$$\omega = \frac{\sqrt{6}}{6}\beta - \frac{\sqrt{3}}{3}\sqrt{1 - \frac{\beta^2}{4}}, \quad (7.19)$$

garantit l’isotropie du mécanisme dans sa configuration de référence, tout en étant compatible avec la contrainte de volume atteignable maximal. Ces contraintes définissent donc les paramètres ω et η en tant que fonctions de β qui offriront un design optimal selon les objectifs choisis. La variable indépendante β , quant à elle, est choisie afin de maximiser l’espace atteignable libre d’interférence géométrique entre les différentes composantes. La figure 7.12 montre l’effet du paramètre β sur l’espace sphérique atteignable.

Autres architectures

Dans la section précédente, un limiteur de force cartésien basé sur l’architecture Delta est présenté. Cette architecture possède plusieurs avantages favorisant son utilisation pour l’application visé dans ce chapitre :

1. Son espace atteignable est l’intersection de trois tores et peut être optimisé pour obtenir un grand volume sphérique centré sur la configuration de référence. Cela est avantageux dans la mesure où la distance utilisable pour freiner la base du robot est maximisée dans toutes les directions.
2. On peut concevoir cette architecture de telle sorte que le mécanisme soit isotrope dans sa configuration de référence. Cette condition optimise le rapport entre la force atteignable isotrope F_{min} et la force atteignable maximale F_{max} . En d’autres mots, cette

condition permet le meilleur compromis possible entre sécurité et performance.

3. L'architecture Delta est uniquement sensible aux forces et non aux moments. Cela fait en sorte que le comportement du mécanisme ne dépend pas de l'emplacement du point de contact sur l'effecteur.
4. Cette architecture est simple et compacte, ce qui la rend possiblement moins dispendieuse et plus fiable tout en limitant l'espace qu'elle occupe.

Les trois premiers points sont plus objectifs que le dernier puisqu'ils réfèrent à des propriétés cinématiques du mécanismes, facilement calculables. Cependant, d'autres architectures à trois degrés de liberté respectant ces conditions existent. Même si celles-ci sont potentiellement plus complexes que l'architecture Delta, elle sont présentées ici de façon succincte par soucis d'exhaustivité.

Tripteron

Le Tripteron (Gosselin et al., 2004) est un mécanisme parallèle à trois DDL permettant les translations dans toutes les directions. Les déplacements sont produits par des actionneurs prismatiques, tel qu'on peut le voir à la figure 7.13. Chaque patte contraint l'effecteur dans une direction perpendiculaire aux autres, ce qui rend le mécanisme complètement découplé pour tout son espace de travail. Sa matrice jacobienne est isotrope pour toute configuration — pas seulement pour une comme dans le cas de l'architecture Delta. De plus, son espace de travail est un prisme rectangulaire et donc la limite de déplacement est égale à la moitié de la plus petite course (si la configuration de référence est placée au centre du prisme). Les forces d'actionnement sont également indépendantes des moments appliquées à l'effecteur.

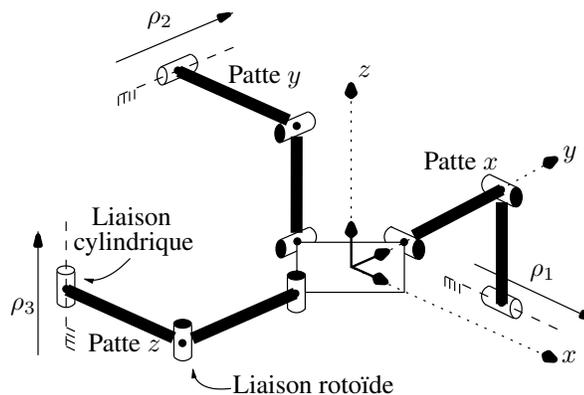


FIG. 7.13 – Architecture tripteron à trois degrés de liberté entièrement découplée.

Cependant, même si cette architecture est simple et intéressante du point de vue cinématique, elle possède deux inconvénients. Tout d'abord, sa base composée de trois guides

linéaires est encombrante et pourrait être difficile à réaliser en pratique. Le second inconvénient est que puisqu'elle comporte des actionneurs linéaires, des limiteurs de couple ne peuvent être utilisés pour la convertir en limiteur de force cartésien. Un autre type d'élément mécanique, soit un limiteur de force linéaire, devrait être développé. Il est possible d'imaginer un design qui utiliserait des ressorts en compression pré-contraints, comme on peut en voir à la figure 7.14. Cependant, un tel mécanisme aurait probablement une petite course comparativement à sa longueur ce qui produirait un limiteur de force encombrant. De plus, la pré-contrainte pourrait se relâcher dans le temps, rendant nécessaire une maintenance fréquente afin de rajuster le ressort. Une autre option serait d'utiliser des électro-aimants au lieu de ressorts afin de retenir le limiteur de force linéaire en place tant qu'un seuil n'est pas excédé. Cependant, cela nécessiterait des développements incertains et même si d'autres concepts de limiteur de force linéaire pourraient être envisagés, il reste préférable d'utiliser une architecture se basant sur des limiteurs de couples. Ces derniers sont déjà disponibles commercialement, mécaniquement plus simples et plus efficaces puisqu'ils n'ont pas de limite de rotation. Pour ces raisons, l'architecture du Tripteron fut rejetée pour l'application visée dans ce chapitre.

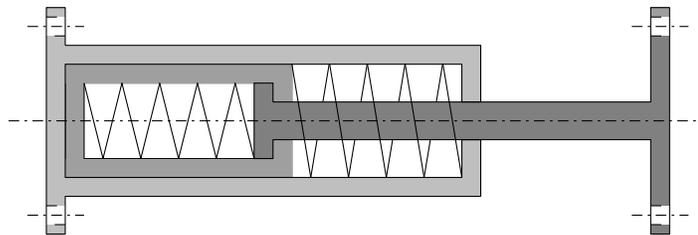


FIG. 7.14 – Un design potentiel pour un limiteur de force linéaire basé sur des ressorts en compression pré-contraints.

Architecture Tripteron modifiée pour utiliser des limiteurs de couple

Il est possible de modifier l'architecture Tripteron afin que celle-ci utilise des actionneurs rotoïdes plutôt que linéaires. Cela est réalisé en remplaçant chaque liaison prismatique par deux liaisons rotoïdes ayant des axes orthogonaux à celui de la liaison remplacée. L'architecture devient ainsi de type $3 - RRRRR$, tel que présenté à la figure 7.15. Le pivot liant la base fixe et la membrure proximale est remplacé par un limiteur de couple, comme avec les autres architectures, de telle sorte que le mécanisme devient un limiteur de force cartésien.

La version modifiée du Tripteron possède un espace atteignable en forme de parallépipède si certaines conditions géométriques sont respectées. De plus, il est possible d'ajuster les paramètres géométriques afin d'obtenir une matrice jacobienne isotrope dans la configuration de référence, comme pour l'architecture Delta. Cependant, le mécanisme résultant possède-

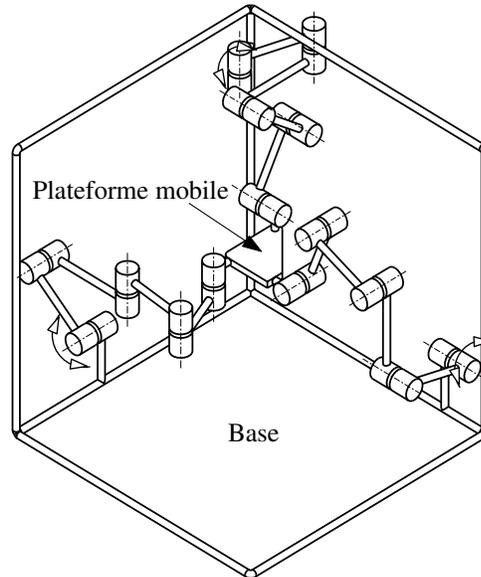


FIG. 7.15 – Architecture Tripteron modifiée pour pouvoir utiliser des limiteurs de couple (figure tirée de (Kong et Gosselin, 2007)).

rait plus de liaisons, une empreinte plus grande et possiblement une rigidité inférieure en condition normale par rapport à l'architecture Delta. On rejete donc cette architecture, même si son étude serait intéressante d'un point de vue théorique.

7.4 Compensation de la gravité

Tel qu'il est mentionné à la section 7.3.3, le limiteur de force cartésien basé sur l'architecture Delta est sensible aux forces verticales, ce qui est une propriété désirée puisque les collisions peuvent, de façon générale, se produire dans n'importe quelle direction. Cependant, cela ajoute une difficulté dans la mesure où le poids de l'effecteur (et de la charge utile) produit des couples aux limiteurs. Pour de grandes charges, les couples créés peuvent être proches (ou supérieurs) aux limites ajustées selon le niveau de sécurité requis, compromettant ainsi l'efficacité du mécanisme à améliorer la sécurité tout en maintenant les performances. Pour cette raison, la compensation de la gravité est nécessaire si le poids combiné de la charge et de l'effecteur est près de la force limite imposée par le mécanisme.

Puisque plusieurs des caractéristiques de l'architecture Delta ont été étudiées à la suite de son invention en 1985, certains articles traitant de son équilibrage statique ont déjà été publiés. Baradat et al. (2008) ont récemment proposé d'utiliser un mécanisme pantographe avec un actionneur à force constante, tel qu'illustré à la figure 7.16. Pour l'application visée

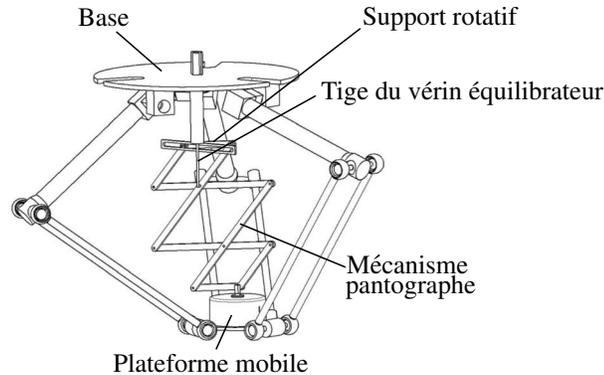


FIG. 7.16 – Système d'équilibrage proposé par Baradat et al. (2008).

dans leur recherche (un robot médical), il fut possible de réduire le couple statique maximal de 92% pour l'espace atteignable complet du manipulateur. Un actionneur contrôlé en boucle ouverte fut utilisé, ce qui permet au système de s'adapter à plusieurs charges, ce qui est généralement une propriété recherchée d'un système de compensation de gravité. Cependant, dans le cas d'un mécanisme de sécurité, il est préférable d'utiliser un système qui soit passif (contreponds ou ressort) puisqu'une défaillance de puissance pour un système actif pourrait mener à l'effondrement du manipulateur.

Dans des travaux précédents (Laliberté et al., 2010), un système de compensation de la gravité utilisant des contreponds déportés à la base fut développé pour un manipulateur suspendu similaire à ceux étudiés dans ce chapitre. L'équilibreur et les contreponds ne furent pas placés sur le robot afin d'éviter l'ajout d'inertie lors des déplacements horizontaux. La force d'équilibrage est transmise par un câble via un routage de courroies conçu de façon à ce que les mouvements horizontaux du robot n'affectent pas les contreponds. Cela permet l'équilibrage du manipulateur sans addition d'inertie pour les déplacements effectués dans les directions autres que verticales. La figure 7.17 illustre ce concept et comment il pourrait être appliqué à un manipulateur muni d'un limiteur de force cartésien affecté par la gravité. On doit d'abord noter que la charge à équilibrer est séparée en deux (m_1 et m_2) par le limiteur de force. Cependant, ce dernier requiert que les deux masses puissent se déplacer indépendamment l'une de l'autre si le seuil de force est excédé. Cela implique que m_2 soit déplacée par le même actionneur que m_1 en condition normale. Dans le cas où m_2 est petite par rapport au niveau de force requis pour accomplir la tâche, son équilibrage n'est pas requis et donc le système peut demeurer inchangé. Cependant, dans le cas général, un second routage de câble est requis afin d'équilibrer les deux composantes indépendamment. Si m_1 est petite, il n'est pas requis de l'équilibrer mais un routage indépendant est tout de même requis pour son actionnement. L'équilibrage de m_2 peut être variable en changeant la masse du contreponds ou bien en ajustant un rapport de réduction (par exemple un bras de levier).

Il existe une autre méthode d'équilibrage qui prend avantage du fait que le limiteur de

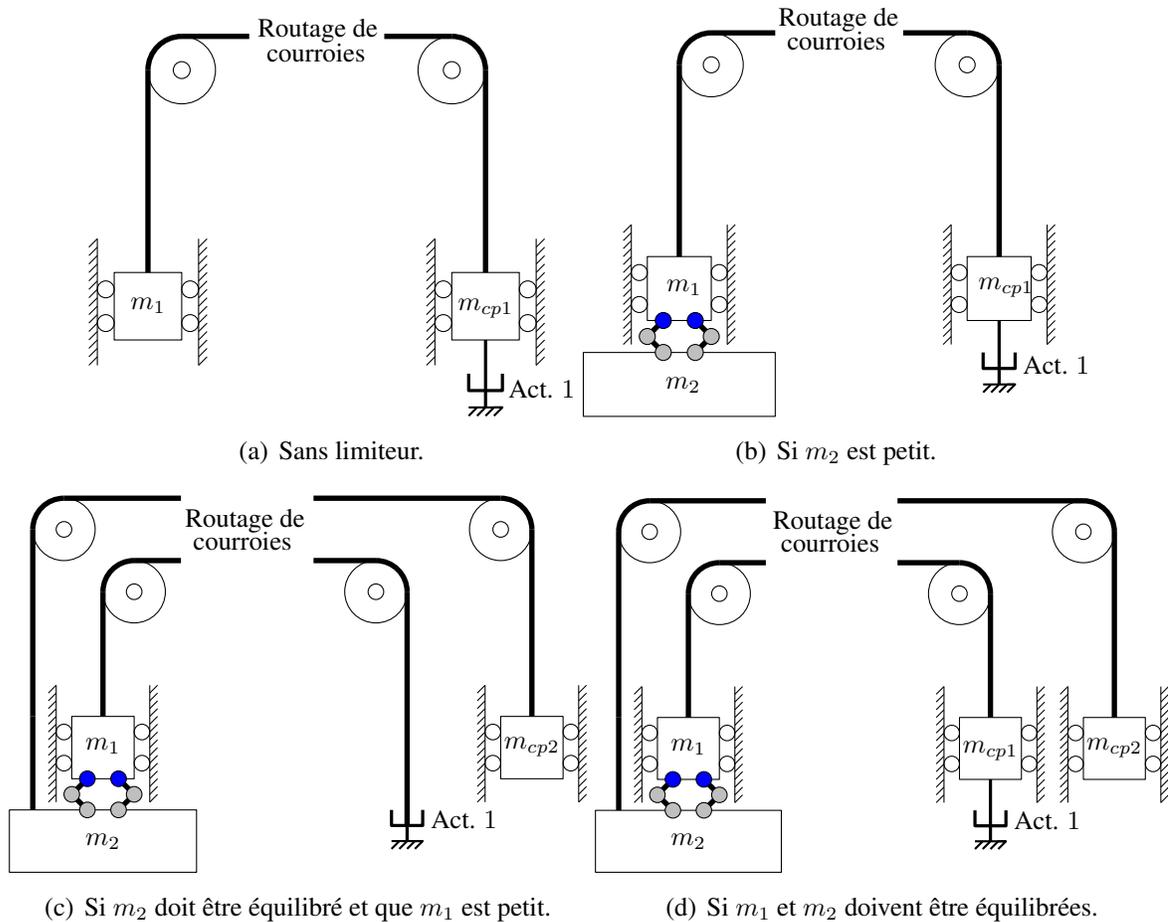


FIG. 7.17 – Système d'équilibrage par contrepoids pour différentes distributions de la masse des composantes.

force cartésien ne doit être équilibré que dans une configuration, soit celle de référence. En effet, l'équilibrage statique d'un mécanisme parallèle est généralement complexe puisque la relation entre les déplacements cartésiens et articulaires est couplée et complexe. Cependant, les limiteurs de force cartésiens sont une classe spéciale de mécanismes dans la mesure où ils sont conçus pour fonctionner dans une seule configuration, sauf lorsqu'une collision survient. Dans ce cas, l'équilibrage statique du mécanisme n'est plus essentiel puisqu'un arrêt d'urgence est aussitôt déclenché et que le robot n'a pas à fonctionner normalement dans ce mode. Il est donc acceptable que l'équilibrage du poids de l'effecteur ne soit exact que dans la configuration de référence du limiteur de force cartésien. Cela peut être accompli à l'aide d'un simple ressort en tension précontraint, comme on peut le voir à la figure 7.18. Cette méthode est possible seulement si le ressort ne limite pas l'espace atteignable du manipulateur, ce qui pourrait limiter le rapport entre les longueurs des membrures β (voir la section 7.3.3). L'utilisation d'un ressort pour l'équilibrage statique d'un limiteur de force cartésien est intéressant grâce à sa simplicité mécanique. Cependant, des ressorts étirés peuvent causer des problèmes de sécurité en industrie puisqu'ils contiennent une grande quantité d'énergie qui

peut être relâchée soudainement si un problème survient. Dans ce cas-ci, le risque est diminué puisque le ressort n'est pas constamment contraint puis relâché, ce qui le rend moins sujet à des problèmes de fatigue.

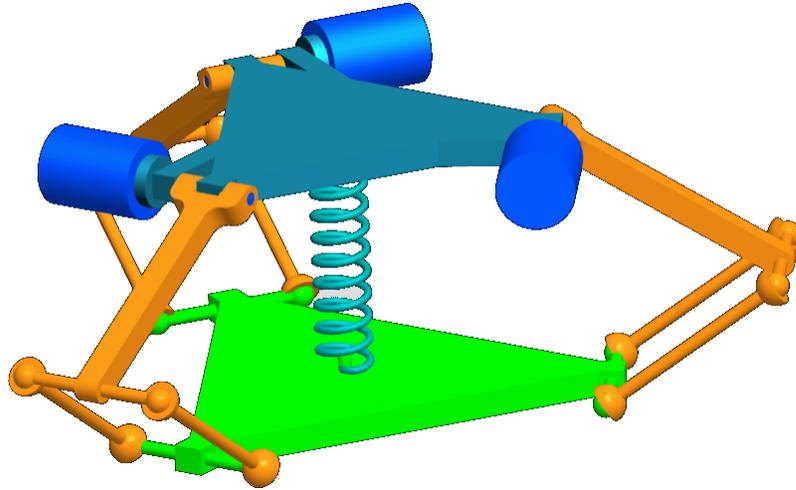


FIG. 7.18 – Limiteur de force cartésien équilibré à l'aide d'un ressort.

Les ressorts ont l'avantage d'ajouter peu de poids et de complexité au système. Cependant, l'équilibrage de charges variables requiert un actionneur pour modifier la position de l'un des points d'attache. Cela est sous-optimal puisque l'actionneur ainsi ajouté doit pouvoir fournir une force égale à la charge elle-même. Il est cependant possible d'imaginer un système pour lequel le même actionneur déplace à la fois l'effecteur en mode de fonctionnement normal et le point d'attache du ressort lorsque la charge à équilibrer est modifiée (par exemple, lorsque la manipulateur saisit une nouvelle pièce). Pour ce faire, le point d'attache supérieur du ressort peut être installé sur une glissière muni d'une barrure. Un exemple d'un tel mécanisme est présenté à la figure 7.19. En mode normal, le point d'attache est barré et donc l'actionneur déplace m_1 , et donc m_2 via le limiteur de force cartésien. Cependant, lorsque le robot saisit ou relâche une composante, le point d'attache est libre de se déplacer et donc l'actionneur déplace m_2 via le ressort, et ensuite m_1 via le limiteur de force cartésien. Si par exemple la nouvelle charge est plus grande, l'actionneur étirera le ressort jusqu'à ce que sa tension interne atteigne la charge à équilibrer. Ensuite, le point d'attache est barré à nouveau et le système retourne dans le mode de fonctionnement normal pour lequel l'effecteur complet (m_1 et m_2) peut être déplacé verticalement. Cependant, cette approche nécessite que le poids induit par m_1 soit plus faible que la plus grande force transmise puisqu'il est supporté par le limiteur de force cartésien durant la phase d'ajustement du cycle d'opération.

Le choix de la méthode d'équilibrage à utiliser dépend principalement de l'application visée. L'utilisation de contrepois sera privilégiée lorsqu'une grande fiabilité est requise. Aussi,

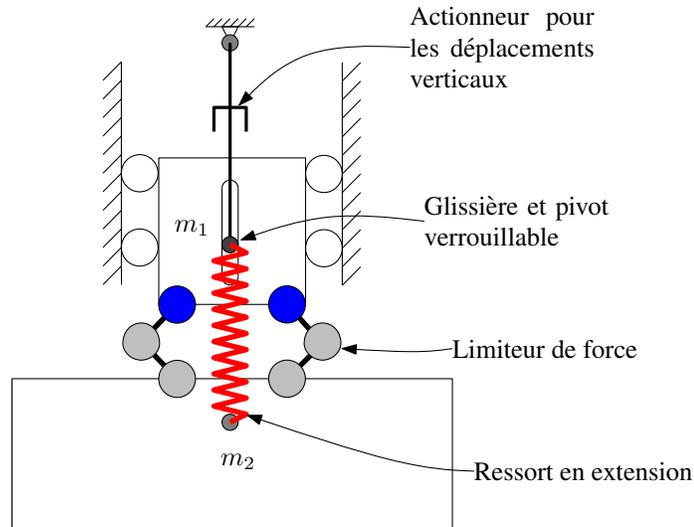


FIG. 7.19 – Mécanisme pour ajuster l'équilibrage par ressort en utilisant l'actionneur déjà présent sur le manipulateur.

si le manipulateur utilise déjà un système d'équilibrage à contrepoids, la complexité additionnelle sera limitée au second routage de câble. En contrepartie, l'utilisation d'un ressort contraint mènera à un système encore plus simple, qui sera probablement moins coûteux. Cela est d'autant plus vrai lorsque la charge est peu variable, puisque dans ce cas il n'est pas nécessaire d'ajouter un mécanisme pour ajuster la force d'équilibrage ou encore de changer le ressort après un certain nombre de cycles afin d'éviter les problèmes de fatigue. Finalement, dans certains cas, il peut être préférable d'utiliser un limiteur de forces cartésien à deux degrés de liberté, insensible aux efforts verticaux, et utiliser une autre approche afin de rendre les collisions verticales sécuritaires.

7.5 Calibration des couples limites

Puisque la friction dans les pivots doit être surmontée en même temps que les couples limites afin de déclencher un limiteur de force cartésien, il est préférable d'ajuster le mécanisme lorsque celui-ci est installé sur le manipulateur.

Une technique de calibration potentielle serait de débiter par placer les couples limites à leur valeur maximale pour chaque limiteur. Ensuite, on appuie sur l'effecteur à l'aide d'un dynamomètre dans la direction correspondant au vecteur issu de la colonne de la jacobienne associée à un limiteur de couple. Cette direction correspond à celle où le bras de levier est maximal pour ce limiteur. On ajuste ensuite le seuil du limiteur de façon itérative jusqu'à ce

que la force de déclenchement mesurée soit égale au F_{min} désiré. On procède de la même manière pour chaque limiteur de couple.

En ajustant initialement les couples limites à leurs valeurs maximales, on s'assure que la calibration d'un limiteur de couple n'en déclenchera pas un autre. Similairement, appliquer les forces dans la direction correspondant au vecteur issu de la colonne de la jacobienne associée à un limiteur de couple assure que le bras de levier est maximal pour celui-ci et plus petit pour les autres. Ainsi, si le couple limite est bien calibré, le limiteur associé se déclenchera avant les autres lorsque la force sera appliquée dans cette direction. Si un autre limiteur déjà calibré se déclenche avant, cela est dû au fait que le couple limite est trop élevé et on peut donc l'ajuster en le diminuant.

Afin de faciliter la calibration, on pourrait imaginer que la plate-forme inférieure comprenne des surfaces dont les directions normales sont celles correspondantes aux vecteurs issus des colonnes de la jacobienne du limiteur de force cartésien.

7.6 Validation expérimentale

7.6.1 Prototype

Un prototype du limiteur de force cartésien à deux degrés de liberté présenté dans la section 7.3.2 est construit afin de valider le concept et vérifier que les limiteurs de couple commerciaux sont appropriés pour cette application. Le modèle géométrique du prototype est présenté à la figure 7.20. Il comprend une interface orientable permettant au mécanisme d'être fixé dans différentes orientations ainsi qu'un capteur d'effort utilisé pour mesurer les forces de contact en fonction du temps lors d'une collision. L'effecteur est une simple tige d'acier de 6,35 mm de diamètre qui assure la fonction d'impacteur, c'est-à-dire que c'est la partie du mécanisme sur laquelle les collisions sont produites. Le prototype est conçu à échelle réduite et n'est donc pas testé sur un robot de dimension réaliste. Il est plutôt installé sur une structure de telle sorte qu'un actionneur linéaire puisse produire des collisions à différentes vitesses et orientations, tel qu'on peut le voir à la figure 7.21. Les deux limiteurs de couple sont ajustés de telle sorte que leur limite puisse être dépassée avec une force de 40 N appliquée orthogonalement par rapport à l'axe d'un limiteur (et de 56,6 N lorsqu'elle est appliquée horizontalement avec un angle de 45°). Une [vidéo accompagnant cette thèse](#) présente les expérimentations effectuées avec le prototype de limiteur de force cartésien à deux degrés de liberté.

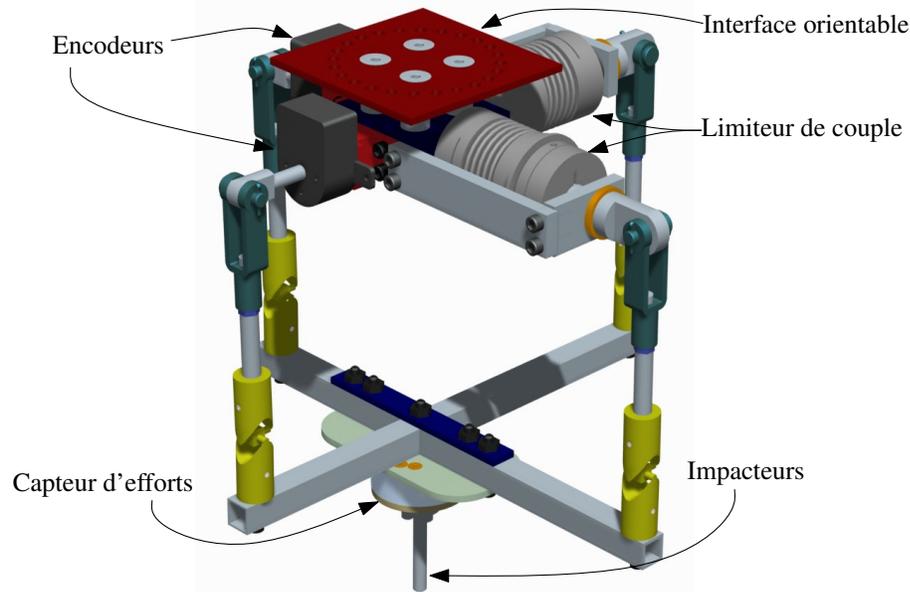


FIG. 7.20 – Modèle géométrique du prototype

7.6.2 Résultats expérimentaux

La première expérimentation consiste en la production de collisions quasi-statiques afin de vérifier le comportement du mécanisme avant et après son déclenchement. La force de contact est reproduite en fonction du temps à la figure 7.22 pour une orientation de 0° . Une moyenne mobile centrée, avec une fenêtre de $0,05\text{ s}$, est ajoutée sur le graphique afin de retirer l'effet du bruit sur le signal. La courbe est clairement composée de trois sections. La force augmente d'abord doucement jusqu'à ce que la limite soit atteinte. Cette augmentation est suivie par une chute abrupte due au déclenchement du limiteur. La force requise pour dépasser la friction est toujours présente tant que l'actionneur continue de pousser sur le mécanisme. Lorsque le mouvement est stoppé, la force mesurée redevient nulle (si on fait abstraction de la norme non nulle du vecteur de force mesuré à cause du bruit électromagnétique). On peut voir que la différence entre la force maximale mesurée et la force requise pour vaincre la friction est d'environ 40 N , ce qui correspond à la force limite théorique telle qu'ajustée en configurant les limiteurs de couple.

La seconde expérimentation consiste en la production de collisions quasi-statiques avec différentes orientations. La force de contact maximale est mesurée dans chaque cas. Encore une fois, le signal est filtré à l'aide d'une moyenne mobile centrée utilisant une fenêtre de $0,05\text{ s}$. Les forces d'activation mesurées sont utilisées pour tracer la figure 7.23 qui correspond à l'espace des forces atteignables expérimental. En plus des mesures expérimentales, un polygone est construit en connectant les forces de norme maximale mesurées pour chaque orientation, en faisant une hypothèse de symétrie pour les orientations non testées. De façon

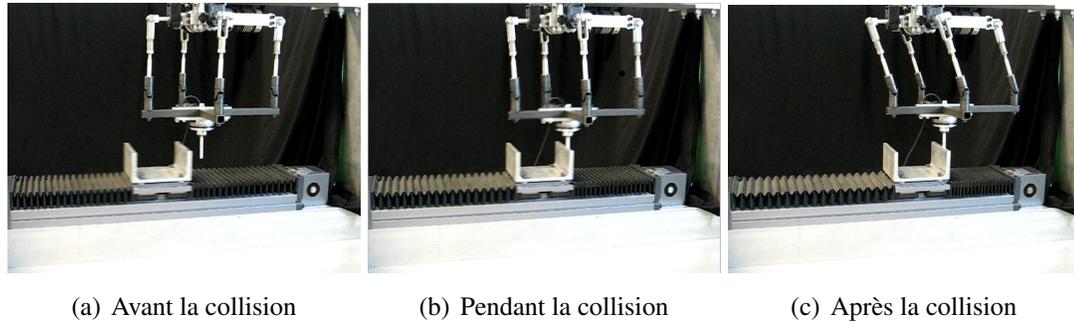


FIG. 7.21 – Collision expérimentale entre le mécanisme de sécurité, installé sur une structure, et une pièce de métal déplacée par un actionneur linéaire. Ces images sont tirées d'une [vidéo qui accompagne cette thèse](#).

similaire, un autre polygone est tracé à partir des valeurs minimales mesurées pour chaque orientation. Ensuite, deux cercles sont tracés avec des rayons respectifs de F_{min} et F_{max} , estimés à partir des valeurs extrêmes des forces limites mesurées. On peut observer sur la figure que même si les forces d'activation théoriques pour les forces appliquées dans les directions x et y sont les mêmes (40 N), il en va autrement en pratique. Cela s'explique par la différence entre la résistance due à la friction pour les deux axes. Ce résultat suggère que les couples limites devraient être ajustés une fois les limiteurs installés sur le mécanisme, selon la procédure décrite à la section 7.5. Une autre observation est que malgré le fait que l'espace des forces atteignables théorique soit un rectangle, celui mesuré expérimentalement s'éloigne de cette forme puisque les forces requises sont plus élevées que prévu lorsque la collision survient avec un angle de 45° . Une raison possible de cette différence est la friction supplémentaire générée dans les pivots lorsque la force n'est pas appliquée perpendiculairement à leurs axes, ce qui produit des couples transversaux. La valeur expérimentale de l'indice de performance μ , calculée selon (4.1), est égale à 0,557 comparativement à la valeur théorique de 0,707 qui serait obtenue si l'espace des forces atteignables était un carré.

Des collisions sont également produites avec différentes vitesses d'impact, tel que montré à la figure 7.24 pour une orientation de 0° . Puisque la durée du pic de collision est relativement court (comparativement à la fréquence d'acquisition du signal de force), le signal n'est pas filtré pour les impacts produits à des vitesses supérieures à $0,3\text{ m/s}$. Le bruit provenant du signal explique donc la variabilité accrue pour les résultats de ces essais. Il est tout de même possible d'observer une tendance dans les résultats, qui peuvent être approximés linéairement par morceaux. À faible vitesse, la force maximale mesurée correspond à la limite statique du mécanisme de sécurité. Après qu'une certaine vitesse de transition soit dépassée, la force maximale de collision varie de façon approximativement linéaire en fonction de la vitesse d'impact. Ce comportement est conforme aux résultats obtenus par simulation dans le chapitre 3.

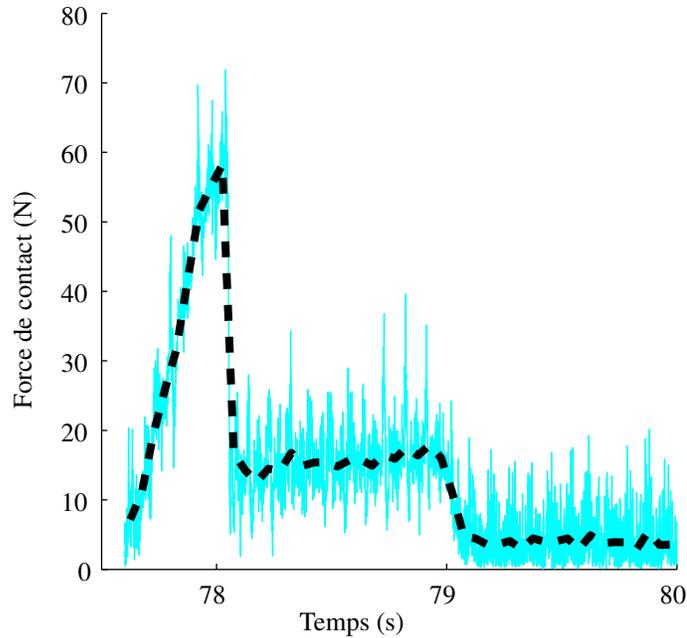


FIG. 7.22 – Force de contact en fonction du temps pour une collision quasi-statique survenant avec un angle de 0° .

7.7 Exemple d'application potentielle

Afin d'évaluer le potentiel d'un limiteur de force cartésien d'améliorer la sécurité d'un robot collaboratif tout en maintenant ses performances, un exemple d'application potentielle est de mise.

On peut considérer le cas d'un manipulateur suspendu utilisé dans l'industrie automobile en tant qu'assistant ergonomique robotisé pour la manutention et l'assemblage de roues sur un véhicule. Si la charge utile est de $8,7 \text{ kg}$ (poids d'une roue de Chevrolet Corvette Z06), on peut faire l'hypothèse que la masse combinée de la charge et de l'effecteur est de 15 kg . Le manipulateur est muni d'un limiteur de force cartésien à trois degrés de liberté pour lequel la gravité est compensée selon la technique présentée à la section 7.4. La force statique maximale est ajustée à $F_{max} = 150 \text{ N}$ afin de respecter la norme ISO 10218-1 (Standard, 2006) en tant que robot collaboratif. La force isotrope atteignable F_{min} est calculée en considérant une architecture Delta optimisée pour être isotrope :

$$F_{min} = \frac{\sqrt{3}}{3} 150 \text{ N} = 86,6 \text{ N}. \quad (7.20)$$

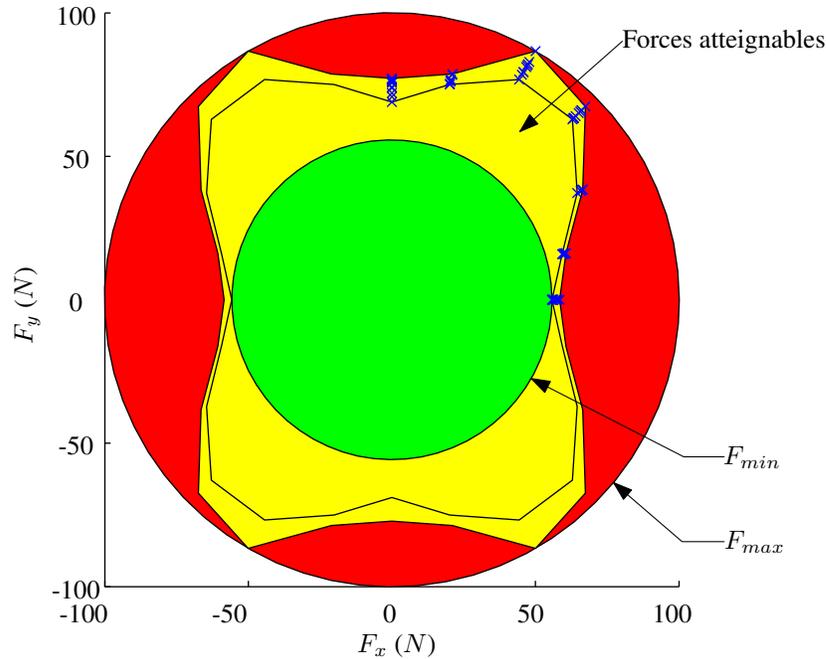


FIG. 7.23 – Polygone des forces atteignables obtenu expérimentalement.

L'accélération isotrope atteignable est donc :

$$a_{iso} = \frac{F_{iso}}{m} = \frac{86,6 \text{ N}}{15 \text{ kg}} = 5,77 \text{ m/s}^2. \quad (7.21)$$

Cela signifie que le robot doit se limiter à ce niveau d'accélération et de décélération afin d'éviter le déclenchement du mécanisme par des forces inertielles. Une telle accélération est cependant bien supérieure à ce qui est requis, permettant d'atteindre 1 m/s en moins de $0,2 \text{ s}$. Il est à noter que l'accélération maximale dépend de la direction. Donc, si des performances supérieures étaient requises, il serait possible d'orienter le mécanisme de sécurité afin de permettre une plus grande accélération dans la direction principale du déplacement. Lors d'une collision à 1 m/s , le freinage avec une décélération de $5,77 \text{ m/s}^2$ permet d'arrêter la base en $0,2 \text{ s}$ sur une distance de $0,1 \text{ m}$. Il faut donc prévoir ce débattement dans le design du limiteur de force cartésien. Cependant, lors d'un arrêt d'urgence, la décélération de la base n'est pas limitée et donc une puissance de freinage plus élevée peut être appliquée afin de réduire la distance d'arrêt et donc la taille du mécanisme de sécurité.

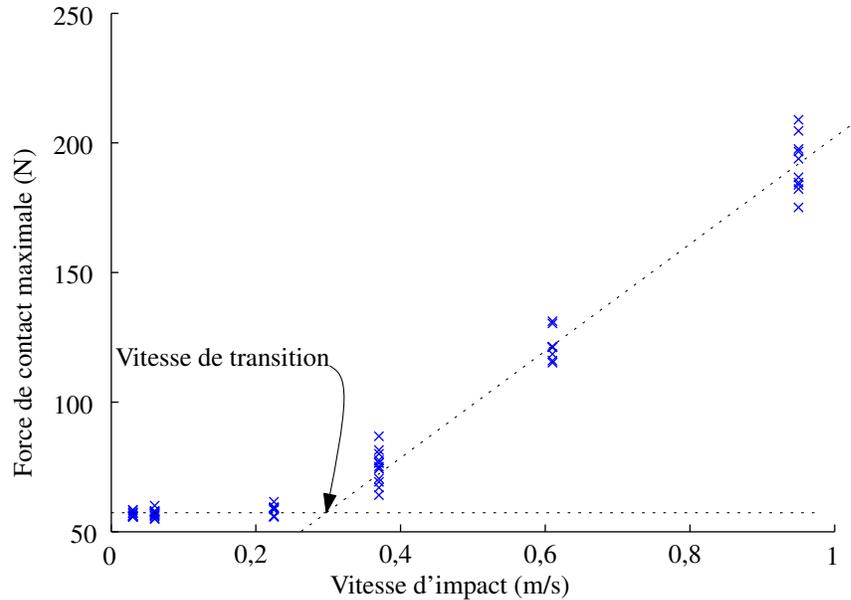


FIG. 7.24 – Force de contact maximale selon la vitesse de collision pour une orientation de 0° .

7.8 Conclusion

Dans ce chapitre, le concept de limiteur de force cartésien est proposé. Ceux-ci sont conçus à partir de mécanismes parallèles dont les actionneurs sont remplacés par des limiteurs de couple. Les limiteurs de force cartésiens sont particulièrement bien adaptés aux robots suspendus puisqu'ils permettent de séparer mécaniquement la base du robot de son effecteur, celle-ci étant dans ce cas la seule composante pouvant entrer en collision avec une personne. Plusieurs architectures de limiteurs de force cartésiens à un, deux ou trois degrés de liberté sont proposées. L'architecture Delta est étudiée de façon plus détaillée car celle-ci permet de couvrir les impacts provenant de toute direction. Cette architecture est optimisée afin de maximiser son débattement et obtenir un espace des forces atteignables optimal de forme cubique. Une méthode permettant la calibration des couples limites est également proposée. Des expérimentations permettant de valider le concept sont présentées. Finalement, un exemple est analysé, montrant la possibilité d'améliorer la sécurité tout en maintenant les performances pour une application réaliste.

Les limiteurs de force cartésiens s'appliquent particulièrement bien à un type précis de robots, c'est-à-dire ceux étant suspendus sur un système de rails. La raison est que pour ces manipulateurs, seule une petite partie (l'effecteur) peut entrer en collision avec une personne. En plaçant le système de sécurité le plus près possible des points de contact potentiels, l'inertie effective lors de la collision est minimisée. Le modèle présenté au chapitre 3 fait d'ailleurs

ressortir le fait qu'une augmentation importante de l'inertie située avant le mécanisme de sécurité¹ n'a presque pas d'effet sur la force de contact maximale lors d'une collision avec coincement. De plus, le fait que l'espace des forces statiquement atteignables soit constant assure que le niveau de sécurité n'est pas affecté par la pose du manipulateur, ce qui constitue un avantage indéniable. Les limiteurs de force cartésiens possèdent donc plusieurs avantages sur les limiteurs de couple placés en série avec les actionneurs d'un robot sériel. Malheureusement, les limiteurs de force cartésiens ne s'appliquent pas aux robots sériels, puisque dans ce cas les collisions peuvent se produire n'importe où sur le manipulateur. Pour ce type de manipulateurs, on préférera donc l'approche présentée dans les chapitres précédents de la thèse.

¹Dans le cas du modèle, il s'agit de l'inertie du moteur tandis qu'ici, on parle plutôt de l'inertie de la base du manipulateur. Du point de vue du modèle, cela ne fait cependant pas de différence.

Chapitre 8

Conclusion

8.1 Principales contributions

Les contributions présentées dans cette thèse sont originales, au meilleur des connaissances de l'auteur. Elles ont fait l'objet de publications dans les comptes-rendus de conférences internationales avec comité de lecture ([Lauzier et al., 2009b](#), [Lauzier et Gosselin, 2010a;b](#); [2011a;b](#)) et sont l'objet d'articles de journaux scientifiques qui sont en cours de préparation au moment du dépôt final de cette thèse. Cette section présente une courte revue des contributions de la thèse.

Dans le chapitre 3, un nouveau modèle de collision est proposé, permettant de comparer les gains de sécurité obtenus avec différents dispositifs de sécurité (utilisés seuls ou en combinaison) pour différents scénarios de collision. À l'aide de ce modèle, des simulations font ressortir que les limiteurs de couple, de façon générale, apportent des gains similaires à des liaisons compliantes sans affecter la commande du robot. Il est également montré que plus l'inertie de l'actionneur est grande, plus l'intérêt du limiteur de couple par rapport à une liaison compliantes est manifeste.

Le chapitre 4 propose deux méthodes permettant d'optimiser les couples limites d'un manipulateur selon la pose. La première utilise le rapport entre les seuils minimum et maximum des forces statiques pouvant être appliquées sur un point de référence à l'effecteur. La seconde méthode calcule les couples limites les plus élevés qui assurent que la force maximale pouvant être appliquée normalement à la surface du manipulateur est égale à une valeur prédéterminée. La surface du manipulateur est représentée par des primitives simples qui permettent la résolution analytique du problème de l'ajustement des couples limites. Des algorithmes sont également proposés qui permettent de déterminer la force atteignable maxi-

male ainsi que les zones sur la surface du manipulateur où une force supérieure à un certain seuil peut être appliquée.

Dans le chapitre 5, un nouvel indice de performance est proposé, calculé comme étant le déterminant de la matrice jacobienne normalisée post-multipliée par sa transposée (la matrice est normalisée en divisant chaque colonne par sa norme euclidienne). Il est montré que cet indice présente plusieurs similarités avec le ratio des seuils minimum et maximum de la force pouvant être appliquée sur un point de référence à l'effecteur. Cependant, le nouvel indice est dérivable en tout point et peut donc être utilisé dans une méthode d'optimisation basée sur le gradient afin d'optimiser la pose ou l'architecture d'un manipulateur.

Dans le chapitre 6, un design de limiteur de couple ajustable est proposé. Quatre prototypes sont fabriqués, calibrés et installés en série avec les actionneurs d'un robot sériel à quatre degrés de liberté. Plusieurs expérimentations sont réalisées afin de valider le concept et d'évaluer les performances obtenues avec les prototypes.

Le chapitre 7 propose de placer des limiteurs de couple à seuils fixes à la place des actionneurs dans une architecture de mécanisme parallèle. Le mécanisme, nommé limiteur de force cartésien, est donc rigide jusqu'à ce que ce qu'une force supérieure à un certain seuil soit appliquée sur son effecteur. La présence de parallélogrammes dans les pattes des architectures proposées assurent que le seuil de force ne soit pas variable en fonction de son point d'application. Les limiteurs de force cartésiens peuvent être installés entre la base et l'effecteur d'un robot suspendu, limitant ainsi les forces statiques atteignables et l'inertie effective lors d'une collision. Des architectures de limiteurs de force cartésiens à un, deux et trois degrés de liberté sont proposées et optimisées.

8.2 Travaux futurs

Plusieurs questions demeurent quant à l'utilisation optimale que l'on peut faire des mécanismes limiteurs de couple afin d'améliorer la sécurité des robots devant interagir avec des humains. De même, il est également nécessaire de déterminer la validité des résultats obtenus. Finalement, il est essentiel de réfléchir à la façon dont pourrait être mise en oeuvre l'approche proposée dans cette thèse dans le cadre d'une application réelle. Cette section se veut une réflexion sur ces interrogations.

Tout au long de la thèse, le critère de la force de contact maximale est utilisé afin de déterminer le niveau de sécurité. Cet indice, tel que vu dans le chapitre 2, est valide pour les blessures de type fracture mais pas nécessairement pour celles de type lacération ou contu-

sion. Tel qu'on peut l'observer à partir des équations fournies par [Park et al. \(2011\)](#) pour des collisions impliquant des tissus mous (par exemple de la peau), la masse effective du robot est un paramètre important de la sévérité des collisions (surtout si la tête est coincée contre un objet rigidement fixé au sol). On peut donc en conclure que les limiteurs de couple, puisqu'ils découplent l'inertie des actionneurs de celles des membrures et réduisent ainsi l'inertie effective du robot, offrent une amélioration de la sécurité similaire pour tous les types de blessure. Cependant, des expérimentations seraient requises afin de valider cette affirmation.

Dans les chapitres 4 et 5, des méthodes sont développées afin d'ajuster les seuils des limiteurs et la pose pour optimiser à la fois la sécurité et les performances. La performance est représentée par la force atteignable isotrope en condition statique, ce qui se justifie en considérant que les tâches de collaboration se déroulent souvent à basse vitesse. Cependant, il n'est pas clair que la sécurité soit bien représentée par la force statique maximale que peut transmettre le manipulateur. En effet, le robot est de façon générale plus dangereux à haute qu'à basse vitesse. Il serait par conséquent préférable de développer une technique de contrôle des couples limites permettant de tenir compte de la dynamique du robot. Cette technique pourrait également être utilisée afin de limiter les vitesses atteignables.

Dans le chapitre 4, une technique est développée afin de calculer les forces pouvant être appliquées normalement à la surface de tout le manipulateur en condition statique. Une décomposition de la surface en primitives (cylindres, parallélogrammes, etc.) est utilisée, ce qui permet de résoudre le problème de façon analytique. Ainsi, les résultats obtenus sont plus précis et nécessitent moins de calculs. Cette approche pourrait être étendue à d'autres problèmes similaires comme le calcul des forces de contact potentielles en condition dynamique ainsi que le calcul des zones sur la surface du manipulateur qui sont suffisamment près d'un objet fixé rigidement au sol pour qu'une personne puisse être coincée entre les deux. Ces méthodes de calcul pourraient être utilisées afin de déterminer si une cellule de travail est sécuritaire ou non. Dans le cas négatif, des mesures pourraient être proposées afin de la rendre sécuritaire, comme le déplacement des obstacles ou du robot, la réduction de l'espace de travail, l'ajout de mécanismes de sécurité, etc.

Une question qui demeure sans réponse est de savoir s'il est préférable, pour un robot sériel, d'utiliser comme mécanismes de sécurité des limiteurs de couple ayant des seuils ajustables ou non. Comme expliqué au chapitre 4, l'utilisation de seuils ajustables permet de mieux contraindre l'espace des forces atteignables. Ainsi, il est possible de s'assurer que la force de contact en condition statique n'excèdera jamais un seuil prédéterminé. Cependant, les limiteurs de couple ayant des seuils ajustables possèdent une masse plus élevée que ceux ayant des seuils fixes, ce qui est contreproductif avec l'objectif principal qui consiste à rendre les robots sécuritaires. De plus, l'ajustement des seuils nécessite des actionneurs et des capteurs qui peuvent faire défaut, compromettant ainsi la fiabilité du système de sécurité.

Les limiteurs de couple ayant un seuil fixe sont, quant à eux, passifs et donc plus fiables. Puis, tel que montré par simulation au chapitre 3, l'utilisation d'un limiteur de couple ayant un seuil égal au couple maximal fourni par l'actionneur permet d'obtenir des gains de sécurité similaires à ceux obtenus par l'utilisation de liaisons compliantes. Une approche plus simple et économique consisterait donc à utiliser des limiteurs de couple avec seuils fixes, restreindre l'espace de travail aux endroits où le seuil de force atteignable maximal (F_{max}) est en dessous d'un certain seuil et limiter les vitesses atteignables afin que la force de contact maximale soit en dessous d'un seuil dynamique. Si une telle approche peut permettre d'atteindre le niveau de sécurité souhaité, celle-ci serait évidemment préférable à l'utilisation de limiteurs de couple avec seuils ajustables. Dans le cas contraire (des robots plus massifs et puissants), l'utilisation de limiteurs de couple avec seuils ajustables serait préférable. Des analyses plus poussées sont cependant requises afin de déterminer dans quels cas l'un ou l'autre est préférable.

Il serait également intéressant d'étudier la possibilité d'utiliser des limiteurs de couple afin d'améliorer la sécurité d'un robot sériel en les plaçant autrement qu'en série avec chaque actionneur. Notamment, l'utilisation d'un nombre de limiteurs de couple supérieur au nombre d'actionneurs pourrait permettre l'absence de singularité statique (aucune force extérieure infinie) malgré la présence de singularités cinématiques. Ce problème est traité brièvement dans la section 5.5.2 pour un exemple simple à deux degrés de liberté. Cependant, dans le cas d'un manipulateur ayant plus de degrés de liberté, une procédure d'optimisation serait requise pour positionner les limiteurs.

Tout au long de la thèse, des limiteurs de couple ayant des seuils symétriques sont considérés. Cependant, la possibilité de régler différemment les seuils minimum et maximum permettrait dans certains cas d'obtenir un meilleur ratio entre les seuils de force. Bien que les limiteurs de couple basés sur la friction ou sur les fluides magnétorhéologiques ne le permettent pas, il est possible d'imaginer des mécanismes de désengagement pour lesquels ce serait le cas.

8.3 Conclusion

En guise de conclusion, il convient de rappeler que la sécurité dans l'interaction physique humain-robot est un sujet d'actualité dans le domaine de la robotique. Durant la mise en oeuvre des travaux liés à cette thèse, c'est-à-dire entre janvier 2008 et juin 2011, plusieurs robots commerciaux désignés par leurs fabricants comme étant sécuritaires ont vu le jour. Entre autres, le *Lightweight robot* (LWR) de Kuka est maintenant commercialisé ([KUKA-Robotics, 2011](#)). La compagnie ABB a également dévoilé récemment son robot concept

Frida qui consiste en un torse muni de deux bras de dimensions humaines qui sont sécuritaires (ABB, 2011). D'autres exemples pourraient être fournis. On pourrait être porté à en conclure que le problème consistant à produire des robots sécuritaires est solutionné et qu'ainsi les contributions de cette thèse s'en trouvent moins pertinentes. Toutefois, en pratique, ces nouveaux robots possèdent des charges utiles relativement faibles et ceux-ci deviendraient probablement moins sécuritaires si celles-ci étaient plus élevées. Il existe toujours une frontière plus ou moins nette à partir de laquelle les robots ne sont pas suffisamment sécuritaires pour interagir physiquement avec des humains. L'approche proposée dans cette thèse vise à repousser cette limite en rendant sécuritaires des manipulateurs qui ne le seraient pas sans mécanismes de sécurité articulaires. L'amélioration de la sécurité des robots est donc un problème qui demeure ouvert. Celui-ci le restera peut-être toujours.

Bibliographie

- ABB. Frida concept robot. <http://www.abb.com/cawp/abbzh254/8657f5e05ede6ac5c1257861002c8ed2.aspx>, juin 2011.
- A. Albu-Schäffer, S. Haddadin, C. Ott, A. Stemmer, T. Wimböck, & G. Hirzinger. The DLR lightweight robot : design and control concepts for robots in human environments. *Industrial Robot : An International Journal*, 34(5) :376–385, 2007.
- Ossur North America. RHEO KNEE brochure. <http://www.ossur.com/lisalib/getfile.aspx?itemid=6996>, juin 2011.
- J. Angeles. *Fundamentals of robotic mechanical systems : theory, methods, and algorithms*. Springer Verlag, 2007. ISBN 0387294120.
- B. Armstrong, O. Khatib, & J. Burdick. The explicit dynamic model and inertial parameters of the PUMA 560 arm. In *Robotics and Automation. Proceedings. 1986 IEEE International Conference on*, volume 3, pages 510–518. IEEE, 1986.
- C. Baradat, V. Arakelian, S. Briot, & S. Guegan. Design and prototyping of a new balancing mechanism for spatial parallel manipulators. *Journal of Mechanical Design*, 130(7), 2008.
- M. Battaglia, L. Blanchet, A. Kheddar, S. Kajita, & K. Yokoi. Combining haptic sensing with safe interaction. *Intelligent Robots and Systems, 2009. IROS 2009. IEEE/RSJ International Conference on*, pages 231 –236, octobre 2009.
- A. Bicchi. Force distribution in multiple whole-limb manipulation. In *Robotics and Automation, 1993 IEEE International Conference on*, pages 196 –201 vol.2, mai 1993.
- A. Bicchi & G. Tonietti. Fast and "soft-arm" tactics [robot arm design]. *Robotics Automation Magazine, IEEE*, 11(2) :22 – 33, juin 2004. ISSN 1070-9932.
- A. Bicchi, M. Peshkin, & E. Colgate. Safety for physical human–robot interaction. In Bruno Siciliano & Oussama Khatib, editors, *Springer Handbook of Robotics*, chapitre 58, pages 1335–1348–1348. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2008. ISBN 978-3-540-23957-4.

- G. Boccadamo, R. Schiavi, S. Sen, G. Tonietti, & A. Bicchi. Optimization and fail-safety analysis of antagonistic actuation for pHRI. pages 109–118. 2006.
- J.D. Carlson. MR fluid technology - commercial status in 2006. In *Proceedings of the 10th International Conference on Electrorheological Fluids and Magnetorheological Suspensions*, pages 389–395, 2006.
- J.D. Carlson. MR fluids and devices in the real world. In *Proceedings of the 9th International Conference on Electrorheological Fluids and Magnetorheological Suspensions*, pages 531–538, 2004.
- J. Choi, S. Park, W. Lee, & S.C. Kang. Design of a robot joint with variable stiffness. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2008)*, pages 1760–1765, 2008.
- A. De Luca, A. Albu-Schäffer, S. Haddadin, & G. Hirzinger. Collision detection and safe reaction with the DLR-III lightweight manipulator arm. In *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2006)*, pages 1623–1630, 2006.
- Alessandro De Luca & Wayne Book. Robots with flexible elements. In Bruno Siciliano & Oussama Khatib, editors, *Springer Handbook of Robotics*, chapitre 14, pages 287–319–319. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2008. ISBN 978-3-540-23957-4.
- A. De Santis, A. Albu-Schäffer, C. Ott, B. Siciliano, & G. Hirzinger. The skeleton algorithm for self-collision avoidance of a humanoid manipulator. In *IEEE/ASME international conference on Advanced intelligent mechatronics*, pages 1–6, 2007.
- A. De Santis, B. Siciliano, A. De Luca, & A. Bicchi. An atlas of physical human-robot interaction. *Mechanism and Machine Theory*, 43(3) :253–270, 2008.
- V. Duchaine & C.M. Gosselin. Investigation of human-robot interaction stability using Lyapunov theory. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2008)*, pages 2189–2194, 2008.
- V. Duchaine, N. Lauzier, M. Baril, M.-A. Lacasse, & C. Gosselin. A flexible robot skin for safe physical human robot interaction. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2009)*, pages 3676–3681, 2009.
- D. Ebert, T. Komuro, A. Namiki, & M. Ishikawa. Safe human-robot-coexistence : emergency-stop using a high-speed vision-chip. In *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2005)*, pages 2923–2928, 2005.
- A. Edsinger & C. C. Kemp. Human-robot interaction for cooperative manipulation : Handing objects to one another. In *The 16th IEEE International Symposium on Robot and Human interactive Communication (RO-MAN 2007)*, pages 1167–1172, 2007.

- O. Eiberger, S. Haddadin, M. Weis, A. Albu-Schäffer, & G. Hirzinger. On joint design with intrinsic variable compliance : derivation of the DLR QA-Joint. In *Robotics and Automation (ICRA), 2010 IEEE International Conference on*, pages 1687–1694. IEEE, 2010.
- R.J. Farris, H.A. Quintero, & T.J. Withrow. Design and simulation of a joint-coupled orthosis for regulating fcs-aided gait. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2009)*, pages 1916–1922, 2009.
- R. Filippini, S. Sen, G. Tonietti, & A. Bicchi. A comparative dependability analysis of antagonistic actuation arrangements for enhanced robotic safety. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2007)*, pages 4349–4354, 2007.
- Dalong Gao & C.W. Wampler. Head injury criterion. *Robotics Automation Magazine, IEEE*, 16(4) :71 –74, décembre 2009. ISSN 1070-9932.
- Manuel Giuliani, Claus Lenz, Thomas Müller, Markus Rickert, & Alois Knoll. Design principles for safety in human-robot interaction. *International Journal of Social Robotics*, 2 : 253–274, 2010. ISSN 1875-4791. 10.1007/s12369-010-0052-0.
- C. Gosselin, X. Kong, S. Foucault, & I. Bonev. A fully decoupled 3-dof translational parallel mechanism. *Proceedings of the 4th Chemnitz Parallel Kinematics Seminar / 2004 Parallel Kinematic Machines International Conference*, pages 595–610, 2004.
- C. Gosselin, V. Duchaine, S. Foucault, T. Laliberté, B. Mayer-St-Onge, & N. Paradis. Development of advanced robotic systems for human augmentation - design of a 4-DOF intelligent assist device. Technical report submitted to General Motors of Canada, 2008.
- S. Haddadin, A. Albu-Schäffer, & G. Hirzinger. Safety evaluation of physical human-robot interaction via crash-testing. *Robotics : Science and Systems Conference (RSS 2007)*, 2007a.
- S. Haddadin, T. Laue, U. Frese, & G. Hirzinger. Foul 2050 : thoughts on physical interaction in human-robot soccer. In *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2007)*, pages 3243–3250, 2007b.
- S. Haddadin, A. Albu-Schäffer, M. Frommberger, & G. Hirzinger. The role of the robot mass and velocity in physical human-robot interaction - part II : Constrained blunt impacts. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2008)*, pages 1339–1345, 2008a.
- S. Haddadin, A. Albu-Schäffer, & G. Hirzinger. The role of the robot mass and velocity in physical human-robot interaction - part I : Non-constrained blunt impacts. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2008)*, pages 1331–1338, 2008b.

- S. Haddadin, A. Albu-Schäffer, M. Frommberger, J. Rossmann, & G. Hirzinger. The “DLR crash report” : Towards a standard crash-testing protocol for robot safety - part I : Results. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2009)*, pages 272–279, 2009a.
- S. Haddadin, A. Albu-Schäffer, M. Frommberger, J. Rossmann, & G. Hirzinger. The “DLR crash report” : Towards a standard crash-testing protocol for robot safety - part II : Discussions. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2009)*, pages 280–287, 2009b.
- S. Haddadin, A. Albu-Schaffer, & G. Hirzinger. Requirements for safe robots : Measurements, analysis and new insights. *The International Journal of Robotics Research*, 28 : 1507–1527, 2009c.
- S. Haddadin, A. Albu-Schaffer, & G. Hirzinger. Safety analysis for a human-friendly manipulator. *International Journal of Social Robotics*, 2(3) :235–252, 2010. ISSN 1875-4791.
- C. Harper & G. Virk. Towards the development of international safety standards for human robot interaction. *International Journal of Social Robotics*, 2010.
- G. Hirzinger, N. Sporer, A. Albu-Schaffer, M. Hahnle, R. Krenn, A. Pascucci, & M. Schedl. DLR’s torque-controlled light weight robot iii-are we reaching the technological limits now? In *Robotics and Automation, 2002. Proceedings. ICRA '02. IEEE International Conference on*, volume 2, pages 1710 – 1716 vol.2, 2002a.
- G. Hirzinger, N. Sporer, A. Albu-Schäffer, M. Hahnle, R. Krenn, A. Pascucci, & M. Schedl. DLR’s torque-controlled light weight robot III-are we reaching the technological limits now? In *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and System, (IROS 2002)*, 2002b.
- N. Hogan. Stable execution of contact tasks using impedance control. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 1987)*, volume 4, pages 1047–1054, 1987.
- I.M. Hutchings. *Tribology Friction and Wear of Engineering Material*. CRC Press, 1992.
- K. Ikuta, H. Ishii, & M. Nokata. Safety evaluation method of design and control for human-care robots. *The International Journal of Robotics Research*, 22(5) :281, 2003. ISSN 0278-3649.
- A. Jafari, N. Tsagarakis, & Caldwell D. Awas-ii : A new actuator with adjustable stiffness based on the novel principle of adaptable pivot point and variable lever ratio. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2011)*, 2011.
- S.-H. Jeong, T. Takahashi, & E. Nakano. A safety service manipulator system : the reduction of harmful force by a controllable torque limiter. In *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2004)*, volume 1, pages 162–167, 2004.

- R. C. Juvinall & K. M. Marshek. *Fundamentals of Machine Component Design (3rd Edition)*. John Wiley & Sons, inc., 1999.
- T. Kikuchi, K. Ikeda, T. Kakehashi, K. Otsuki, & J. Furusho. Development of compact MRF clutch for human-friendly actuator. In *Proceedings CISM-IFTOMM ROMANSY 17 : Robot Design, Dynamics and Control*, pages 359–364, 2008.
- T. Kikuchi, K. Ikeda, K. Otsuki, T. Kakehashi, & J. Furusho. Compact MR fluid clutch device for human-friendly actuator. *Journal of Physics : Conference Series*, 149(1) :012059, 2009.
- T. Kikuchi, K. Otsuki, J. Furusho, H. Abe, J. Noma, M. Naito, & N. Lauzier. Development of a Compact Magnetorheological Fluid Clutch for Human-Friendly Actuator. *Advanced Robotics*, 24(10) :1489–1502, 2010. ISSN 0169-1864.
- B.-S. Kim, J.-J. Park, & J.-B. Song. Double actuator unit with planetary gear train for a safe manipulator. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2007)*, pages 1146–1151, 2007.
- X. Kong & C.M. Gosselin. *Type Synthesis of Parallel Mechanisms*. Springer, 2007.
- KUKA-Robotics. Lightweight robot (LWR). <http://www.kuka-robotics.com/en/products/addons/lwr/>, juin 2011.
- D. Kulić & E. Croft. Pre-collision safety strategies for human-robot interaction. *Autonomous Robots*, 22(2) :149–164, 2007. ISSN 0929-5593.
- M.A. Lacasse, V. Duchaine, & C. Gosselin. Characterization of the electrical resistance of carbon-black-filled silicone : Application to a flexible and stretchable robot skin. In *Robotics and Automation (ICRA), 2010 IEEE International Conference on*, pages 4842–4848. IEEE, 2010.
- T. Laliberté, C. Gosselin, & D. Gao. Closed-loop actuation routings for cartesian scara-type manipulators. In *ASME International Design Engineering Technical Conferences & Computers Information in Engineering Conference (IDETC/CIE'10)*, Montreal, Canada, août 2010. ASME.
- M.A. Laribi, L. Romdhane, S. Zeghloul, M.A. Laribi, L. Romdhane, & S. Zeghloul. Analysis and dimensional synthesis of the delta robot for a prescribed workspace. *Mechanism and Machine Theory*, 42(7) :859 – 870, 2007. ISSN 0094-114X.
- N. Lauzier & C. Gosselin. 3-DOF Cartesian force limiting device based on the delta architecture for safe physical human-robot interaction. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2010)*, 2010a.

- N. Lauzier & C. Gosselin. Series clutch actuators for safe physical human-robot interaction. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2011)*, Shanghai, Chine, Mai 2011a.
- N. Lauzier & C. Gosselin. Performance indices for collaborative serial robots with optimally adjusted series clutch actuators. In *ASME International Design Engineering Technical Conferences & Computers Information in Engineering Conference (IDETC/CIE'10)*, Montreal, Canada, août 2010b. ASME. DETC2010-28217.
- N. Lauzier & C. Gosselin. Towards whole-arm statics. In *ASME International Design Engineering Technical Conferences & Computers Information in Engineering Conference (IDETC/CIE'11)*, accepté, Washington D.C., USA, Août 2011b. ASME. DETC2011-47666.
- N. Lauzier, C. Gosselin, T. Laliberté, & P. Tremblay. Adaptive gravity compensation of decoupled parallel and serial manipulators using a passive hydraulic transmission. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C, Journal of Mechanical Engineering Science*, 223(C12) :2871–2879, 2009a.
- N. Lauzier, M. Grenier, & C. Gosselin. 2 DOF Cartesian force limiting device for safe physical human-robot interaction. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2009)*, pages 253–258, 2009b.
- H.O. Lim & K. Tanie. Human safety mechanisms of human-friendly robots : passive viscoelastic trunk and passively movable base. *The International Journal of Robotics Research*, 19(4) :307, 2000. ISSN 0278-3649.
- Y. Lu, L. Zeng, & G. M. Bone. Multisensor system for safer human-robot interaction. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2005)*, pages 1767–1772, 2005.
- T. Malm, J. Viitaniemi, J. Latokartano, S. Lind, O. Venho-Ahonen, & J. Schabel. Safety of interactive robotics-learning from accidents. *International Journal of Social Robotics*, 2 (3) :221–227, 2010.
- JP Merlet. Jacobian, manipulability, condition number, and accuracy of parallel robots. *Journal of Mechanical Design*, 128 :199, 2006.
- NJ Mills & A. Gilchrist. The effectiveness of foams in bicycle and motorcycle helmets. *Accident ; analysis and prevention*, 23(2-3) :153.
- Yoshihiko Nakamura. *Advanced Robotics : Redundancy and Optimization*. Addison-Wesley Longman Publishing Co., Inc., Boston, MA, USA, 1st edition, 1990. ISBN 0201151987.

- RW Ogden. Large deformation isotropic elasticity-on the correlation of theory and experiment for incompressible rubberlike solids. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, 326(1567) :565–584, 1972.
- M. Okada & S. Kino. Torque transmission mechanism with nonlinear passive stiffness using mechanical singularity. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2008)*, pages 1735–1740, 2008.
- Ortlinghaus. Limiteurs de couple et de sécurité. <http://www.ortlinghaus.com/fr/limiteurs-de-couple-et-de-securite.html>, juin 2011.
- J.-J. Park, B.-S. Kim, J.-B. Song, & H.-S. Kim. Safe link mechanism based on nonlinear stiffness for collision safety. *Mechanism and Machine Theory*, In Press, Corrected Proof, 2007.
- J.-J. Park, Y.-J. Lee, J.-B. Song, & H.-S. Kim. Safe joint mechanism based on nonlinear stiffness for safe human-robot collision. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2008)*, pages 2177–2182, 2008a.
- J.-J. Park, J.-B. Song, & H.-S. Kim. Safe joint mechanism based on passive compliance for collision safety. *Recent Progress in Robotics : Viable Robotic Service to Human*, pages 49–61, 2008b.
- J.-J. Park, H.-S. Kim, & J.-B. Song. Safe robot arm with safe joint mechanism using nonlinear spring system for collision safety. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2009)*, pages 3371–3376, 2009.
- J.-J. Park, S. Haddadin, J.-S. Song, & Alin Albu-Schäffer. Designing optimally safe robot surface properties for minimizing the stress characteristics of human-robot collisions. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2011)*, Shanghai, China, mai 2011.
- Jung-Jun Park & Jae-Bok Song. Collision analysis and evaluation of collision safety for service robots working in human environments. In *Advanced Robotics, 2009. ICAR 2009. International Conference on*, pages 1 –6, juin 2009.
- G.A. Pratt & M. M. Williamson. Series Elastic Actuators. In *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 1995)*, volume 1, pages 399–406, 1995.
- R. T Rockafellar. *Convex analysis*. Princeton University Press, Princeton, NJ, USA, 1970.
- K. Salisbury, W. Townsend, B. Ebrman, & D. DiPietro. Preliminary design of a whole-arm manipulation system (wams). In *Robotics and Automation, 1988. Proceedings., 1988 IEEE International Conference on*, pages 254–260. IEEE, 1988.

- I. Sardellitti, J. Park, D. Shin, & O. Khatib. Air muscle controller design in the distributed macro-mini (DM2) actuation approach. In *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2007)*, pages 1822–1827, 2007.
- R. Schiavi, G. Grioli, S. Sen, & Bicchi A. VSA-II : a novel prototype of variable stiffness actuator for safe and performing robots interacting with humans' In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2008)*, pages 2171–2176, 2008.
- O.A. Shergold, N.A. Fleck, & D. Radford. The uniaxial stress versus strain response of pig skin and silicone rubber at low and high strain rates. *International Journal of Impact Engineering*, 32(9) :1384–1402, 2006.
- J. Shim & D. Mohr. Using split hopkinson pressure bars to perform large strain compression tests on polyurea at low, intermediate and high strain rates. *International Journal of Impact Engineering*, 36(9) :1116–1127, 2009.
- D. Shin, I. Sardellitti, & O. Khatib. A hybrid actuation approach for human-friendly robot design. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2008)*, pages 1747–1752, 2008.
- B. Song & W. Chen. One-dimensional dynamic compressive behavior of EPDM rubber. *Journal of engineering materials and technology*, 125(3) :294–301, 2003.
- L. Sonneborn & F. Van Vleck. The bang-bang principle for linear control systems. *SIAM Journal on Control*, 2 :151–159, 1965.
- I.S.O.R.S. Standard. 10218-1 : 2006. *International Organization for Standardization*, 2006.
- G. Strang. *Linear Algebra and its Applications (Third Edition)*. Thomson Learning, Inc., 1988.
- Stanley Assembly Technologies. A better, more powerful ergonomic arm solution. <http://www.stanleyassembly.com/products/materialhandling/itrolleyrigid.aspx>, juin 2011.
- G. Tonietti, R. Schiavi, & A. Bicchi. Design and control of a variable stiffness actuator for safe and fast physical human/robot interaction. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2005)*, pages 526–531, 2005.
- L.W. Tsai. *Robot analysis : the mechanics of serial and parallel manipulators*. Wiley-Interscience, 1999. ISBN 0471325937.
- ATI Industrial Automation. ATI industrial automation : Robotic collision sensor product description. http://www.ati-ia.com/products/collision_sensor/collision_sensor_description.aspx, juin 2011.

- M. Vermeulen & M. Wisse. Intrinsically safe robot arm : Adjustable statics balancing and low power actuation. *International Journal of Social Robotics*, 2 :275–288, 2010.
- K. Waldron & J. Schmiedeler. *Kinematics*, chapitre 1, pages 9–33. Springer Handbook of Robotics. Springer, 2008a.
- Kenneth Waldron & James Schmiedeler. Kinematics. In Bruno Siciliano & Oussama Khatib, editors, *Springer Handbook of Robotics*, pages 9–33. Springer Berlin Heidelberg, 2008b. ISBN 978-3-540-30301-5.
- S. Wolf & G. Hirzinger. A new variable stiffness design : Matching requirements of the next robot generation. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2008)*, pages 1741–1746, 2008.
- S. Wolf, O. Eiberger, & G. Hirzinger. The dlr fsj : Energy based design of a variable stiffness joint. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2011)*, 2011.
- K.A. Wyrobek, E.H. Berger, H.F.M. Van der Loos, & J.K. Salisbury. Towards a personal robotics development platform : Rationale and design of an intrinsically safe personal robot. In *Proc. of the IEEE Intl. Conf. on Robotics and Automation (ICRA)*, 2008.
- Y. Yamada, Y. Hirasawa, S. Y. Huang, & Y. Umetani. Fail-safe human/robot contact in the safety space. In *5th IEEE International Workshop on Robot and Human Communication*, pages 59–64, 1996.
- Y. Yamada, Y. Hirasawa, S. Huang, Y. Umetani, & K. Suita. Human-robot contact in the safeguarding space. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 2(4) :230–236, 1997.
- T. Yoshikawa. Dynamic manipulability of robot manipulators. In *1985 IEEE International Conference on Robotics and Automation. Proceedings*, volume 2, 1985.
- Lingqi Zeng & G.M. Bone. Design of foam covering for robotic arms to ensure human safety. In *Electrical and Computer Engineering, 2008. CCECE 2008. Canadian Conference on*, pages 001145 –001150, may 2008.
- M. Zinn, O. Khatib, B. Roth, & J. K. Salisbury. Playing it safe [human-friendly robots]. *Robotics & Automation Magazine, IEEE*, 11(2) :12–21, 2004a.
- M. Zinn, O. Khatib, B. Roth, & J.K. Salisbury. Playing it safe [human-friendly robots]. *Robotics Automation Magazine, IEEE*, 11(2) :12 – 21, june 2004b. ISSN 1070-9932.
- M. Zinn, B. Roth, O. Khatib, & J.K. Salisbury. A new actuation approach for human friendly robot design. *The international journal of robotics research*, 23(4-5) :379, 2004c. ISSN 0278-3649.

- Z. Zyada, Y. Hayakawa, & S. Hosose. Kinematic analysis of a two-link object for whole arm manipulation. In *Proceedings of the 9th WSEAS international conference on Signal processing, robotics and automation*, pages 139–145. World Scientific and Engineering Academy and Society (WSEAS), 2010.