UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE
Faculté de génie
Département de génie mécanique

CONCEPTION ET ÉVALUATION D'ACTIONNEURS À EMBRAYAGES MAGNÉTORHÉOLOGIQUES POUR LA ROBOTIQUE COLLABORATIVE

Thèse de doctorat
Spécialité génie mécanique

Catherine VÉRONNEAU

Jury : Jean-Sébastien PLANTE (directeur)
Alexandre GIRARD (co-directeur)
Alexis LUSSIER DESBIENS
Mathieu PICARD
Clément GOSSELIN

Sherbrooke (Québec) Canada Septembre 2021

RÉSUMÉ

La robotique collaborative se démarque de la robotique industrielle par sa sécurité dans le but de travailler en collaboration avec les humains. Toutefois, la majorité des robots collaboratifs sériels reposent sur un actionnement à haut ratio de réduction, ce qui augmente considérablement la masse reflétée à l'effecteur du robot, et donc, nuit à la sécurité. Pour pallier cette masse reflétée et maintenir un seuil minimal de sécurité, les vitesses d'opération sont abaissées, nuisant ainsi directement à la productivité des entreprises. Afin de minimiser la masse reflétée à l'effecteur, les masses des actionneurs ainsi que leur inertie reflétée doivent être minimisés. Les embrayages à fluide magnétorhéologique (MR) maintenus en glissement continus découplent l'inertie provenant de la source de puissance, souvent un moteur et un réducteur, offrant ainsi un actionneur possédant un haut rapport couple-inertie. Toutefois, les embrayages MR, utilisés de façon antagoniste, ajoutent des composantes à l'actionneur ce qui réduit la densité de couple, et donc, augmente la masse reflétée à l'effecteur du robot. Certains actionneurs MR [1–3] ont été développés, mais leur basse densité de couple contrebalance leur faible inertie lorsqu'utilisés comme actionneurs aux articulations de robots collaboratifs sériels. Cette constatation a mené à ma question de recherche : *Comment profiter de la faible inertie des actionneurs MR pour maximiser les performances dynamiques des robots collaboratifs sériels?*

L'objectif de ce projet de recherche vise donc à étudier le potentiel des embrayages MR en robotique collaborative. Pour ce faire, deux architectures MR sont développées et testées expérimentalement. La première architecture consiste en une articulation robotisée modulaire comportant des embrayages MR en glissement continu et possédant un rapport couple/masse et une taille équivalente à l'actionneur d'*Universal Robots (UR)* de couple égal, mais possédant un rapport couple/inertie 150 fois supérieur. À l'intérieur de l'articulation, deux chaines de puissance (2 moteurs et 2 embrayages MR) indépendantes se rejoignent à la sortie du joint offrant ainsi une redondance et augmentant la densité de couple comparativement à une architecture standard (1 moteur pour 2 embrayages MR).

La deuxième architecture étudiée consiste en un actionnement délocalisé du robot où les embrayages MR sont situés à la base du robot et une transmission hydrostatique à membranes déroulantes achemine la puissance aux articulations. Cette architecture a été testée expérimentalement dans un contexte de bras robotisé surnuméraire. Contrairement à l'articulation MR, cette architecture n'offre pas une modularité habituellement recherchée en robotique sérielle, mais offre la possibilité de réduire l'inertie de la structure avec la délocalisation de l'actionnement.

Finalement, les deux architectures développées ont été comparées à une architecture standard (haut ratio avec réducteur harmonique) afin de situer le potentiel du MR en robotique collaborative. Cette analyse théorique a démontré que pour un robot collaboratif sériel à 6 degrés de liberté, les architectures MR ont le potentiel d'accélérer 6 et 3 fois plus (respectivement) que le robot standard d'*UR*, composé d'actionneurs à hauts ratios.

Mots clés : Robotique collaborative, actionneurs, embrayages magnétorhéologiques, densité de couple, inertie

À mes parents, à Mayanne et à
mes deux chats (Isaac et Newton)
qui ont contribué à leur façon à
cette thèse.

REMERCIEMENTS

Ce projet de doctorat aura été marqué par le support incroyable de mes deux co-directeurs Jean-Sébastien Plante et Alexandre Girard. Vos conseils et idées folles auront su m'inspirer non seulement pour mon doctorat, mais ma future carrière.

J'aimerais également remercier les autres membres du jury, professeurs Alexis Lussier Desbiens, Mathieu Picard et Clément Gosselin. Votre expertise et vos commentaires ont été grandement appréciés.

Un énorme merci aux professeurs de Créatek qui ont tous apporté leur grain de sel quand j'en avais besoin.

Je tiens à remercier le Conseil de Recherches en Sciences Naturelles et en Génie (CRSNG) pour son appui financier, fort apprécié, par le programme de bourses Vanier. Un merci tout spécial à CoRoM, autant pour son appui financier que pour m'avoir fait découvrir d'autres aspects de la robotique collaborative.

Clin d'œil à tous les *tripeux/tripeuses* de Créatek, Jeff, LP, Math, Francis, et les 50 autres. J'aimerais également remercier l'équipe d'Exonetik pour son support tout au long de mes études.

Un merci tout particulier à ma famille, plus particulièrement mes parents, Marie-France et Steeve, qui croient continuellement en moi, et ce, depuis la toute première année primaire, en passant par mes concerts de piano, jusqu'à mon doctorat.

Finalement, je ne saurais comment remercier la femme de ma vie, Marianne, qui a su me montrer comment repousser mes limites et me sortir de mes vieilles pantoufles !

TABLE DES MATIÈRES

CHAPITRE 1. INTRODUCTION 1

1.1. MISE EN CONTEXTE 1

1.2. PROBLÉMATIQUE 2

1.3. DÉFINITION DU PROJET DE RECHERCHE ET ARCHITECTURES À L'ÉTUDE 5

1.4. OBJECTIFS 7

1.4.1. Objectif principal 7

1.4.2. Objectifs secondaires 7

1.5. CONTRIBUTIONS 7

1.6. PLAN DU DOCUMENT 9

CHAPITRE 2. LES PRINCIPAUX DÉFIS MÉCANIQUES EN ROBOTIQUE COLLABORATIVE 10

2.1. LA ROBOTIQUE COLLABORATIVE : D'ABORD ET AVANT TOUT UNE QUESTION D'INTERACTION PHYSIQUE HUMAIN-ROBOT 10

2.2. LES ACTIONNEURS 12

2.2.1. Moteur couplé à un réducteur 14

2.2.2. Actionneurs découplés 19

2.3. LES TOPOLOGIES DE COBOTS SÉRIELS 22

2.4. CONCLUSION 24

CHAPITRE 3. ACTIONNEURS AUX ARTICULATIONS ET RÉDUCTION À ENGRENAGES 26

3.1. AVANT-PROPOS 26

3.2. ABSTRACT 29

3.3. INTRODUCTION 29

3.3.1. Background 30

3.3.2. Approach 32

3.4. MR ROBOTIC ACTUATOR 33

3.4.1. Mechanical Design 33

3.4.2. Proof-of-Concept Prototype 36

3.5. CONTROLLER DESIGN 38

3.5.1. Modeling and Torque Distribution 38

3.5.2. Torque and Slippage Control 40

3.6. EXPERIMENTAL VALIDATION AND DISCUSSION 42

3.6.1. Characterization 43

3.6.2. Torque Control Validation *45*
3.6.3. Position Control and Mode Transition *47*
3.6.4. Summary *49*
3.6. CONCLUSION 49

CHAPITRE 4. EMBRAYAGES MR DÉLOCALISÉS 51

4.1. AVANT-PROPOS 51
4.2. ABSTRACT 54
4.3. INTRODUCTION 55
4.4. MECHANICAL DESIGN 59
4.4.1. Overview *59*
4.4.2. MR-Hydrostatic Actuation Design and Performances *61*
4.4.3. Gripper Design and Performances *65*
4.5. EXPERIMENTAL RESULTS 67
4.5.1. Experimental Setup *67*
4.5.2. Impedance Controller *68*
4.5.3. Controller Tracking Performances *69*
4.5.4. Maximal Speed *70*
4.5.5. Applications *71*
4.6. CONCLUSION 73

CHAPITRE 5. COMPARAISON DES ARCHITECTURES 74

5.1. ARCHITECTURES À L'ÉTUDE ET MÉTRIQUES UTILISÉES 76
5.2. LOIS D'ÉCHELLE UTILISÉES 79
5.3. INFLUENCE DES RATIOS DE RÉDUCTION POUR UNE ARTICULATION ROBOTISÉE DE 30 NM 80
5.4. INFLUENCE DES RATIOS DE RÉDUCTION ET DE DÉLOCALISATION D'UN ROBOT PLAN À 2 DDLS 83
5.4.1. Effet de R, $R2$ et β sur les masses reflétées *87*
5.4.2. Ratio d'accélération α *89*
5.4.3. Ratio de vitesse SR *92*
5.4.4. Conclusion de l'analyse à 2 DDLs *95*
5.5. ÉTUDE DE CAS : ROBOT 6 DDLS 96
5.6. CONCLUSION 103

CHAPITRE 6. CONCLUSION 106

6.1. SOMMAIRE 106
6.2. CONTRIBUTIONS 108

6.3. TRAVAUX FUTURS 109

ANNEXE A. DIMENSIONNEMENT ARCHITECTURE A (1DDL) 111

ANNEXE B. DIMENSIONNEMENT ARCHITECTURE B (1DDL) 114

ANNEXE C. DIMENSIONNEMENT ARCHITECTURE C (1DDL) 118

ANNEXE D. LOIS D'ÉCHELLE EMPIRIQUES D'UN EMBRAYAGE MR 121

ANNEXE E. MASSES ET INERTIE DES MEMBRURES POUR ANALYSE À 2 DDLS 122

ANNEXE F. CINÉMATIQUE, MASSES ET INERTIES POUR ANALYSE À 6 DDLS 125

LISTE DES RÉFÉRENCES 131

LISTE DES FIGURES

FIGURE 1-1. COBOT EN ÉTROITE COLLABORATION AVEC UN OPÉRATEUR. CRÉDIT PHOTO : UNIVERSAL ROBOTS® 2

FIGURE 1-2. COMPROMIS FONDAMENTAL ENTRE L'INERTIE DE SORTIE ET LA MASSE DES ACTIONNEURS À HAUTS RATIOS DE RÉDUCTION. CAS DE FIGURE D'UN MOTEUR KBM [11] COUPLÉ À UN RÉDUCTEUR HARMONIQUE [12]. 3

FIGURE 1-3. A) ACTIONNEURS CONVENTIONNELS (MOTEUR + RÉDUCTEUR HARMONIQUE) UTILISÉS DANS LA MAJORITÉ DES COBOTS COMMERCIALISÉS, TELS QUE LES ROBOTS D'UR. B) ARCHITECTURE MODULAIRE ET LOCALISÉE AUX ARTICULATIONS DU ROBOT UTILISANT DES ACTIONNEURS MR. C) ARCHITECTURE DÉLOCALISÉE UTILISANT DES EMBRAYAGES MR ET UNE TRANSMISSION HYDROSTATIQUE. 6

FIGURE 2-1. REQUIS MÉCANIQUES ET IMPLICATIONS DES LIÉS AUX COBOTS. 12

FIGURE 2-2. DIFFÉRENTS ACTIONNEURS UTILISÉS EN ROBOTIQUE COLLABORATIVE COMPARÉS SELON LEUR DENSITÉ DE COUPLE ET LEUR RAPPORT COUPLE-INERTIE. 13

FIGURE 2-3. SCHÉMATISATION D'UN ROBOT PARALLÈLE UTILISANT DES MOTEURS À ENTRAINEMENT DIRECT [24] 15

FIGURE 2-4. A) ROBOT BLUE AVEC ENTRAINEMENT À COURROIES (RATIO 7:1) [28], B) ROBOT WAM À CÂBLES [15,29], C) ROBOT MOBILE CHEETAH DU MIT (RATIO 5.8:1) [27] 17

FIGURE 2-5. ACTIONNEURS À DEUX RATIOS DE RÉDUCTION A)[39], B)[42] ET C)[43] 19

FIGURE 2-6. COBOTS SÉRIELS DE RETHINK ROBOTICS : BAXTER (GAUCHE) ET SAWYER (DROITE) [13] 20

FIGURE 2-7. A) BRAS ROBOTISÉ SÉRIEL À 5 DDLS [3] UTILISANT DES EMBRAYAGES MR ANTAGONISTES AUX ARTICULATIONS. B) ARTICULATION ROBOTISÉE UTILISANT DES EMBRAYAGES MR ANTAGONISTES [1]. 22

FIGURE 2-8. DIFFÉRENTES TOPOLOGIES DE COBOTS. A) ACTIONNEURS SITUÉS AUX ARTICULATIONS. B) ACTIONNEURS SITUÉS À LA BASE. C) APPROCHE MACRO-MINI 23

FIGURE 2-9. ACTIONNEURS DÉLOCALISÉS ET TRANSMISSION HYDROSTATIQUE À MEMBRANES DÉROULANTES [52] 24

FIGURE 3-1. UNIVERSAL ROBOTS JOINT (SIZE 1) DELIVERING 28 NM (LEFT) AND THE PROPOSED JOINT BASED ON HYBRID MR CLUTCHES (RIGHT) 33

FIGURE 3-2. PROPOSED ARCHITECTURE USING TWO MR POWER CHAINS. A) SCHEMATIC VIEW OF BOTH POWER CHAINS WHERE THE INERTIA FROM GEARED MOTORS (BLUE) IS NOT REFLECTED AT THE OUTPUT WHEN MR CLUTCHES ARE IN SLIPPAGE. B) DETAILED VIEW OF THE JOINT SHOWING BOTH MOTORS, MR CLUTCHES, GEARING AND ENCODER. 35

FIGURE 3-3. SECTIONAL VIEW OF ONE MR CLUTCH USED IN THE PROPOSED ROBOTIC JOINT. A CURRENT PASSES THROUGH THE COIL CREATING A MAGNETIC FLUX THAT GENERATES YIELD STRESS. THIS CHANGE IN YIELD STRESS (OR APPARENT VISCOSITY) ALLOWS TO MODULATE THE OUTPUT TORQUE FROM THE INPUT AND OUTPUT DRUMS. 38

FIGURE 3-4. MODELING OF THE SYSTEM WHEN MR CLUTCHES ARE IN SLIPPAGE (LEFT) AND IN NON-SLIPPAGE CONDITION (RIGHT). THE DIRECTION OF ALL TORQUE INPUTS CAN BE POSITIVE OR NEGATIVE DEPENDING ON THE DESIRED OUTPUT TORQUE. 39

FIGURE 3-5. TORQUE DISTRIBUTION BETWEEN THE POWER CHAINS FOR A DESIRED OUTPUT TORQUE. 39

FIGURE 3-6. OVERALL IMPEDANCE CONTROL ARCHITECTURE FOR THE PROPOSED MR JOINT. 40

FIGURE 3-7. EXPERIMENTAL SETUP USED TO VALIDATE PERFORMANCES OF THE MR JOINT. B) JIG BLOCKING MR CLUTCH INPUT GEARS TO ASSESS JOINT STIFFNESS. 43

FIGURE 3-8. TORQUE-CURRENT EXPERIMENTAL RELATION AND THE ASSOCIATED 4TH ORDER POLYNOMIAL FIT. 44

FIGURE 3-9. BACKDRIVING TORQUE AT 1 HZ (90˚/S MAX SPEED) FOR DIFFERENT CASES: (1) SLIPPAGE CONDITION MODE WITH FRICTION COMPENSATION AND SLIP SPEED FEEDBACK; (2) SLIPPAGE CONDITION WITH CONSTANT 2000 RPM MOTOR SPEED AND (3) NON-SLIPPAGE CONDITION WITH FRICTION COMPENSATION. 46

FIGURE 3-10. OPEN-LOOP TORQUE FIDELITY (WITH FRICTION COMPENSATION) FOR A -30 NM TO 30 NM 10 S RAMP WITH BLOCKED OUTPUT: MEASURED TORQUE VS REFERENCE (LEFT), TORQUE ERROR (UP-RIGHT) AND MOTORS SPEED (DOWN-RIGHT)..... 46

FIGURE 3-11. BLOCKED OUTPUT TORQUE FREQUENCY RESPONSE OF THE MR JOINT FOR THE NON-SLIPPAGE CONDITION AND FOR DIFFERENT SLIPPAGE SPEED COMMANDS..... 47

FIGURE 3-12. POSITION CONTROL OF THE JOINT: JOINT OUTPUT POSITION WITH REFERENCE (ABOVE) AND POSITION ERROR (BELOW). THE CONTROLLER IS SWITCHED FROM SLIPPAGE CONDITION (UNSHADED) TO NON-SLIPPAGE CONDITION (SHADED) DURING THE TEST. 48

FIGURE 4-1. A) JAMBE ROBOTISÉE SURNUMÉRAIRE UTILISANT UN ACTIONNEMENT MR DÉLOCALISÉ HYDROSTATIQUE [76] ET B) EXOSQUELETTE DE CHEVILLE UTILISANT UN ACTIONNEMENT MR DÉLOCALISÉ HYDROSTATIQUE [77]..... 52

FIGURE 4-2. PROPOSED 3-DOF SUPERNUMERARY ROBOTIC ARM ON A USER. ONLY THE ARM (SLAVE PART) IS SHOWN. 58

FIGURE 4-3. THREE POSSIBLE WAYS TO BRING THE POWER TO THE SUPERNUMERARY ROBOTIC ARM. A) THE ACTUATION IS FIXED IN A WALL. B) A ROLLING VEHICLE CARRIES THE ACTUATION. C) PORTABLE ACTUATION LOCATED IN USER'S BACK. 58

FIGURE 4-4. PROPOSED SRL WORKSPACE. THE ARM IS DESIGNED TO NEVER TOUCH USER'S HEAD..... 60

FIGURE 4-5. SRL KINEMATICAL DESCRIPTION WITH DH PARAMETERS. 61

FIGURE 4-6. MR-HYDROSTATIC ACTUATION USED TO ACTUATE ONE ROBOT JOINT. THE SYSTEM IS COMPOSED OF A POWER-UNIT (ONE PER ROBOT JOINT) WHICH IS COMPOSED OF ONE ELECTRICAL MOTOR, TWO MR CLUTCHES THAT TRANSMIT THE TORQUE TO TWO BALL SCREWS. BALL NUTS PRESSURIZES TWO MASTER CYLINDER THAT PROVIDES THE HYDROSTATIC PRESSURE TO TWO SLAVE CYLINDERS OF THE ROBOT JOINT. PRESSURE DIFFERENTIAL BETWEEN THE SLAVE CYLINDERS PRODUCES JOINT TORQUE..... 62

FIGURE 4-7. BACKDRIVING TORQUES TOOK AT THE ELBOW JOINT. AN INDIVIDUAL MANUALLY BACKDRIVES THE ARM AND THE END-EFFECTOR FORCE IS RECORDED AT THREE LEVEL OF ELBOW TORQUE (0, 8.5 AND 17 NM)..... 64

FIGURE 4-8. OPEN-LOOP FORCE-BANDWIDTH BETWEEN THE INPUT TORQUE IN A MR CLUTCH AND THE END-EFFECTOR FORCE. SOLID LINES SHOW THE FREQUENCY RESPONSE OF THE BLOCKED ELBOW JOINT AND DASHED LINES, THE FREQUENCY RESPONSE OF A GRIPPER'S BLOCKED FINGER. 65

FIGURE 4-9. A) RENDER OF THE SOFT GRIPPER HOLDING A TUBE AND B) PICTURE OF A FINGER SHOWING PRINCIPAL PARTS..... 66

FIGURE 4-10. QUASI-STATIC RELATION BETWEEN THE PRESSURE IN THE HYDROSTATIC TRANSMISSION AND THE TIP-FORCE FOR EACH FINGER OF THE GRIPPER. 67

FIGURE 4-11. EXPERIMENTAL SETUP COMPOSED OF THE SRL ON A HUMAN, THE POWER-UNITS, THE ELECTRIC BOX AND THE REMOTE MASTER ARM. 68

FIGURE 4-12. PLANT MODEL OF THE IMPEDANCE CONTROLLER USED FOR TELEOPERATION 69

FIGURE 4-13. THREE-DIMENSIONAL POSITION TRACKING DURING TELEOPERATION AND WITH THE IMPEDANCE CONTROLLER... 70

FIGURE 4-14. TYPICAL ANGULAR SPEEDS OF THE SRL. 71

FIGURE 4-15. VARIETY OF TELEOPERATION APPLICATIONS WITH A SRL. A,B) VEGETABLES PICKING, C) PAINTING ON A WALL, D) WASHING A WINDOW, E,F) GIVING TOOLS TO A WORKER AND G) PLAYING BADMINTON. 72

FIGURE 5-1. A) ARCHITECTURE MODULAIRE COMPOSÉE D'UN MOTEUR ÉLECTRIQUE ET D'UN RÉDUCTEUR HARMONIQUE. B) ARCHITECTURE MODULAIRE AVEC EMBRAYAGES MR ET ENGRENAGES. C) ARCHITECTURE DÉLOCALISÉE AVEC EMBRAYAGES MR ET TRANSMISSION HYDROSTATIQUE..... 74

FIGURE 5-2. ANALYSES EFFECTUÉES DANS CE CHAPITRE. CHAQUE ANALYSE COMPORTE SES VARIABLES D'ENTRÉE ET SES MÉTRIQUES DE PERFORMANCES..... 76

FIGURE 5-3. SCHÉMATISATION SIMPLIFIÉE DES ARCHITECTURES D'ACTIONNEURS À L'ÉTUDE. ARCHITECTURE A : MOTEUR COUPLÉ À UN RÉDUCTEUR HARMONIQUE (RÉFÉRENCE). ARCHITECTURE B : ACTIONNEUR MR À DEUX CHAÎNES DE PUISSANCE ET

LOCALISÉ AUX ARTICULATIONS. ARCHITECTURE C : ACTIONNEUR MR DÉLOCALISÉ AVEC TRANSMISSION HYDROSTATIQUE. 78

FIGURE 5-4. VARIABLES ET MÉTRIQUES DE PERFORMANCES POUR L'ANALYSE À 1 DDL..... 80

FIGURE 5-5. ÉVOLUTION DE LA MASSE ET DE L'INERTIE DE SORTIE DES ARCHITECTURES ANALYSÉES EN FONCTION DE R (POUR ARCHITECTURES A ET B) ET $R2$ (POUR ARCHITECTURE B)..... 82

FIGURE 5-6. VARIABLES ET MÉTRIQUES DE PERFORMANCES POUR L'ANALYSE D'UN ROBOT PLAN À 2 DDLS. 83

FIGURE 5-7. ROBOT PLAN À DEUX DDLS (R-R) SIMPLIFIÉ POUR L'ANALYSE. 84

FIGURE 5-8. MASSES REFLÉTÉES DES ARCHITECTURES A, B ET C PROVENANT DES DIFFÉRENTES SOURCES (MASSE DES ACTIONNEURS, MASSES DES MEMBRURES ET INERTIES DES ACTIONNEURS) EN FONCTION DE R (GAUCHE), $\mathrm{R2}$ (MILIEU) ET B (DROITE). GAUCHE : $\mathrm{R2} = 20$ ET $\mathrm{B} = 0.35$. MILIEU : $\mathrm{R} = 100$ ET $\mathrm{B} = 0.35$. DROITE : $\mathrm{R} = 100$ ET $\mathrm{R2} = 20$. 87

FIGURE 5-9. RATIO D'ACCÉLÉRATION DE L'ARCHITECTURE B LORSQUE A) $\mathrm{R2}$ = 1, B) $\mathrm{R2}$ = 20, C) $\mathrm{R2}$ = 40 ET D) $\mathrm{R2}$ = 80 EN FONCTION DU RATIO DE RÉDUCTION TOTAL (R) ET DU RATIO DE DÉLOCALISATION (B). 91

FIGURE 5-10. RATIO D'ACCÉLÉRATION (A) DE L'ARCHITECTURE C EN FONCTION DU RATIO DE RÉDUCTION TOTAL DE L'ARCHITECTURE A (R) ET DU RATIO DE DÉLOCALISATION (B)..... 92

FIGURE 5-11. RATIO DE VITESSE DE L'ARCHITECTURE B (COLLISION AVEC LA JAMBE D'UN HUMAIN) LORSQUE $\mathrm{R2}$ = 1 (GAUCHE), $\mathrm{R2}$ = 20 (MILIEU) ET $\mathrm{R2} \geq 40$ (DROITE) EN FONCTION DU RATIO DE TRANSMISSION TOTAL (R) ET DU RATIO DE DÉLOCALISATION (B). 93

FIGURE 5-12. RATIO DE VITESSE DE L'ARCHITECTURE B (COLLISION AVEC LA MAIN D'UN HUMAIN) LORSQUE $\mathrm{R2}$ = 1 (GAUCHE), $\mathrm{R2}$ = 20 (MILIEU) ET $\mathrm{R2} \geq 40$ (DROITE) EN FONCTION DU RATIO DE TRANSMISSION TOTAL (R) ET DU RATIO DE DÉLOCALISATION (B). 94

FIGURE 5-13. RATIO DE VITESSE DE L'ARCHITECTURE C (COLLISION AVEC LA JAMBE (GAUCHE) ET LA MAIN (DROITE) D'UN HUMAIN) EN FONCTION DU RATIO DE TRANSMISSION TOTAL (R) ET DU RATIO DE DÉLOCALISATION (B)..... 94

FIGURE 5-14. ANALYSE DES PERFORMANCES DES 3 ARCHITECTURES DANS UN CONTEXTE DE COBOT SÉRIEL À 6 DDLS. 1M DE POSES ET DE VECTEURS UNITAIRE DE VITESSES CARTÉSIENNE SONT GÉNÉRÉS COMME INTRANT. LES 3 MÉTRIQUES, A, SR, ET F SONT UTILISÉES POUR COMPARER LES ARCHITECTURES. 96

FIGURE 5-15. EXEMPLE DE GRAPHIQUE À BARRES REPRÉSENTANT LES 4 QUARTILES D'UNE DISTRIBUTION, LA MÉDIANE ET LES DONNÉES ABERRANTES. 99

FIGURE 5-16. MASSES REFLÉTÉES À L'EFFECTEUR DES 3 ARCHITECTURES. POUR CHACUNE DES 3 ARCHITECTURE, LES TROIS BARRES REPRÉSENTENT LA MASSE REFLÉTÉE TOTALE, PUIS, CELLE PROVENANT DE L'INERTIE INTRINSÈQUE DES ACTIONNEURS ET FINALEMENT, CELLE PROVENANT DE LA STRUCTURE (MASSES DES ACTIONNEURS ET MASSES DES MEMBRURES DE LA STRUCTURE). LA CHARGE UTILE EST NULLE. 100

FIGURE 5-17. RATIOS D'ACCÉLÉRATION (A) DES ARCHITECTURES B ET C POUR UN COBOT SÉRIEL À 6 DDLS EN FONCTION DE 3 CHARGES UTILES DIFFÉRENTS : 0, 2.5 ET 5 KG. 101

FIGURE 5-18. RATIOS DE VITESSE (SR) DES ARCHITECTURES B ET C POUR UN COBOT SÉRIEL À 6 DDLS LORSQUE COLLISION AVEC LA MAIN (GAUCHE) ET AVEC LA JAMBE (DROITE), EN FONCTION DE 3 CHARGES UTILES DIFFÉRENTS : 0, 2.5 ET 5 KG. .. 102

FIGURE 5-19. RIGIDITÉ DE L'EFFECTEUR (EN KN/M) DES ARCHITECTURES A, B ET C DANS UN CONTEXTE DE COBOT SÉRIEL À 6 DDLS..... 103

FIGURE 6-1. ACTIONNEURS MR DÉVELOPPÉS DANS LE CADRE DE CE PROJET DE RECHERCHE. A) ARTICULATION ROBOTISÉE MODULAIRE ET POSSÉDANT DEUX CHAINES DE PUISSANCE ET B) ACTIONNEUR MR DÉLOCALISÉ ET TRANSMISSION HYDROSTATIQUE. 107

LISTE DES TABLEAUX

TABLE 3-1. MR JOINT PRINCIPAL SPECIFICATIONS COMPARED TO THE EQUIVALENT UR JOINT SIZE 1 [18,73] 37

TABLE 3-2. MR JOINT PERFORMANCES COMPARED TO UR JOINT SIZE 1 [12,18,73] 49

TABLE 4-1. PRINCIPAL CHARACTERISTICS OF THE PROPOSED 3-DOF SRL 60

TABLE 4-2. MR-HYDROSTATIC POWER-UNIT SPECIFICATIONS AND PERFORMANCES 63

TABLEAU 5-1.LOIS D'ÉCHELLE RELIANT LA MASSE ET L'INERTIE DE COMPOSANTES MÉCANIQUES AUX COUPLES NOMINAUX [121] 79

TABLEAU 5-2. PARAMÈTRES DE RÉFÉRENCE DES TROIS ARCHITECTURES D'ACTIONNEURS À L'ÉTUDE POUR L'ANALYSE À 1 DDL. 81

TABLEAU A 1. SPÉCIFICATIONS DU MOTEUR ÉLECTRIQUE SANS BALAI ET DU RÉDUCTEUR HARMONIQUE DE RÉFÉRENCE POUR L'ANALYSE DIMENSIONNELLE DE L'ARCHITECTURE A..... 111

TABLEAU B 1. SPÉCIFICATIONS DU MOTEUR ÉLECTRIQUE, DES EMBRAYAGES MR ET DES ENGRENAGES UTILISÉS DANS L'ARCHITECTURE B (CHAPITRE 3) POUR L'ANALYSE DIMENSIONNELLE DE L'ARCHITECTURE B..... 114

TABLEAU C 1. DONNÉES DE RÉFÉRENCES DE L'ARCHITECTURE C NÉCESSAIRES POUR CALCULER L'INERTIE REFLÉTÉE..... 119

TABLEAU F 1. PARAMÈTRES DH DU COBOT UR5 [120]..... 125

TABLEAU F 2. VALEURS D'INERTIE REFLÉTÉES DES ACTIONNEURS POUR CHACUNE DES ARCHITECTURES A, B ET C..... 127

TABLEAU F 3. MASSES, CENTRES DE MASSE ET INERTIES DE L'ARCHITECTURE A (COBOT UR5) [123,124] 128

TABLEAU F 4. MASSES, CENTRES DE MASSE ET INERTIES DE L'ARCHITECTURE B (MR MODULAIRE)..... 128

TABLEAU F 5. MASSES, CENTRES DE MASSE ET INERTIES DE L'ARCHITECTURE C (MR DÉLOCALISÉ) 128

TABLEAU F 6. RIGIDITÉS ANGULAIRES UTILISÉS POUR CHACUNE DES ARCHITECTURES..... 129

NOMENCLATURE

Il convient d'établir la notation utilisée tout au long de ce présent document. Les scalaires sont représentés par des lettres en caractères normaux (majuscules ou minuscules). Les vecteurs sont représentés par des lettres minuscules en caractères gras, et les matrices, par des lettres majuscules en caractères gras. Ainsi, la matrice Jacobienne $\boldsymbol{J}$ d'un robot pourrait multiplier un vecteur vitesse $\mathbf{v}$, de module v.

LISTE DES ACRONYMES

Acronyme	Définition
DDL	Degré De Liberté
MR	Magnétorhéologique
UR	*Universal Robots*, inc.

CHAPITRE 1.

INTRODUCTION

1.1. Mise en contexte

Depuis les années 60', la robotique industrielle s'est solidement implantée dans plusieurs industries à haut volume (ex. assemblage à la chaine de voitures) afin d'accroitre la production et d'éviter que les tâches répétitives soient effectuées par les humains. Bien que les robots industriels soient rapides, forts et précis, ils doivent impérativement être isolés de tout contact avec les humains pour éviter des blessures graves. En effet, leur grande masse combinée à leur rapidité d'action oblige les robots industriels à être situés dans des cages et dédiés à une tâche précise. La robotique industrielle est donc tout à fait adaptée à la production de hauts volumes de produits semblables.

De nos jours, la variété de produits personnalisés au consommateur [4] (innombrables choix de personnification d'un ordinateur, de cellulaire, etc.) apporte son lot de défis en ce qui concerne la variété et la versatilité des tâches à effectuer en industries. Ces nouvelles tâches requièrent que les robots soient rapidement implantés et flexibles, deux caractéristiques impossibles à satisfaire avec les robots industriels. Pour combler ce désir de personnification des produits et depuis les années 90' [5], la robotique collaborative s'est vue rapidement implantée dans les industries, et ce, mondialement (marché de 95 M$ en 2014 [6] à 401 M$ [7] en 2020). Ce type de robotique se distingue de la robotique industrielle par sa flexibilité et sa grande versatilité. Les robots collaboratifs, ou cobots [8], nécessitent peu d'espace plancher et sont facilement programmables, ce qui accélère leur implantation [5]. De plus, ils sont généralement plus légers et dotés de capteurs leur permettant de travailler en étroite collaboration avec les humains (Figure 1-1), rendant ainsi une multitude de tâches maintenant possibles à effectuer; ex, le chargement et déchargement de machines-outils lorsque l'opérateur est à proximité, le polissage,

l'inspection, etc. Les tâches effectuées à la fois par un cobot et un opérateur permettent de combiner les forces des robots (vitesse, précision, répétabilité) aux forces des humains (versatilité, capacité de décision) [9].

Figure 1-1. Cobot en étroite collaboration avec un opérateur. Crédit photo : *Universal Robots®*

1.2. Problématique

D'un point de vue mécanique, la majorité des cobots commercialisés utilisent des moteurs électriques couplés à des réducteurs à haut ratio de réduction (~100:1, ex. réducteurs harmoniques [10]). Ce type de réducteur possède fondamentalement un haut niveau d'inertie, puisque l'inertie provenant du moteur est multipliée par le carré du ratio de réduction. L'inertie intrinsèque présente dans ces actionneurs est nuisible pour la sécurité puisqu'elle augmente la force d'impact lors d'une collision éventuelle avec un utilisateur. La solution actuellement utilisée afin de réduire les forces d'impact des cobots commercialisés est d'abaisser les limites de vitesse, nuisant ainsi directement au rythme de production. Outre la sécurité, un haut niveau d'inertie nuit aux performances dynamiques (accélérations, bandes-passantes, etc) et au contrôle en force des cobots.

Une façon de chiffrer l'inertie totale d'un robot est de calculer le vecteur de masse reflétée à l'effecteur du cobot sériel dans l'espace cartésien. Cette dernière provient de trois sources distinctes : 1) l'inertie intrinsèques des **actionneurs**, 2) l'inertie **structurelle** provenant de

la masse du robot (contenant la masse des actionneurs et des liens rigides) et 3) la masse de la charge utile à déplacer (comprenant généralement un manipulateur et un objet). La dernière source de masse reflétée, soit la charge utile, est spécifique à la tâche et ne peut être diminuée dans la conception même du cobot. Les deux autres sources doivent donc être adressées afin de réduire la masse reflétée à l'effecteur.

La technologie actuelle d'actionneurs majoritairement utilisés dans les cobots sériels (moteur et réducteur à haut ratio) comporte un compromis fondamental entre la masse totale et l'inertie intrinsèque de l'articulation robotisée. À couple maximal égal, un bas ratio de réduction diminue l'inertie de sortie (au carré du ratio) mais augmente la masse totale de l'actionneur et à l'inverse, un haut ratio de réduction implique l'utilisation de moteurs plus légers aux dépens d'une inertie de sortie augmentée (Figure 1-2). Actuellement, les concepteurs de cobots sont donc contraints à faire un choix entre inertie et masse des actionneurs en sélectionnent un ratio de réduction mitoyen.

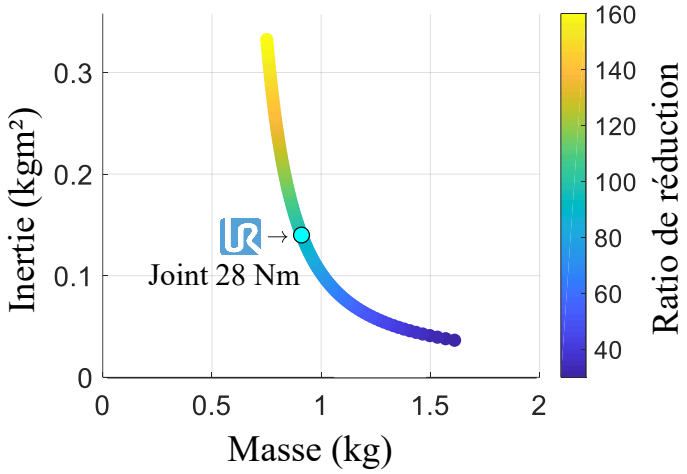


Figure 1-2. Compromis fondamental entre l'inertie de sortie et la masse des actionneurs à hauts ratios de réduction. Cas de figure d'un moteur KBM [11] couplé à un réducteur harmonique [12].

Certains robots collaboratifs utilisent des éléments élastiques en série entre le moteur-réducteur et la sortie de l'articulation afin d'abaisser la force d'impact, détournant ainsi le compromis masse-inertie. Ce type d'architecture est utilisé dans quelques cobots commercialisés (Baxter [13] et Sawyer de *Rethink Robotics*). Bien que ces éléments élastiques réduisent la force d'impact en cas de collision, ils réduisent considérablement la fréquence naturelle du robot limitant ainsi ses performances dynamiques (bandes-passantes) et sa précision [14].

La délocalisation des actionneurs à la base du robot est également utilisée comme stratégie afin d'abaisser la masse reflétée totale du robot à l'effecteur. Le WAM® [15], maintenant commercialisé, utilise une transmission à câbles afin d'acheminer la puissance des actionneurs situés à la base du robot aux articulations à actionner. Cette alternative contourne également le compromis masse-inertie mais les câbles ajoutent une compliance en série, qui, lorsque couplés à des actionneurs possédant une haute inertie, réduit la fréquence naturelle du robot, et donc, sa bande-passante. La transmission à câble limite également la modularité du robot.

Une autre alternative aux moteurs et réducteurs conventionnels est l'utilisation d'embrayages magnétorhéologiques (MR) maintenus en glissement continu qui transmettent un couple via une interface fluidique. Cette interface découple l'inertie provenant des composantes avant l'embrayage MR (souvent un moteur et un réducteur) permettant donc une inertie de sortie réduite (>10X moindre qu'un moteur à entrainement direct et >100X moindre qu'un ensemble moteur et réducteur [16,17]). En revanche, l'ajout d'embrayages MR au système d'actionnement augmente la masse totale de l'actionneur. Il est donc primordial de bien déterminer les ratios de réduction avant et après les embrayages afin de réduire la masse.

À ce jour, l'utilisation d'embrayages MR comme actionneurs de robots collaboratifs est actuellement au stade de recherche [1–3]. Bien que l'inertie de sortie soit basse, ces actionneurs possèdent une faible densité de couple (1.1 Nm/kg [3] et 5 Nm/kg [1] comparativement à ~28-50 Nm/kg [18] pour les actionneurs harmoniques) augmentant ainsi la masse reflétée à l'effecteur lorsqu'utilisés comme actionneurs de cobot sériel. Actuellement, aucune recherche ne s'est portée sur l'étude de différentes architectures d'actionneurs utilisant des embrayages MR qui minimisent l'inertie tout en possédant une densité de couple comparable aux actionneurs couramment utilisés en robotique collaborative (moteur + réducteur harmonique).

Le présent projet de recherche est donc gouverné par la question suivante :

Comment profiter de la faible inertie des actionneurs MR pour maximiser les performances dynamiques des robots collaboratifs sériels?

1.3. Définition du projet de recherche et architectures à l'étude

Ce projet de recherche vise donc à explorer différentes architectures d'actionneurs utilisant des embrayages MR antagonistes en glissement continu afin d'étudier leur potentiel en robotique collaborative sérielle. Plus précisément, deux architectures utilisant des embrayages MR sont conçues et validées expérimentalement afin de les comparer aux actionneurs des robots collaboratifs couramment utilisés (moteur et réducteur harmonique, Figure 1-3a). Ces deux architectures d'actionneurs MR sont présentées à la Figure 1-3b,c et font chacune l'objet d'un chapitre de cette thèse. Elles se distinguent principalement par leur degré de délocalisation des actionneurs. La première architecture (décrite au prochain paragraphe) est une architecture modulaire et localisée dans l'articulation du robot tandis que la 2e architecture possède un actionnement délocalisé à la base du robot dans le but de diminuer la masse reflétée provenant de la masse des actionneurs.

La première architecture étudiée est une architecture modulaire contenue dans une articulation robotisée à un degré de liberté. Cette articulation intègre deux chaines de puissance composées chacune d'un moteur, d'un embrayage MR et de réducteurs composés d'engrenages avant et après les embrayages MR. Cette architecture modulaire et destinée à être localisée à chaque articulation d'un robot collaboratif sériel possède moins d'inertie intrinsèque qu'un actionneur de robot *UR* (150X moins, à couple de sortie égal) et sensiblement la même masse (1.1 kg vs 1 kg pour un actionneur de robot *UR*, à couple de sortie égal).

La deuxième architecture à l'étude délocalise les moteurs et embrayages MR du robot et une transmission hydrostatique achemine la puissance aux articulations. Cette architecture a été testée dans une application de bras robotisé surnuméraire possédant 3 DDLs. La délocalisation permet de diminuer la masse portée par l'utilisateur, mais la transmission hydrostatique ajoute un certain niveau d'inertie.

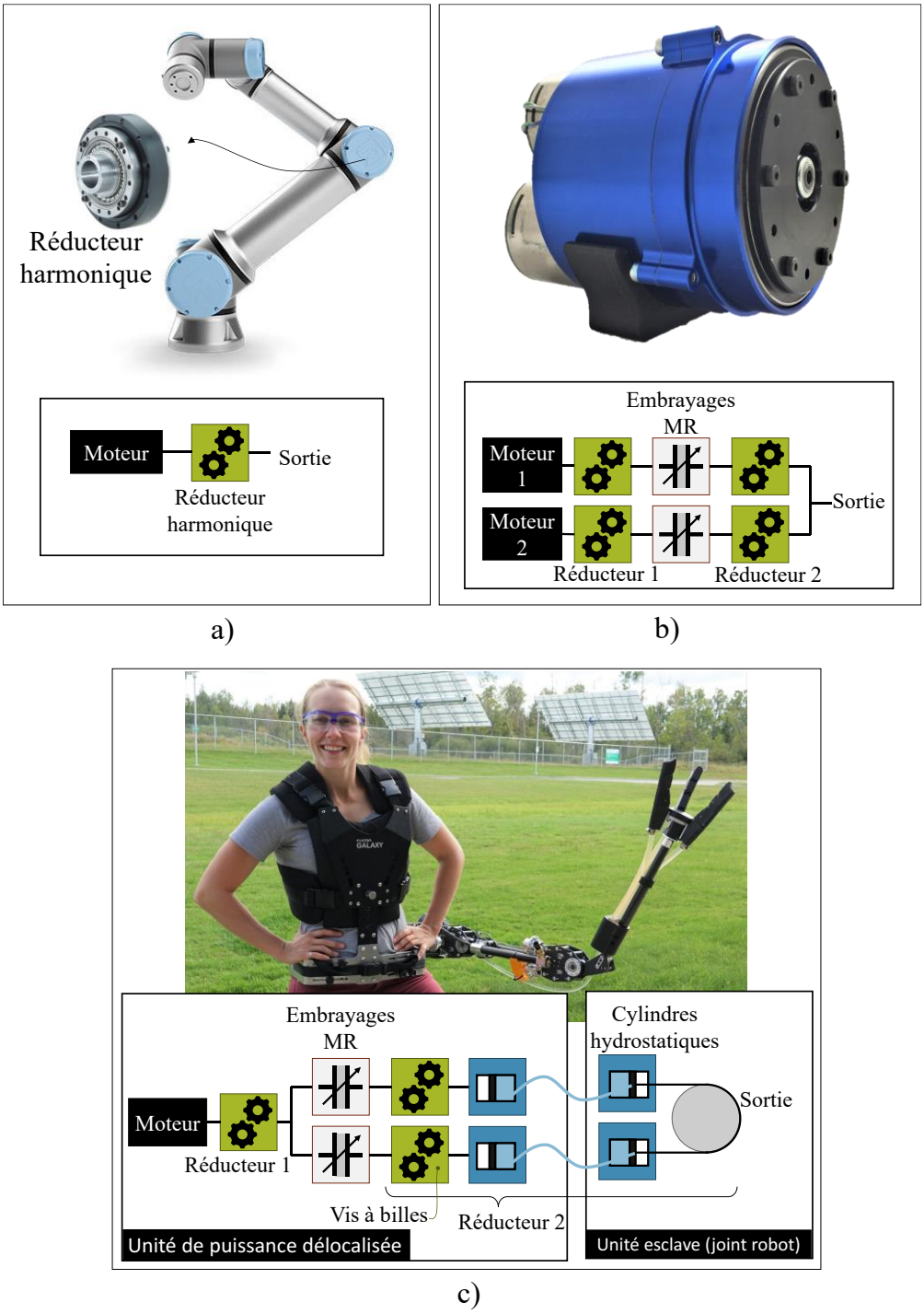


Figure 1-3. a) Actionneurs conventionnels (moteur + réducteur harmonique) utilisés dans la majorité des cobots commercialisés, tels que les robots d'*UR*. b) Architecture modulaire et localisée aux articulations du robot utilisant des actionneurs MR. c) Architecture délocalisée utilisant des embrayages MR et une transmission hydrostatique.

1.4. Objectifs

1.4.1. Objectif principal

L'objectif principal de ce projet de recherche est d'étudier le potentiel des embrayages MR comme actionneurs de robots collaboratifs sériels.

1.4.2. Objectifs secondaires

De cet objectif principal découlent les sous-objectifs suivants :

- concevoir un actionneur robotisé utilisant des embrayages MR situés directement aux articulations du robot;
- développer un actionneur délocalisé utilisant des embrayages MR et étudier son potentiel dans une application de bras robotisé surnuméraire;
- comparer analytiquement et expérimentalement les performances des deux architectures avec une architecture d'actionneur standard (moteur et réducteur harmonique).

1.5. Contributions

Ce projet de recherche vise principalement l'exploration de la technologie MR en robotique collaborative afin d'en ressortir des configurations prometteuses. Plus précisément, les contributions originales de cette thèse sont :

1. **Développement d'un actionneur MR modulaire à faible inertie –** L'actionneur MR développé se démarque des autres actionneurs utilisant des embrayages MR par l'utilisation de deux chaines de puissance permettant un mode hybride d'opération (glissement continu ou non des embrayages MR) et augmentant la densité de couple. L'actionneur offre une haute bande-passante en couple (>70 Hz) et une densité de couple et taille comparable à l'actionneur équivalent d'UR utilisant un réducteur harmonique (100:1), mais un rapport couple-inertie 150 fois

supérieur. Utilisé comme actionneurs aux articulations d'un robot sériel à six DDLs, cet actionneur modulaire permet également une accélération de l'effecteur 6 fois plus grande qu'un robot équivalent possédant des actionneurs à réducteurs harmoniques.

2. **Développement d'un actionneur MR délocalisé possédant une transmission hydrostatique et démonstration sur une application réelle –** Un bras robotisé surnuméraire à 3 DDLs utilisant un actionnement MR délocalisé a été conçu et validé expérimentalement. Une transmission hydrostatique à membranes déroulantes achemine la puissance aux articulations du bras esclave porté sur un humain. Ce bras surnuméraire se démarque par sa densité de puissance (1.5 kW à chaque articulation) combiné à sa faible masse portée (4.2 kg). Ce type d'actionnement a également ouvert la voie vers d'autres projets de recherches à l'interne, telle une jambe surnuméraire et un exosquelette de cheville.
3. **Étude des influences des différents ratios de réduction sur la masse reflétée à l'effecteur d'un robot collaboratif –** Les actionneurs MR préalablement élaborés n'ont pas optimisé les ratios de réduction après les embrayages MR de sorte que la densité de couple résultante était basse (5-8 Nm/kg [1–3] comparativement à 27 Nm/kg pour les actionneurs harmoniques). Ce projet de recherche a permis de déterminer les influences des différents ratios de réductions (totaux et après les embrayages MR) sur la masse reflétée à l'effecteur d'un robot collaboratif sériel. Les principes de conception pourront être repris pour concevoir de nouveaux actionneurs MR pour la robotique. Par exemple, pour l'architecture MR modulaire, un ratio après les embrayages MR de 20:1 a permis d'atteindre une densité de couple comparable à l'architecture conventionnelle (moteur + réducteur harmonique) tout en possédant une inertie de sortie 150 fois moindre.
4. **Comparaison d'actionneurs dans un contexte de robotique collaborative sérielle à 6 DDLs –** Puisque les performances dynamiques d'un robot sériel à 6 DDLs dépendent de sa pose, un outil de comparaison de performances basé sur le principe de Monte Carlo a été élaboré afin de comparer les médianes des distributions d'une métrique quelconque (ex. la masse reflétée à l'effecteur). Cet

outil permet de quantifier l'effet des différentes sources d'inertie (structure vs actionneurs) et comparer différentes technologies d'actionneurs.

1.6. Plan du document

Cette thèse est divisée en 6 chapitres et 6 annexes. Le chapitre 2 présente un état de l'art de la robotique collaborative, des actionneurs utilisés en robotique collaborative ainsi que des différentes topologies (délocalisation ou non) des cobots.

Les chapitres 3 et 4 présentent, sous forme d'articles scientifiques, les deux architectures d'actionneurs MR étudiées dans cette thèse. Plus spécifiquement, le chapitre 3 présente la conception et validation expérimentale d'un DDL de l'architecture MR modulaire. Le chapitre 4 présente la conception et validation expérimentale d'un bras robotisé surnuméraire utilisant des actionneurs MR délocalisés et une transmission hydrostatique.

Le chapitre 5 compare les performances des deux architectures présentées précédemment avec l'architecture d'actionneur standard utilisé en robotique collaborative, soit un moteur couplé à un réducteur harmonique. L'emphase de la comparaison est mise sur l'inertie et les masses des différentes architectures.

Le chapitre 6 résume les résultats obtenus du travail de recherche et propose des avenues de recherche découlant de ces résultats.

Les annexes A à F sont complémentaires au chapitre 5 et présentent les calculs nécessaires au dimensionnement des trois architectures comparées dans le chapitre 5.

CHAPITRE 2.

LES PRINCIPAUX DÉFIS MÉCANIQUES EN ROBOTIQUE COLLABORATIVE

L'objectif principal de ce chapitre est de préciser les avantages et limites mécaniques fondamentales des actionneurs utilisés en robotique collaborative et d'exposer les principaux défis reliés à la conception d'actionneurs à la fois sécuritaires et performants. Cet état de l'art se concentre sur les robots collaboratifs sériels. Dans un premier temps, la section 2.1 définit la robotique collaborative ainsi que les principaux défis mécaniques associés. La section 2.2 présente les principales technologies d'actionneurs utilisés en robotique collaborative. La section 2.3 porte sur les différentes topologies de robots collaboratifs sériels ainsi que les transmissions de puissance utilisées.

2.1. La robotique collaborative : d'abord et avant tout une question d'interaction physique humain-robot

Depuis les années 70', les robots industriels sont largement déployés dans les industries à haut volumes (ex. les fabricants de voitures) afin d'exécuter des tâches répétitives, dangereuses ou impossibles à réaliser par des humains. Leurs hauts niveaux de force, vitesse et précision ont grandement augmenté la productivité de plusieurs industries [7]. Cependant, les robots industriels sont lourds et opèrent à grande vitesse, ce qui implique qu'ils doivent être dédiés à une seule tâche et enfermés dans une cage pour assurer la sécurité des employés. Ainsi, leur versatilité de même que leur flexibilité en sont grandement affectées, sans compter qu'ils ne peuvent en aucun cas interagir avec l'humain.

L'époque actuelle est caractérisée par personnalisation massive des produits ([4], différents types de cellulaires, options diverses dans les véhicules, vêtements sur-mesure, etc.). Cette tendance implique des productions de courtes durées, ou des modifications temporaires à une ligne de production, ou un travail conjoint (pour ne pas dire, collaboratif) entre les humains et les robots. Donc, les robots requis afin de satisfaire ces nouveaux défis doivent être facilement implantables et sécuritaires afin de travailler conjointement avec les employés. On parle alors de robotique collaborative [5]. Le tout premier robot collaboratif, ou cobot, est apparu dans les années 90' [8]. Depuis, plusieurs compagnies vendent des cobots tels ABB®, Fanuc®, Techman®, et la compagnie qui détient le plus de part de marché actuellement, Universal Robots (UR) avec 60% des ventes de cobots [19].

Les cobots sont légers, faciles à programmer, requièrent peu d'espace plancher et ne requièrent pas de cage. Ces attraits leur confèrent donc une grande flexibilité et versatilité. Par contre, afin d'opérer en présence d'humains, les cobots doivent limiter leur vitesse d'opération afin de maintenir un niveau de sécurité acceptable [20]. Donc, d'un côté les robots industriels sont forts et rapides tandis que les robots collaboratifs sont sécuritaires. Il existe donc un fossé entre performances (force, vitesse) et sécurité [21].

Plusieurs stratégies tentent d'améliorer la sécurité des cobots tout en offrant des performances (vitesses, forces) acceptables. Certains cobots sont munis de capteurs de vision afin de diminuer la vitesse lorsqu'un humain entre dans la zone de travail du cobot [22]. Par contre, si l'humain travaille à proximité, la vitesse d'opération est tout de même limitée. Une autre stratégie consiste à implanter des algorithmes ayant pour but de diminuer l'impact en cas de collisions [5]. Ces algorithmes sont par contre complexes, nécessitent des capteurs couteux et n'ont jamais démontré leur réel potentiel [5]. Aussi, ces techniques coûteuses et complexes s'inscrivent dans une approche « guérir au détriment de prévenir ». En effet, elles n'améliorent pas la sécurité intrinsèque des cobots mais visent plutôt à appliquer un baume.

Afin d'améliorer la sécurité intrinsèque des cobots tout en assurant un bon niveau de performances dynamiques (accélérations, vitesses, forces), la mécanique du cobot doit être repensée. La Figure 2-1 présente les deux requis fondamentaux des cobots; permettre une

interaction sécuritaire et posséder de bonnes performances. En terme purement mécaniques, ces deux requis impliquent plusieurs sous-requis. En ce qui concerne la sécurité, deux stratégies sont possibles afin de diminuer la force d'impact entre le cobot et l'humain en cas de collision, soient minimiser la vitesse d'opération du cobot et/ou minimiser l'inertie globale du cobot. La première option va à l'encontre de ce qui est désiré afin de maintenir la productivité. En ce qui concerne l'inertie globale du robot, elle peut provenir de quatre sources : l'inertie des actionneurs, la masse des actionneurs, la masse de la structure elle-même (membrures) et la masse de la charge utile qui elle, ne peut pas être modifiée. Cette minimisation de l'inertie est également bénéfique aux performances dynamiques du cobot. Le cobot doit également maintenir un niveau acceptable de rigidité afin de maximiser sa bande-passante (et sa précision). Donc, d'un point de vue mécanique, un cobot idéal doit **minimiser son inertie** sans compromis sur sa **rigidité globale**.

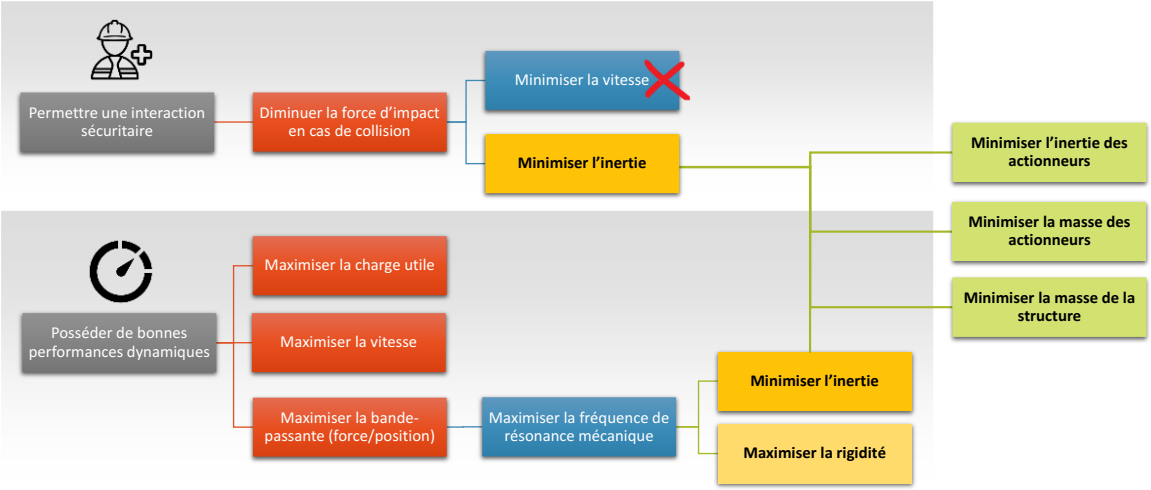


Figure 2-1. Requis mécaniques et implications des liés aux cobots.

2.2. Les actionneurs

Tel que démontré précédemment, le domaine de la robotique collaborative implique que les cobots doivent être sécuritaires et posséder de bonnes performances (force, vitesse, bande-passante). Ces deux requis sont directement liés au choix des actionneurs du cobot. S'il existait un actionneur parfait, il ne comporterait aucune inertie, aucune friction, aucune masse et serait infiniment rigide. Évidemment, un tel actionneur n'existe pas et chaque

technologie d'actionneurs réels comporte des niveaux plus ou moins élevés d'inertie, au détriment de la rigidité, de la masse ou de la friction.

Il existe actuellement deux grandes tendances d'actionneurs afin de trouver un compromis entre inertie, masse, friction et rigidité, soit 1) coupler un moteur électrique à un réducteur et 2) découpler le moteur du reste du robot à l'aide d'un élément élastique ou d'un embrayage. Avant de présenter dans le détail les différentes technologies d'actionneurs utilisées en robotique collaborative, une vue d'ensemble s'impose afin de positionner ces actionneurs en fonction de leurs rapports couple/masse et couple/inertie.

Les actionneurs utilisés en robotique collaborative possèdent majoritairement un compromis entre leur inertie de sortie et la masse totale de l'actionneur. La Figure 2-2 présente les rapports couple/masse et couple/inertie des actionneurs introduits à la section 2.1 ainsi que les deux topologies d'actionneurs MR qui seront abordés dans cette thèse. On constate que les moteurs à entrainement direct (Maxon [26], Kollmorgen [57] et Genesis [24]) possèdent un bon rapport couple/inertie (1.6-245 kNm/kgm^2) aux dépens de leur rapport couple/masse (moy. 3 Nm/kg). Les actionneurs à bas ratios (robot BLUE de Berkeley [28] et actionneurs du Cheetah [27]) ont un meilleur rapport couple/masse (20-27 Nm/kg) que les moteurs à entrainement direct, mais un rapport couple/inertie plus bas

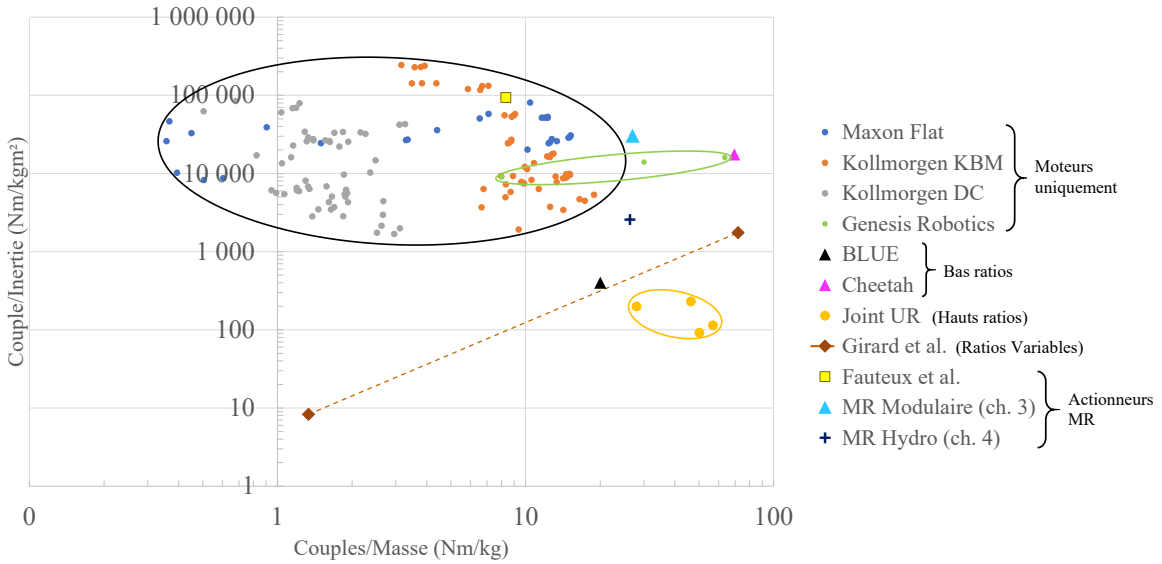


Figure 2-2. Différents actionneurs utilisés en robotique collaborative comparés selon leur densité de couple et leur rapport couple-inertie.

(robot BLUE, 400 Nm/kgm^2). Les articulations robotisées d'UR [11,12,18] offrent une solution compacte et possédant un bon rapport couple/masse (28-57 Nm/kg) au détriment du rapport couple/inertie (92-230 Nm/kgm^2). L'actionneur à ratio variable de Girard et *al*. [39,40] atteint un haut rapport couple/masse (mode bas ratio, 72 Nm/kg) tout en atteignant un bon rapport couple/inertie (1750 Nm/kgm^2). Finalement, bien que l'actionneur MR de Fauteux et *al*. [1] possède un rapport couple/inertie semblable aux moteurs à entrainement direct (93 kNm/kgm^2), son rapport couple/masse ne se démarque pas (8 Nm/kg). Les deux derniers points représentant des actionneurs MR (Figure 2-2) sont les actionneurs développés dans le cadre de ce présent projet de recherche et seront présentés en détails aux chapitres 3 et 4 respectivement mais il est possible de constater que leur rapport couple/masse est supérieur à l'actionneur MR de Fauteux et *al*. [1].

Les prochaines sections revisitent en détail les actionneurs présentés plus haut (et d'autres) afin de saisir leurs différences et implications en robotique collaborative.

2.2.1. Moteur couplé à un réducteur

Plusieurs cobots sériels possèdent des actionneurs à chaque articulation composés d'un moteur sans balai et d'un réducteur (réducteur harmonique, planétaire, cycloïde, [9]). Le ratio de réduction peut varier de 1:1 (moteurs à entrainement directe, sans réducteur) à un ratio élevé de 160:1. Toutes ces possibilités possèdent chacune leurs avantages et limites et peuvent être classés typiquement en 4 catégories : 1) entrainement direct, 2) bas ratios de réduction (>1:1 à 10:1), 3) les hauts-ratios (>10:1 à 160:1) et 4) les ratios variables.

Indépendamment de la technologie du réducteur utilisé, le fait de coupler un moteur à un réducteur implique un compromis fondamental entre la <u>densité de couple (rapport couple/masse)</u> et le <u>rapport couple/inertie</u>. En effet, augmenter le ratio de réduction permet de réduire la masse au détriment de l'inertie reflétée (proportionnelle au carré du ratio de réduction). Dans un contexte de robot sériel, l'inertie intrinsèque des actionneurs ainsi que leur masse impactent l'inertie totale du robot et ces deux valeurs, dans un monde idéal, doivent être minimisées afin de réduire les forces d'impact et augmenter les performances dynamiques du cobot.

1) Moteurs à entrainement directs

Les moteurs à entrainement directs sont actuellement majoritairement utilisés dans les robots parallèles de type DELTA [23] (Figure 2-3), ou sériel de type SCARA [24] pour leur haut rapport couple/inertie (1 000 à 100 000 Nm/kgm^2, [11,25,26]) et puisque la topologie de ces architectures ne fait pas interférer la masse des actionneurs dans les performances dynamiques. Par contre, les cobots sériels utilisant des moteurs à entrainement directs sont rares puisque cette technologie comporte une faible densité de couple (0.3 à 15 Nm/kg en prenant le couple maximal, [11,25,26]), augmentant drastiquement la masse de la structure du robot, et donc, son inertie totale.

Les moteurs à entrainement direct de la compagnie Genesis Robotics® possèdent une densité de couple supérieure (7 à 64 Nm/kg, [24]) aux moteurs à entrainement direct conventionnels (0.3 à 15 Nm/kg, [26]). Par contre, même avec une meilleure densité de couple que les moteurs DC conventionnels, les moteurs à entrainement direct de Genesis Robotics sont encore trop lourds pour être utilisés dans une application de cobots sériels.

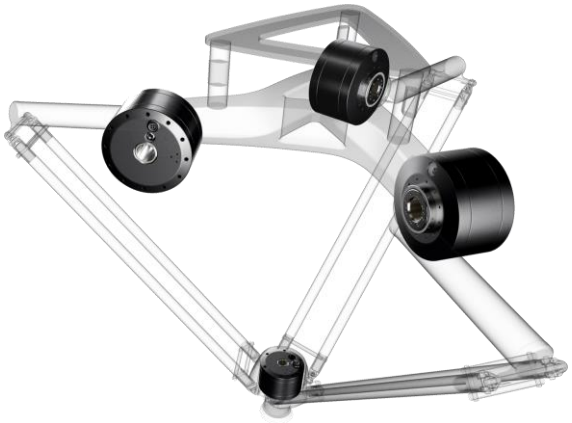


Figure 2-3. Schématisation d'un robot parallèle utilisant des moteurs à entrainement direct [24]

2) Bas ratios de réduction (>1:1 à 10:1)

Le compromis fondamental des ensembles motoréducteurs entre la densité de couple et rapport couple/inertie oblige les concepteurs de cobots à déterminer le ratio de réduction optimal selon l'application. Indépendamment du type de réducteur, un entrainement à bas

ratio (ou quasi-direct) minimise les pertes d'efficacité liées à une transmission composée de plusieurs étages d'engrenages [27] (ex. planétaires [9]).

Le robot BLUE de l'Université de Berkeley [28] (Figure 2-4a) opte pour un bas ratio de réduction (7:1 à l'aide d'une courroie) entre le moteur et la sortie de l'actionneur. Ce type d'actionnement permet d'augmenter la densité de couple (~20 Nm/kg, comparativement aux moteurs à entrainement directs) tout en ayant un niveau acceptable d'inertie reflétée à la sortie de l'actionneur (400 Nm/kgm^2 [28]).

Le robot à câbles WAM [15,29] (Figure 2-4b), maintenant commercialisé par *Barrett*®, est un robot utilisant des poulies et cabestans afin d'actionner les articulations. Les câbles offrent l'avantage de posséder un haut rapport force/masse. Par contre, leur compliance (augmentée lorsque la longueur des câbles devient importante ou lorsqu'ils sont utilisés en série) couplée généralement à un moteur-réducteur à haute inertie limite la fréquence naturelle, et donc, les performances dynamiques (bandes-passante en force/position) du robot [30,31]. Pour pallier la compliance des câbles d'un cobot sériel, il existe plusieurs façons d'acheminer les câbles, mais ces techniques s'accompagnent majoritairement de mécanismes complexes [32] limitant la robustesse du robot et/ou augmentant sa taille.

L'approche à bas ratio de réduction est également employée dans les applications robotiques qui demandent une haute dynamique, tels les robots mobiles à pattes (ex. le Cheetah du MIT [27]). Les ratios de réductions dans les articulations du Cheetah sont de 5.8:1, soit le plus haut ratio réalisable avec un planétaire (à un étage de réduction) selon l'espace disponible [27] pour cette application spécifique. Ce robot n'a, par contre, pas été conçu comme robot collaboratif et est destiné à des applications à hautes-vitesses.

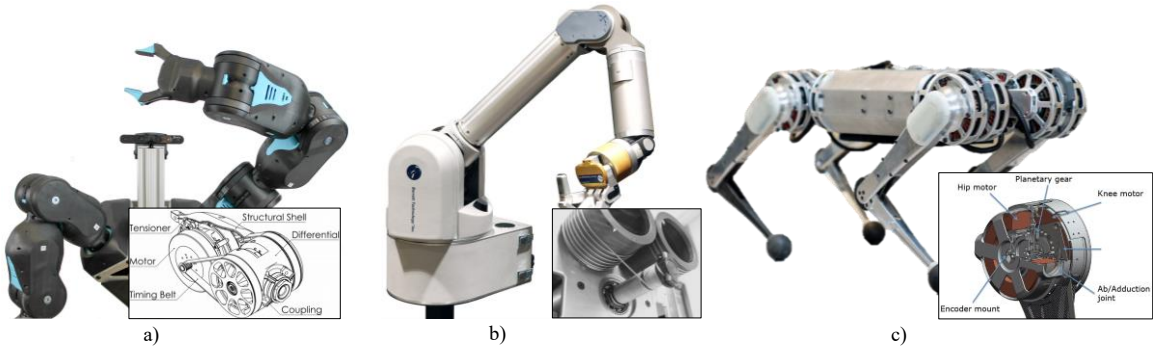


Figure 2-4. a) Robot BLUE avec entrainement à courroies (ratio 7:1) [28], b) Robot WAM à câbles [15,29], c) Robot mobile Cheetah du MIT (ratio 5.8:1) [27]

3) Hauts ratios de réduction (>10:1 à 160:1)

Les actionneurs modulaires à hauts ratios de réduction (~100:1) sont le type d'actionneurs le plus couramment utilisé à la fois en robotique industrielle qu'en robotique collaborative. Ils fournissent une solution modulaire à haute densité de couple. Un haut ratio de réduction peut être obtenu par plusieurs types de réducteurs, soient les planétaires [33], les réducteurs harmoniques [10], les cycloïdes [34], et plusieurs autres technologies émergentes qui ne feront pas l'objet de discussion approfondie (ex. le REFLEX de Genesis Robotics [24], le réducteur à roues de friction Archnimedes [35]).

Les réducteurs planétaires offrent un haut ratio de réduction tout en étant plus versatiles, peu dispendieux et plus compacts qu'un réducteur à engrenages tangentielles. Un haut ratio (~100:1) est obtenu en empilant plusieurs étages de réduction (2 ou 3 selon les planétaires) augmentant ainsi leur masse et abaissant leur efficacité [36]. Leur niveau non négligeable de jeu induit (5-10 arcmin, [9]) a fait en sorte qu'ils sont de moins en moins utilisés en robotique industrielle et non utilisés comme actionneurs de cobots commercialisés.

Le réducteur harmonique [10] a graduellement remplacé les planétaires en robotique puisqu'il consiste en une solution plus compacte et possédant moins de jeu induit [9]. La majorité des cobots actuellement sur le marché utilisent un réducteur harmonique à chaque articulationcouplé à un moteur électrique, principalement puisqu'ils offrent un haut rapport ratio-de-réduction/masse. En contrepartie, les réducteurs harmoniques souffrent d'une

compliance non-linéaire [37], d'une haute friction statique [34] et d'ondulations (*ripples*) de couple [38].

Les robots UR dominent actuellement largement le marché des cobots sériels (60% des ventes [19]) et sont munis de réducteurs harmoniques de marque *Harmonic Drive*®. Pour une articulation robotisée d'UR (taille 1 [18]) possédant un couple maximal de 28 Nm, la densité de couple de l'actionneur (moteur + réducteur) est d'environ 28 Nm/kg et son rapport couple/inertie de sortie, 200 Nm/kgm^2.

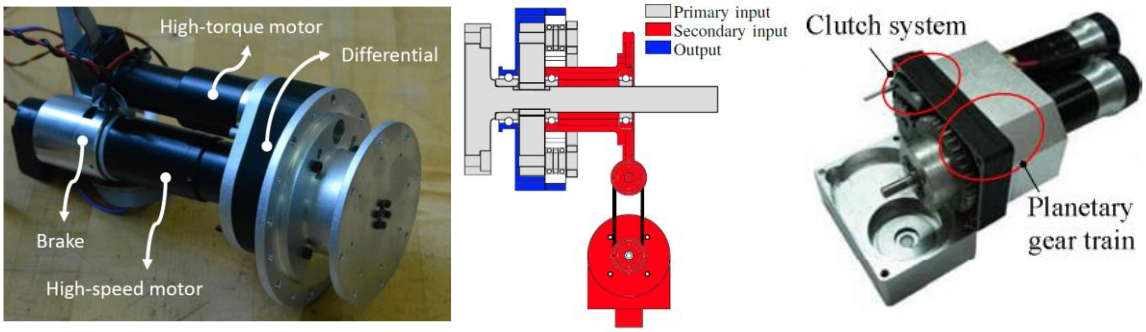
Les réducteurs cycloïdes sont également un type de réducteur à haut ratio et semblables aux réducteur harmoniques. Les cycloïdes supportent mieux les impacts que leurs homologues [9] puisque leur conception est plus robuste. Par contre, ils possèdent une densité de couple moindre que les réducteurs harmoniques ainsi qu'un rapport couple-inertie moindre.

4) Ratios de réduction variables

En robotique collaborative, les tâches d'interactions humain-robot requièrent que les actionneurs et la structure du robot possèdent peu d'impédance (inertie/friction). Par ailleurs, il est fréquent qu'un robot collaboratif soit utilisé en position (ex. tâches de manutention) et donc, un actionneur possédant un large niveau d'impédance est désirable (augmente la précision). Afin de combiner ces deux requis diamétralement opposés, des actionneurs à ratio de réduction variables ont été élaborés [39–41] pour le domaine de la robotique. Ces actionneurs sont actuellement au stade de recherche et ne se retrouvent pas dans les cobots commercialisés. De plus, un algorithme de sélection du ratio doit accompagner ce type d'actionneur afin de sélectionner le ratio adapté à la tâche. Cette approche permet de réduire la masse du ou des moteurs utilisés puisqu'une plus petite puissance est nécessaire. En effet, si un actionneur à réducteur fixe doit satisfaire à la fois les requis de couple maximaux et de vitesse maximales, une grande puissance est requise. Par exemple, pour l'application de [40], un actionneur linéaire est développé avec un actionneur à deux ratios de réduction. Une force maximale de 600 N est requise ainsi qu'une vitesse maximale de 0.7 m/s, ce qui nécessite une puissance de 420 W. Un moteur

Maxon DC de cette puissance pèse environ 2 kg, et l'actionneur à deux ratios développé utilise deux moteurs *Maxon* de 20 W (*RE-25, 0.03 Nm*), pesant 130 g chacun. Même si le prototype de réduction n'est pas optimisé, l'actionneur dans son ensemble pèse 1.5 kg (densité de couple minimale à maximale : 1.3 à 72 Nm/kg) et possède un rapport couple/inertie entre 8.3 et 1750 Nm/kgm^2.

D'autres configurations d'actionneurs pour la robotique à ratios variables et composés de deux moteurs ont été développés [42,43]. Ces architectures permettent un plus grand éventail de vitesses et couples puisqu'elles sont composées de deux ratios de réduction (haute et faible impédance). La complexité de ces assemblages ainsi que les algorithmes de sélection des ratios limitent par contre leur implantation en robotique collaborative.



a) b) c)

Figure 2-5. Actionneurs à deux ratios de réduction a)[39], b)[42] et c)[43]

2.2.2. Actionneurs découplés

Un actionneur découplé fait référence à une source de puissance, majoritairement un moteur électrique accompagné de son réducteur, étant séparé du reste du robot par un élément élastique, visqueux ou par en embrayage. Le fait de découpler la source de puissance permet de réduire la force d'impact du cobot sériel en cas de collision.

Découpler la source de puissance en ajoutant un élément élastique en série (*Series Elastic Actuators, SEAs* [44]) est couramment utilisé en interaction physique humain-robot. Les robots Baxter et Sawyer de *Rethink Robotics* [13] sont des cobots utilisant des actionneurs sériels-élastiques dans chacun de leur articulation. Puisque l'impédance de l'actionneur est découplée, la sécurité mécanique intrinsèque (sans capteurs ou algorithmes) est accrue.

Cependant, la compliance en série abaisse la fréquence naturelle (et donc la bande-passante en force/position [14]) créant ainsi des vibrations non désirées et importantes lorsque le robot se déplace, nuisant ainsi à son niveau de précision.

Figure 2-6. Cobots sériels de Rethink Robotics : Baxter (gauche) et Sawyer (droite) [13]

Un dérivé des actionneurs sériels-élastiques varient le niveau de compliance (*Variable Series Actuators, VSAs*) selon la tâche [45,46]. Par contre, de bonnes performances dynamiques, tout en assurant une bonne sécurité optimale, ne peuvent pas être atteints simultanément. De plus, l'ajout de mécanismes variant l'impédance rend ces actionneurs volumineux et lourds.

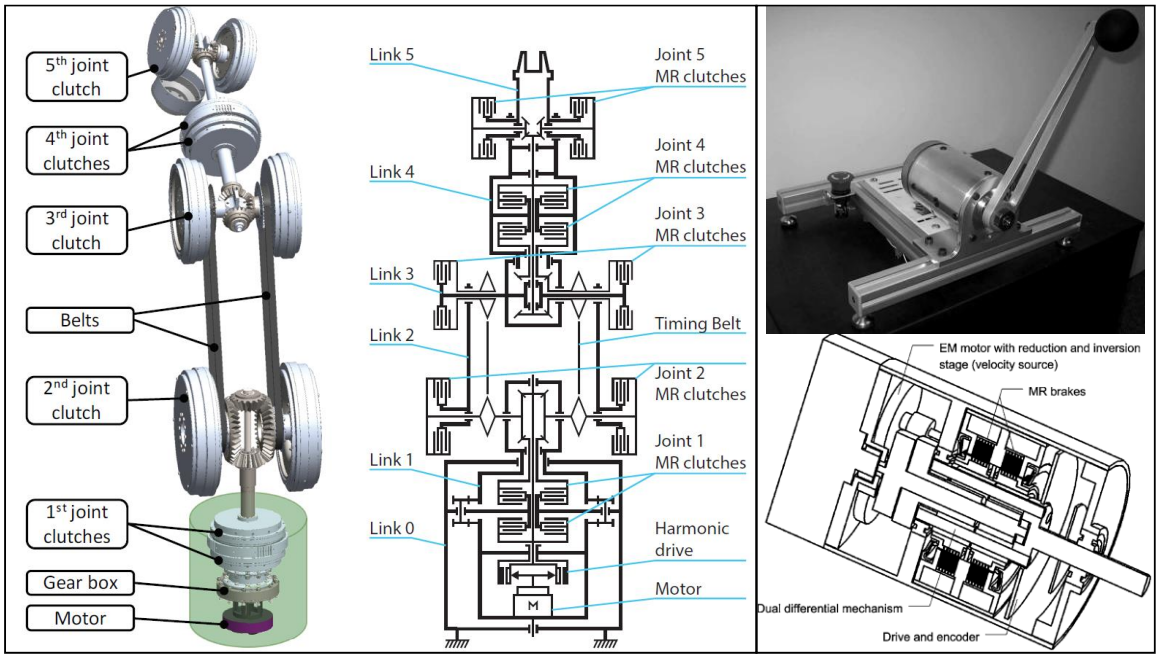
Une approche analogue aux actionneurs sériels-élastiques est le couplage en série d'un mécanisme passif d'embrayage (*Series Clutch Actuators, SCAs*), agissant comme un limiteur de couple [47,48]. L'actionneur agit ainsi comme une articulation rigide devenant compliante lorsque le couple de l'actionneur dépasse le couple de déclanchement de l'embrayage. Par contre, les accélérations du robot sont limitées par le couple de déclenchement l'embrayage.

Les embrayages électromagnétiques à friction [49], quant à eux, transmettent un couple par friction sèche, réduisant ainsi sa contrôlabilité. Ces embrayages subissent également une usure prématurée dû au contact métal-métal lorsqu'ils sont utilisés en glissement

continu. De plus, lorsque le couple requis change de direction, le moteur doit également changer de direction, introduisant un délai, et donc, une instabilité dans le contrôle en force.

Une façon de contrer ce délai est d'utiliser deux embrayages en glissement continu dont leurs organes de sortie sont connectés (mode antagoniste). Les frictions respectives des embrayages s'annulent et selon de la technologie d'embrayage, un contrôle fin et précis en force (parfois même en boucle-ouverte) est possible. Cette topologie est utilisée avec des embrayages à fluides magnétorhéologiques (MR) en glissement continu, et de façon antagonistes; un moteur et 2 embrayages (un par demi DDL). Les embrayages MR en mode antagonistes ont démontré de bonnes performances dynamiques tout en étant hautement rétro-entrainables [2,3,16,17]. L'université de Western Ontario a développé des robots collaboratifs sériels (3 ou 5 DDLs) utilisant des embrayages MR antagonistes [2,3] aux articulations et utilisant un seul moteur pour acheminer la puissance aux embrayages MR (Figure 2-7a). Toutefois, les embrayages MR sont utilisés à entrainement direct (aucun ratio de réduction après les embrayages MR) diminuant la densité de couple des articulations robotisées (entre 5 et 13 Nm/kg [3]).

Un tout autre concept utilisant des embrayages MR antagonistes a été développé (Figure 2-7b) [1]. Cette articulation robotisée (1 DDL) intègre des ratios de réduction avant et après les embrayages MR dans le but d'augmenter la densité de couple (comparativement à des embrayages MR à entrainement direct). Cette articulation robotisée MR a démontré un haut rapport couple/inertie (93 200 Nm/kgm^2) et une haute bande-passante en couple (> 40 Hz). Par contre, sa densité de couple (8 Nm/kg) n'est pas supérieure à un ensemble moteur-réducteur conventionnel, dû au fait que les ratios de réduction (avant et après les embrayages MR) n'ont pas été optimisés.



a) b)

Figure 2-7. a) bras robotisé sériel à 5 DDLs [3] utilisant des embrayages MR antagonistes aux articulations. b) articulation robotisée utilisant des embrayages MR antagonistes [1].

2.3. Les topologies de cobots sériels

L'emplacement des actionneurs sur un robot, ou sa topologie, influence l'inertie totale du robot, et donc, sa sécurité et ses performances dynamiques. Règle générale, plus un actionneur est situé près de la base, moins l'inertie provenant de la masse des actionneurs sera importante. Puisque l'inertie est proportionnelle au carré de la distance, si on double la distance de l'actionneur par rapport à la base du robot, l'inertie augmentera selon un facteur 4.

Il existe typiquement deux topologies associées aux cobots sériels, soient 1) la topologie où les actionneurs sont situés directement aux articulations (Figure 2-8a), la plus fréquente chez les cobots commercialisés, et 2) la topologie où les actionneurs sont situés à la base et une transmission (câbles, courroies, hydrostatique, liens mécaniques) achemine la puissance aux articulations (Figure 2-8b). Ces deux types de topologies sont générales et il

est à noter qu'il existe plusieurs combinaisons possibles de ces topologies, mais le focus portera sur ces deux grandes familles.

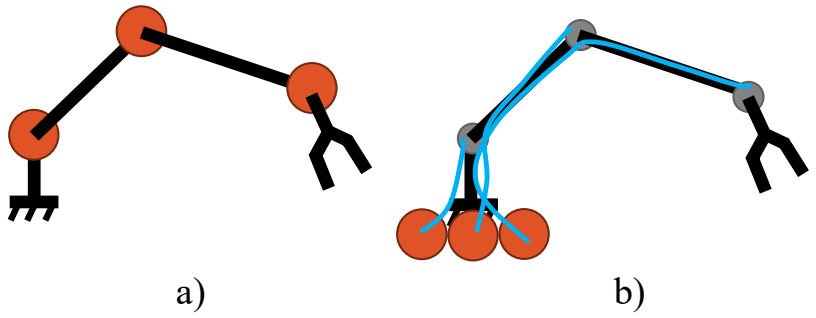


Figure 2-8. Différentes topologies de cobots. a) actionneurs situés aux articulations. b) actionneurs situés à la base. c) approche macro-mini

La première topologie (actionneurs aux articulations) offre une solution modulaire et versatile. La grande majorité des cobots présents sur le marché (UR, KUKA, ABB, FANUC) possèdent cette topologie. Grâce à la modularité fournie par cette topologie, les 4 cobots sériels à 6 DDLs d'*UR* ne requièrent que 5 actionneurs différents (taille 0 à 4, 12 Nm à 330 Nm, [18]). Cette topologie implique par contre une bonne densité de couple des actionneurs aux articulations afin de ne pas augmenter drastiquement l'inertie du robot. C'est pourquoi les actionneurs compacts à haut ratio de réduction (réducteur harmoniques) sont utilisés dans les articulations de ces types de cobots.

Le cobot commercialisé à câbles WAM® [29,50] (Figure 2-4b) est conçu selon la deuxième topologie, soit les actionneurs délocalisés à la base du robot et une transmission, dans ce cas-ci, des câbles, achemine la puissance aux articulations. Cette topologie, combinée à des actionneurs à faible ratio de réduction et une transmission à câble réduit les effets non-désirables (friction, inertie) et permet donc un bon rétro-entrainement. Par contre, puisque les câbles doivent respecter un certain ratio D/d >16 à 25 (diamètre de poulie / diamètre du câble), les poulies et supports sont volumineux [51]. Les câbles possèdent également une certaine compliance qui évolue dans le temps par fluage [30], limitant ainsi la fréquence naturelle du robot, et donc, ses performances dynamiques.

À l'instar des câbles, les transmissions hydrostatiques sont utilisées dans certains robots collaboratifs (exosquelettes [52], Figure 2-9) lorsque les actionneurs sont délocalisés à la

base du robot. Les cylindres à membranes déroulantes sont privilégiés dans le cas des applications haptiques puisqu'ils éliminent la friction sèche [53,54] habituellement causée par les joints d'étanchéités des cylindres conventionnels. L'utilisation des membranes déroulantes limite par contre la pression maximale admissible dans la transmission (~2760 kPa) ainsi que la course maximale du cylindre (~1.5X le diamètre) [55]. Ces limitations augmentent le volume occupé par la transmission. L'influence des aires des cylindres et de la ligne hydrostatique doit également être prise en compte dans la conception de ce genre de transmission puisqu'ils influencent directement l'inertie reflétée provenant de la transmission [56].

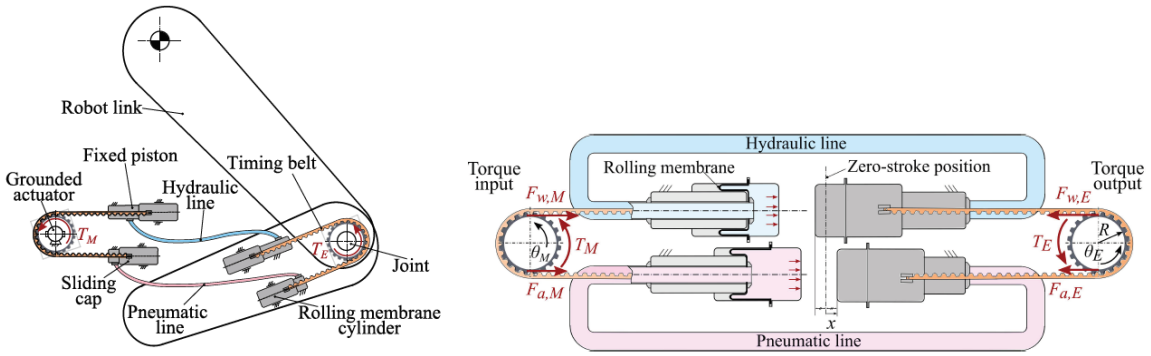


Figure 2-9. Actionneurs délocalisés et transmission hydrostatique à membranes déroulantes [52]

En résumé, la première topologie (actionneurs aux articulations) est versatile mais la masse des actionneurs contribue directement à l'inertie du robot. La deuxième topologie (délocalisée) ne fait pas intervenir la masse des actionneurs dans l'inertie totale du robot mais la transmission ajoute une inertie intrinsèque à considérer ainsi que des effets indésirables (friction, compliance, jeu).

2.4. Conclusion

Ce chapitre a effectué une revue des différentes technologies d'actionneurs et topologies des robots collaboratifs existants. Tel que démontré à la section 2.1, l'inertie du robot provient essentiellement de l'inertie intrinsèque des actionneurs, de leur masse (et localisation) ainsi que de l'inertie de la structure. La section 2.2 abordait les différentes

technologies d'actionneurs utilisés en robotique collaborative et la section 2.3, les différentes topologies (délocalisation ou non).

À ce jour, les actionneurs MR en glissement continu semblent prometteurs puisqu'ils découplent l'inertie provenant de l'ensemble moto-réducteur offrant ainsi un haut rapport couple/inertie. Les actionneurs MR possèdent également de bonnes performances dynamiques (haute bande-passante, peu de friction). Toutefois, puisque deux embrayages antagonistes doivent être ajoutées à l'actionneur, le rapport couple/masse diminue. Les actionneurs MR actuels ne sont pas adaptés à la robotique collaborative sérielle et l'impact des ratios de réduction avant et après les embrayages MR sur la masse et l'inertie est encore méconnu. Également, l'influence des différentes topologies (actionneurs aux articulations ou délocalisés) appliqués aux actionneurs MR n'a pas été étudié et il est encore difficile de prévoir la topologie la mieux adaptée aux actionneurs MR en robotique collaborative. Les chapitres suivants étudieront deux topologies d'actionneurs MR (MR modulaire aux articulation et MR délocalisé avec transmission hydrostatique) et les compareront avec l'architecture standard (actionneurs aux articulations à hauts ratios de réduction).

CHAPITRE 3.

ACTIONNEURS AUX ARTICULATIONS ET RÉDUCTION À ENGRENAGES

3.1. Avant-propos

Il a été démontré à la section 2.1 que la robotique collaborative doit à la fois fournir une interaction physique humain-robot sécuritaire et de qualité tout en maintenant de bonnes performances dynamiques (vitesses, accélérations). Ces deux caractéristiques essentielles peuvent être atteintes en minimisant l'inertie et la masse mobile du robot. À ce jour, les actionneurs couramment utilisés en robotique collaborative couplent un moteur électrique à un réducteur harmonique offrant une solution compacte aux dépens d'un haut niveau d'inertie reflétée et de multiples effets indésirables (frictions, jeu, rigidité non-linéaire).

Les actionneurs magnétorhéologiques (MR), constitués d'une source de puissance (moteur) et d'embrayages MR, ont le potentiel d'offrir une solution d'actionneurs à faible inertie et ce, sans compromis sur les performances dynamiques. Toutefois, la conception d'actionneurs MR doit soigneusement être effectuée puisque les embrayages ajoutent une masse supplémentaire considérable réduisant ainsi la densité de couple. À ce jour, les actionneurs MR destinés à la robotique collaborative possèdent une densité de couple trop faible pour être commercialisés (1.1 Nm/kg [3] et 5 Nm/kg [1] pour les actionneurs MR comparativement à ~28-50 Nm/kg [18] pour les actionneurs harmoniques).

Cette section présente un article portant sur la conception et la validation expérimentale d'un actionneur modulaire MR possédant une densité de couple égale à celle d'un réducteur harmonique tout en possédant un rapport couple-inertie 150 fois supérieur. Cet actionneur MR possède également une haute bande-passante en couple (>70 Hz) tout en possédant un

faible couple résistif de rétro-entrainement (0.7 % du couple maximum). Cette articulation robotisée est constituée de deux chaines de puissance possédant chacune un moteur et un embrayage MR ainsi que des ratios de réduction avant et après les embrayages afin maximiser la densité de couple. En résumé, cet article contribue à cette thèse en étudiant les performances d'un nouvel actionneur MR constitué de ratios de réduction à engrenages, possédant un haut rapport couple-inertie et une densité de couple comparable aux actionneurs harmoniques.

Auteurs et affiliation :

C. Véronneau : étudiante au doctorat en génie mécanique, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie mécanique.

J. Denis : étudiant à la maîtrise, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie mécanique.

J-S. Plante : professeur titulaire, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie mécanique.

J-P Lucking Bigué : ingénieur chargé de projet, Exonetik inc.

Date de soumission : 15 octobre 2020

Revue : *Robotics and Automation Letters (RAL)*

Titre anglais : Modular Hybrid Magnetorheological Actuator with High Torque Density and Transparency for the Collaborative Robot Industry

Titre français : Actionneur magnétorhéologique modulaire et hybride possédant une haute densité de couple et transparence pour l'industrie de la robotique collaborative

Résumé français :

Lors de la dernière décennie, le développement de robots simples et faciles d'utilisation a significativement fait avancer la démocratisation de la robotique collaborative, pouvant maintenant travailler en étroite collaboration avec les humains. Cependant, les cobots à la fine pointe de la technologie atteignent un bon niveau de sécurité au détriment de la rapidité d'action, délibérément réduite afin de

minimiser l'énergie d'impact en cas de collision. Afin de maximiser simultanément la sécurité et la rapidité d'action, des actionneurs légers possédant de hautes performances dynamiques, un bon niveau de rétro-entraînement ainsi qu'une faible inertie reflétée sont nécessaires. Cet article démontre le potentiel des actionneurs MR par le biais du développement d'une articulation robotisée hybride et modulaire de 30 Nm ayant des dimensions similaires (85 X 85 X 98 mm), une masse semblable (1.1 kg) ainsi qu'une densité de couple semblable (27 Nm/kg) à une articulation robotisée utilisant un réducteur harmonique. Même si le ratio total de réduction d'une articulation robotisée MR est de 98:1, il possède un ratio couple-inertie 150 fois plus grand qu'une articulation robotisée *Universal Robots* de taille 1 (similaire en grosseur/couple). L'articulation robotisée MR possède également un faible couple résistif de rétro-entrainement (0.7 % du couple maximum), une haute bande-passante en couple (>70 Hz) ainsi qu'un limiteur de couple inhérent. Les hautes performances de l'articulation robotisée MR sont possibles grâce à une architecture mécanique unique qui se compose de deux chaînes de puissance (15 Nm chaque) jointes à la sortie de l'actionneur. Cette architecture permet également un mode hybride d'opération comprenant un mode antagoniste, approprié pour les interactions transparentes et rapides sans jeu, ainsi qu'un mode combiné pour les hautes demandes en couple, tout en permettant un contrôle indépendant des moteurs afin d'améliorer la durabilité des embrayages MR.

Contributions des auteurs :

C. Véronneau : co-auteure principale de l'article et a participé activement à la conception préliminaire et détaillée de l'articulation robotisée (sélection de l'architecture, des ratios de réduction, sélection des composantes, conception de pièces, prédiction de la dynamique de l'articulation).

J. Denis : co-auteur principal de l'article et s'est concentré sur la caractérisation expérimentale de l'articulation robotisée (caractérisation de la rigidité, bande-passante, relation couple-courant).

J-S. Plante : a participé à l'idée générale du concept, principalement au concept des deux chaines de puissance afin d'alléger l'articulation.

J-P Lucking Bigué : responsable du projet chez Exonetik et a participé activement à la conception détaillée du joint (calcul des contraintes sur les engrenage, sélection de composantes).

3.2. Abstract

In the last decade, the development of simple and easy-to-use robotics has provided a significant step towards the democratization of collaborative robots, which can now work more closely alongside humans. However, state-of-the-art cobots still provide safety at the significant cost of work speed, which is purposely limited in order to avoid high-energy collisions. In order to increase safety and work speed simultaneously, lightweight actuators with high dynamic performance, backdrivability and low-reflected inertia are required. In this paper, the potential of MR actuators is demonstrated through the development of a modular hybrid 30 Nm robotic joint which is similar in size (85 X 85 X 98 mm), weight (1.1 kg) and torque density (27 Nm/kg) to a harmonic drive actuator. Even with an overall gearing of 98:1, the MR robotic joint has over 150 times better torque-to-inertia than the equivalent size/torque Universal Robots size 1 joint as well as high backdrivability (0.7% of max torque), high torque bandwidth (>70 Hz) and inherent torque-limiting. The high performance is provided by the novel mechanical architecture of the modular robotic joint which is composed of two independent 15 Nm power chains joined at the actuator output. The architecture allows a hybrid operation comprised of an antagonistic mode, which is best suited for ultra-fast transparent interactions with zero-backlash, a combined mode for high torque demands, and independent motor control for improved durability of MR clutches.

3.3. Introduction

Industrial robots have been widely used in the manufacturing industry for over 50 years in order to relieve workers from repetitive or dangerous tasks while increasing the productivity of assembly lines. However, their heavy weight and highly geared actuators

make them unsuitable for physical interactions with humans or with highly unstructured environments (e.g. agriculture, animals). In the last decades, there has been significant development of robots that can work more closely with humans, which are termed collaborative robots or "cobots" [58]. These easy-to use low-cost robots are versatile serial-type arms with 6 or 7 degrees-of-freedom (DOFs). They can save floor space since no fences are required [5] and allow a multitude of non-traditional tasks to be performed close to humans. However, cobots are still a niche market compared to industrial robots (<4% of robot sales in 2018 [7]). Since most commercial cobots (e.g. Universal Robots (UR), Kuka, Fanuc, ABB) are derated both in speed and payload in order to maintain reasonable safety levels, they struggle to meet economically viable production rates [58]. The derating is necessary since today's cobots are based on highly geared actuators (~100:1) with high reflected inertia, and thus can transfer high kinetic energy during a collision. Thus, from a mechanical point of view, cobots currently face a fundamental trade-off between safety and speed.

3.3.1. Background

Four main actuation strategies are typically used for cobots: 1) highly geared actuators (in mostly all commercialized cobots), 2) lightly geared actuators, 3) delocalized actuators and 4) decoupled actuators. Those strategies are not exclusive and come with their advantages and drawbacks as described below.

1) Highly Geared Actuators: Highly geared (~100:1) actuators are the most common form of actuators found in robotic applications today, as they provide a modular solution (can be placed at each joint) with high torque-density. For cost sensitive applications (automotive [59], robotics [33]), a high gear ratio is often obtained by combining a number of planetary gear trains. Although versatile, efficient and low-cost [9], such solutions have progressively been displaced from commercially available robots due to substantial amount of backlash [60] they generate. Thus, state-of-the art collaborative robots now almost exclusively rely on highly geared (~100:1) Harmonic Drives (HD) [10] since they provide high torque density, compact structure, and low backlash [9]. HDs, however, suffer from elasticity [37], high static friction [34] and torque ripples [38]. These parasitic effects

combined with the fundamentally high reflected inertia of geared motors significantly decreases the backdrivability of the actuators [61].

2) Lightly Geared Actuators: Regardless of the gearbox technology, the reflected inertia of highly geared motors is high since the motor inertia is multiplied by the square of the gearing ratio. An alternative is thus to use larger motors in combination with lower gearing or no gearing at all (e.g. direct-drive motors [24]) at the expense of lower torque densities. The Blue robot from Berkeley [28] uses quasi-direct drive actuation in a 7-dofs serial robot. The quasi-direct drive actuation (7:1) allows high backdrivability and low friction while resulting in a simple and robust design at the expense of torque density [62]. However, lightly geared or direct-drive motors have high power consumption and are thus mainly used in highly dynamic or intermittent applications, such as the "Cheetah" legged robot [27].

3) Delocalized Actuators: In order to reduce the total inertia of robotic arms, the actuators can be delocalized to the base of the robot while transmissions (e.g.: cables, belts) can be used to distribute the power to each joint [63]. The WAM robotic manipulator [29] is an example of a cable driven collaborative robot weighting only 5.8 kg over the shoulder. Here, the cable transmissions are used as they have negligible weight, backlash and friction, which makes them suitable for human-robot interaction [64]. However, low cable strength decreases maximum payload and low cable stiffness reduces force bandwidth. Cable routing can also become complex when multiple DOFs are involved, making it a rather expensive solution to manufacture (135 k$ for WAM [28]). Sheathed (or Bowden) cables (used in soft exoskeletons [65,66]) alleviate cable routing issues but add significant non-linear friction [67]. Delocalized MR actuators have also been proposed for wearable robotic arms [68], interactive gaming robots [69] and tendon-driven manipulators [16]. In such applications, one or more MR actuators are located at the base of the robot and the power is transmitted to each joint through hydrostatic or cable transmissions. MR actuators were shown to have significantly higher torque-to-inertia than direct-drive motors (e.g.: 150 kNm/kg.m^2 [16] versus 2.2 kNm/kg.m^2 [24]) and thus well suited to drive low stiffness transmissions (e.g.: cables). Combined with the high bandwidth of MR clutches, MR

actuators were found to have a high level of force controllability and very good backdrivability. A semi-delocalized approach based on MR technology was also used to build a 5-DOFs manipulator for physical Human Robot Interactions (pHRI), by placing antagonistically working pairs of MR clutches at each joint of the robot and a single brushless DC motor located at the base of the robot [2,3]. This semi-delocalized robotic arm is highly backdrivable but the weight of the MR clutches is far superior that their geared counterparts, thus providing a heavy robotic arm. The main drawbacks of delocalized robotic solutions are the limited modularity since transmission elements must run along each arm member, the complexity of the design and the cost when numerous degrees of freedom are involved.

4) Decoupled Actuators: Since the 1980's, Series Elastic Actuators (SEAs) [44] became the most common alternative to decouple actuator inertia from the output and are now even used in some commercial cobots (e.g.: and Sawyer from Rethink Robotics). While SEAs can increase safety, they remain a compromise solution with speed and bandwidth limitations [14]. Indeed, SEA's bandwidth is fundamentally limited by the first resonance mode of the actuator's inertia. Variable Stiffness Actuators (VSA) [45,46] are a derivative of SEAs and vary the stiffness of the elastic element depending on demand. However, optimal safety and optimal dynamic performances still cannot be achieved simultaneously. Pneumatic actuators can also act as VSA mechanisms [70,71], but suffer from low bandwidth and low torque density.

The integration of antagonistic MR clutches in a differential has also been proposed as a way of decoupling actuator inertia [1]. A 20 Nm joint prototype was shown to have 10x better torque to inertia than direct drive motors with a similar torque density (5 Nm/kg). This, however, is a solution that is still larger and heavier than a harmonic drive joint which can achieve 28 Nm/kg.

3.3.2. Approach

The objective of this paper is to demonstrate the potential of a unique mechanical architecture consisting of two distinct MR power chains combined at actuator output. This

configuration will be shown to provide a modular robotic joint with similar weight, torque and dimensions to the equivalent harmonic drive joint (UR size 1, 28 Nm max) (Figure 3-1) but with 150x more torque-to-inertia, high torque bandwidth (>70 Hz), high backdrivability (0.7% of max torque) and intrinsic torque-limiting capabilities. The dual power chain approach will allow a hybrid operation: (1) the antagonistic mode is intended for uttermost transparent human-robot interaction and (2) the combined mode is intended for the highest torque demands while providing high transparency. The dual-chain configuration also allows to control the slip speed of each MR clutch independently in order to increase fluid durability. Section 3.4 of this paper presents the mechanical design of a hybrid actuator prototype, section 3.5 presents the controller design and section 3.6 presents the experimental validation.

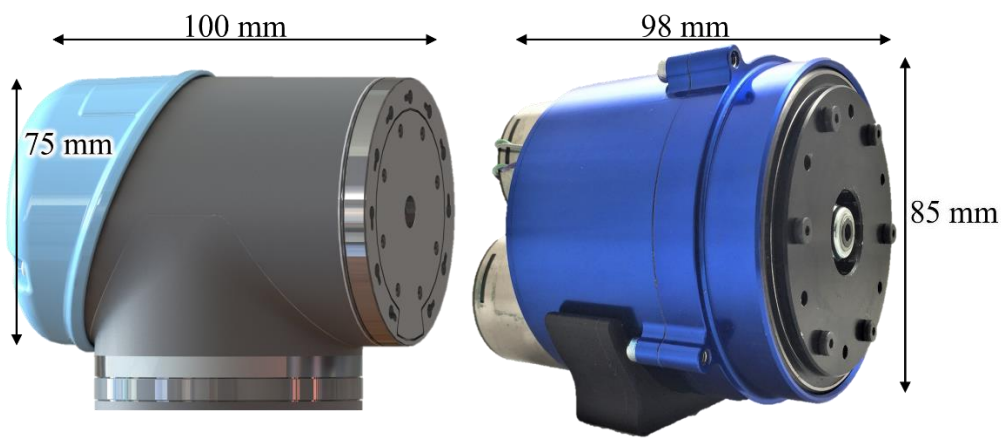


Figure 3-1. Universal Robots joint (size 1) delivering 28 Nm (left) and the proposed joint based on hybrid MR clutches (right)

3.4. MR Robotic Actuator

3.4.1. Mechanical Design

The architecture of the 30 Nm robotic joint, shown in Figure 3-2, is composed of two independent power chains, each providing a ±15 Nm at the output. Each power chain is composed of a motor, a MR clutch and gears. Both power chains are combined at the output through an internal ring gear. In this system, the electric motors act as independent power

sources for the MR clutches which redirect the torque from their respective motor to the output. The overall gearing of the system is high (98:1) in order to maximize the compactness, but the gearing after the MR clutches is relatively low (20:1) in order to minimize reflected inertia.

As opposed to an architecture with one motor and two MR clutches (e.g. [1]) it was determined that two MR power chains increased the torque density of the system by more than 20%, as the MR clutches and gears can be designed for half the torque requirement. As compared to the chosen architecture (Figure 3-2), a single motor architecture would have benefited from using a larger (0.3 Nm - 272 g) motor with better torque density [72], but would have also two larger (1.5 Nm, 266 g each) MR clutches since the MR clutches would always be turning in opposite directions. Gears in each power chain would also be oversized by a factor of 2. Thus, a single motor joint would weight at least 1.4 kg, compared to the 1.1 kg achieved with the dual power chain. Moreover, this selected architecture also provides a built-in redundancy, allowing the system to function at reduced capacity in case of component failure, which is not feasible with a one-motor and two-clutches architecture (e.g. [1]). While the MR clutches decouple the motor dynamics from the output, they also limit the shock loads incurred by gears during a sudden stop or impact. As a consequence, gears can be made lighter (and inertia further reduced) since they are designed for a maximal torque without extra shock loads. Moreover, two power chains allow each MR clutch to be controlled independently and thus optimize the overall durability of the MR fluid.

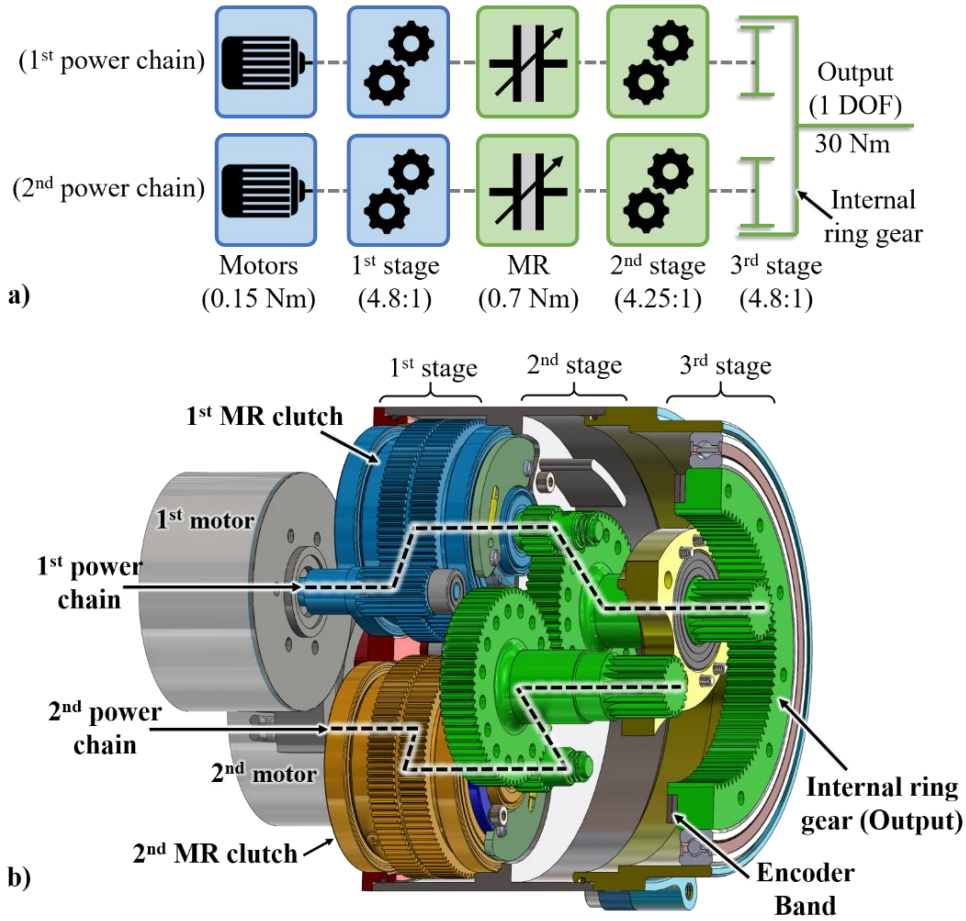


Figure 3-2. Proposed architecture using two MR power chains. a) schematic view of both power chains where the inertia from geared motors (blue) is not reflected at the output when MR clutches are in slippage. b) detailed view of the joint showing both motors, MR clutches, gearing and encoder.

The architecture also allows various control algorithms. In a first operating mode (antagonistic mode), both motors turn in opposite directions and the MR clutches modulate the torque transmitted to the output. In such conditions, the system offers high transparency and accelerations without any backlash. Since the motors turn in opposite directions, a maximal output torque of ±15 Nm is reached very rapidly as the system requires no motor reversal. When a higher torque is required, the hybrid operation (combined mode) kicks-in, reverses one motor, and the MR chain torques are combined to generate ±30 Nm at the output. This comes, however, at the expense of a time delay (between 6 and 15 ms), that is

not higher than in a typical geared system, in which the motor must reverse constantly to provide torque in both directions.

One important advantage of MR clutches is that they can be maintained in slippage (i.e. there is a relative speed between MR clutch input and output). In such conditions, the power source inertia (blue components in Figure 3-2a) is not reflected to the output of the system, as well as the friction and backlash. Combined with the fact that MR clutches have approximately 10 times less inertia than an equivalent-torque direct-drive motor [16] and the gearing after the clutches is relatively small (20:1), the overall inertia reflected at the output (green components in Figure 3-2a) is low, which greatly improves actuation transparency. Maintaining MR clutches in slippage, however, affects MR fluid durability since it experiences shearing. MR fluid durability can be improved by reducing the slip between MR clutch input and output. In the specific condition where slip reaches zero, MR clutches still act as torque limiting devices (or mechanical fuses) for increased safety. Here, a higher output inertia occurs since the clutch is "locked" onto the motor. Different control algorithms could be used in this condition, allowing the motors to directly control the output, such as would be done in a conventional system (e.g.: master/slave configuration). Algorithm optimization is, however, beyond the scope of the present paper.

3.4.2. Proof-of-Concept Prototype

A proof-of-concept prototype was built (Figure 3-1 right) and its specifications are listed in Table 3-1. Since Universal Robots (UR) is currently the leading collaborative robot supplier, MR actuator specifications are compared with the UR size 1 equivalent robotic joint, the properties of which are estimated based on [18,73]. The two robotic joints have approximately the same maximal output torque, dimensions, masses and torque densities. However, the proposed MR joint presents more than 150 times better torque-to-inertia than the UR equivalent joint when MR clutches are in slippage, and the same torque-to-inertia ratio when MR clutches are not in slippage. In both cases, however, the clutches inherently limit the torque than can be generated by the system and thus provide increased safety.

Table 3-1. MR JOINT PRINCIPAL SPECIFICATIONS COMPARED TO THE EQUIVALENT UR JOINT SIZE 1 [18,73]

Specifications	UR size 1	MR Joint	Units
Maximal torque	28	30	Nm
Diameter X Length	75 X 100	85 X 98	mm
Mass	~1	1.1	kg
Torque density	28	27	Nm/kg
Output inertia	0.14	0.00098 (slip) 0.15 (no slip)	kgm^2
Torque-to-inertia	200	30 457 (slip) 200 (no slip)	Nm/kgm^2

Figure 3-2b shows both power chains with dashed lines that span from the brushless motors (Faulhaber 4221-G048- BXTH with encoder) to the third stage gearing. Both end pinions (3rd stage gearing) are connected to the same internal ring gear that is connected to the output flange (rotor). The output flange and ring gear are allowed to rotate relative to the chassis though a four-points ball bearing (Figure 3-2b). The configuration provides a very stiff output that can take off axis loads, which occur in robotic joints. A large magnetic encoder band (RLS magnetic encoders) is also mounted on the internal ring gear. With 92X12 bits (>18 bits total), the encoder provides very high resolution (0.001°) at the output, ideal for precision control. The slip speed in each MR clutch is measured in real-time based on motors internal encoders and the encoder at the joint output.

MR clutches are designed to maximize torque density and bandwidth (Figure 3-3). For each MR clutches, the input gear is driven by a motor pinion. Each MR clutch delivers a required torque of 0.7 Nm at 4.25 A and are designed to minimize output inertia (5.55E-07 kgm^2) and weight (135 g). An experimental open-loop force bandwidth of 80 Hz is reached by the MR clutches while the off-state torque (torque at 0 A) is 0.03 Nm at 1000 RPM of input velocity.

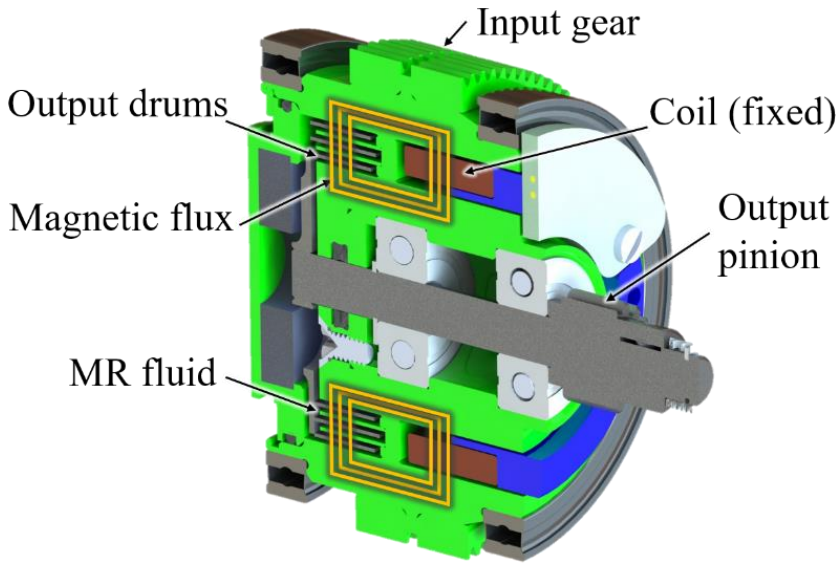


Figure 3-3. Sectional view of one MR clutch used in the proposed robotic joint. A current passes through the coil creating a magnetic flux that generates yield stress. This change in yield stress (or apparent viscosity) allows to modulate the output torque from the input and output drums.

3.5. Controller Design

3.5.1. Modeling and Torque Distribution

The proposed joint output acts as a 1-junction port in the bond graph terminology because torques add up and speeds are equal. The desired output torque $T_{d,0}$ is then given by:

$$T_{d,0} = T_{d,1} + T_{d,2} \tag{1}$$

where $T_{d,1}$ and $T_{d,2}$ are the effective torque desired for each power chain and any value between the maximum torque for one power chain $T_{max,i}$ and $-T_{max,i}$.

Effective torque source is different depending if clutches are maintained in slippage or not. When MR clutches are in slippage, the effective input torques come from the MR transmitted torques $T_{MR,i}$ (Figure 3-4) and when no slippage occurs, the output torque is modulated by motors torques $T_{EM,i}$. The fast dynamics of the coils are neglected. The position and speed of the element i are given by q_i and ω_i respectively.

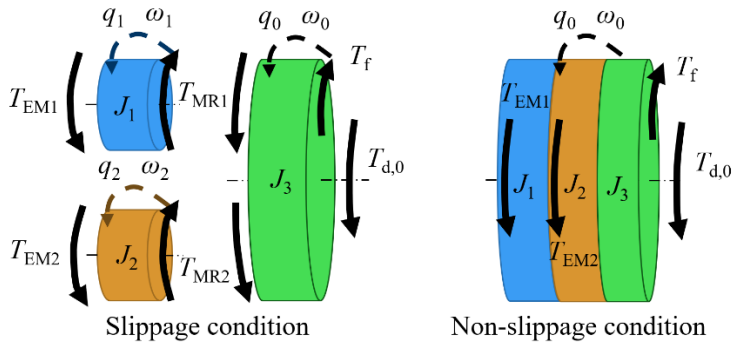


Figure 3-4. Modeling of the system when MR clutches are in slippage (left) and in non-slippage condition (right). The direction of all torque inputs can be positive or negative depending on the desired output torque.

The power chains may need to work together depending on the desired output torque (±15 Nm or ±30 Nm). For half available torque and no backlash, motors rotate in opposite directions (antagonistic mode) and $T_{d,0} < T_{max,i}$. Here, $T_{d,i}$ is zero and $T_{d,j}$ is $< T_{max,i}$. When $T_{d,0} > T_{max,i}$, one motor changes its direction so that both motors turn in the same direction (combined mode) in order to double the available output torque. Figure 3-5 summarizes the torque distribution strategy.

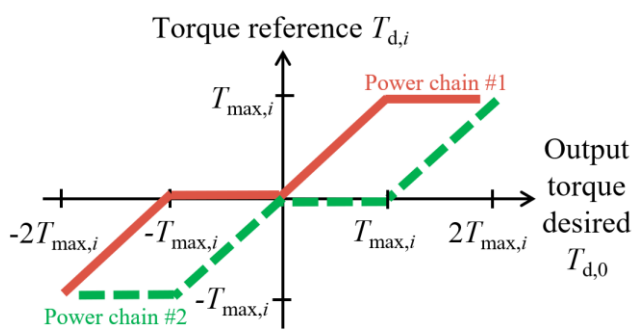


Figure 3-5. Torque distribution between the power chains for a desired output torque.

For both motors and MR clutches, desired output torques are derived to current commands, respectively I_{EM} and I_{MR} :

$$I_{EM} = \frac{T_{EM}}{K_M} \tag{2}$$

$$I_{MR} = aT_{MR}^4 + bT_{MR}^3 + cT_{MR}^2 + dT_{MR} \tag{3}$$

Where K_M is the motors torque constant and a, b, c and d are experimental coefficients of a polynomial fit for MR clutches. The order (4th) of the polynomial fit has been chosen based on previous experiences with MR clutches. Moreover, equation 4 is implemented to model the load-dependent and direction-dependent friction torque source (T_f) from gear trains after MR clutches :

$$T_f = k_{GB} T_{load} \text{sign}(\omega_0) \approx k_{GB} T_{d0} \tanh(60\omega_0) \tag{4}$$

where k_{GB} is a constant found experimentally and ω_0 is the joint output speed measured with the encoder band.

The high-level control architecture is presented in Figure 3-6 as an impedance controller with gravity compensation, friction compensation and the torque distribution strategy. The low-level command generation for the motors and clutches are detailed in the next subsections.

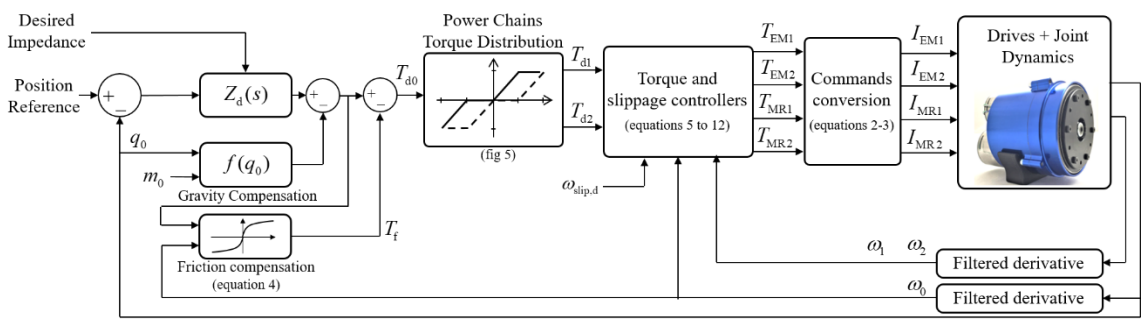


Figure 3-6. Overall impedance control architecture for the proposed MR joint.

3.5.2. Torque and Slippage Control

When MR clutches are in continuous slippage, the joint output torque is set by the MR clutches only. The command law for each motor is given by:

$$T_{EM,i} = \frac{1}{R_1} T_{MR,i} + J_i \frac{d\omega_{EM,d,i}}{dt} + k_p \Delta\omega_{EM,i} + k_I \int \Delta\omega_{EM,i}\, dt \tag{5}$$

where the speed feedback gains are set to $k_p = 0.002$ and $k_I = 0.1$. R_1 is the first reduction ratio (between the motors and the MR clutches), $T_{MR,i}$ is the ith MR clutch output torque

and J_i is the rotational inertia of one motor. The desired motor speed $\omega_{EM,d,i}$ and motor speed error $\Delta\omega_{EM,i}$ are defined as :

$$\omega_{EM,d,i} = R_1 \left|\omega_{splip,i}\right| \mathrm{sign}\left(T_{d,i}\right) + R_1 R_2 R_3 \omega_0 \tag{6}$$

$$\Delta\omega_{EM,i} = \omega_{EM,d,i} - \omega_{EM,i} \tag{7}$$

where $\omega_{splip,i}$ is the desired slip speed at the clutches, $T_{d,i}$ is the desired output torque of one power chain and where the gearbox stage ratios are $R_1 = 4.8$, $R_2 = 4.25$ and $R_3 = 4.8$. The first terms of equation (5) are feedforward actions based on the predicted torque done by the clutches on the motors and based on the desired acceleration for a fast reversal of the motors when required. The speed feedback law is equivalent to a feedback based on the measured slip speed (equation (15)) at clutches.

The clutches command laws are given by equations 8, 9 and 10 :

$$T_{MR,i} = \begin{cases} 0 & \text{if } \mathrm{sign}\left(\omega_{slip,i}\right) \neq \mathrm{sign}\left(T_{d,i}\right) \\ T^*_{MR,i} & \text{if } \mathrm{sign}\left(\omega_{slip,i}\right) = \mathrm{sign}\left(T_{d,i}\right) \end{cases} \tag{8}$$

$$\omega_{slip,i} = \frac{\omega_{EM,i}}{R_1} - \omega_0 R_2 R_3 \tag{9}$$

$$T^*_{MR,i} = \frac{1}{R_2 R_3} T_{d,i} + B_{MR}\omega_{slip,i} + C_{MR}\mathrm{sign}\left(\omega_{slip,i}\right) \tag{10}$$

Conditions in equation 8 prevent sudden torque generation in wrong direction when switching between antagonistic and combined operation modes. The friction compensation terms attenuate the viscous torque from the MR fluid viscosity B_{MR} and the dry friction from clutch seal C_{MR}.

To maximize MR fluid durability, MR clutches can be maintained in non-slippage condition. To do so, the output torque is provided by the motors while MR clutches are locked with a slightly higher torque (e.g.: $T_{lock} = 0.05$ Nm) :

$$T_{EM,i} = \frac{1}{R_1 R_2 R_3} T_{d,i} \tag{11}$$

$$T_{MR,i} = R_1 T_{EM,i} + T_{lock} \tag{12}$$

In the non-slippage condition, motor torques are also calculated from the output desired torques ($T_{d,i}$) following the same torque distribution as presented in Figure 3-5; i.e. when less than 15 Nm is required, one motor provides the required torque and the other one is backdriven. When higher torque is required, the second motor changes its direction so that both motors turn in the same direction (combined mode) in order to double the available output torque. A naturally seamless transition is possible between the slippage and non-slippage condition and is demonstrated experimentally in next section. Since MR clutches are controlled independently, heat transfer losses (proportional to slip speed) can be reduced with an optimized control of each slip speed. Forthcoming work will address the optimization of control algorithms based on heat transfer.

3.6. Experimental Validation and Discussion

For most experimental validations, a 30 cm lever is fixed to the MR joint output and a torque sensor (TRS605-50 Nm, Futek) is mounted between the robotic joint output and the lever in order to characterize the joint (Figure 3-7a). Four programmable drives (DPRALTE-040B080, Advanced Motion Control) are powered by a 48 VDC power supply and are used to control motors and clutches with current feedback. A real-time computer (OP4510, Opal-RT) is used for data acquisition (10 kHz sampling frequency). The minimum controllable steady speed for the motors is 100 RPM.

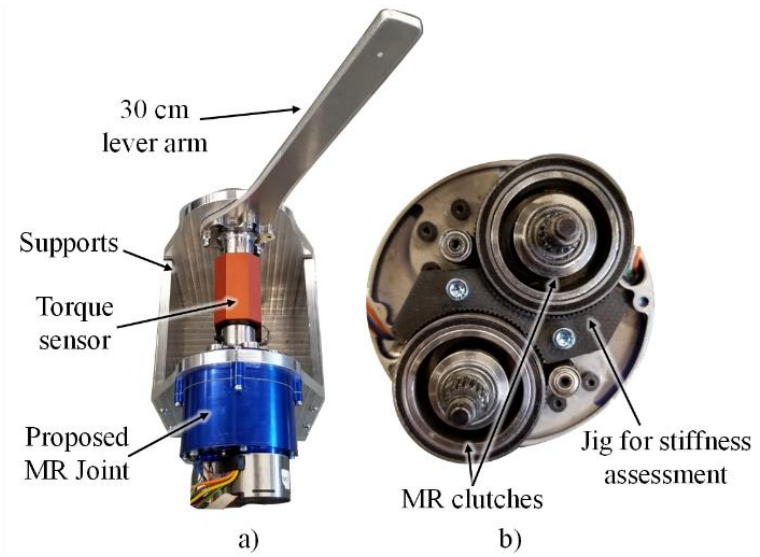


Figure 3-7. Experimental setup used to validate performances of the MR joint. b) Jig blocking MR clutch input gears to assess joint stiffness.

3.6.1. Characterization

1) MR Current-to-Torque

For this test, the clutches are characterized outside the MR joint. The relationship between the MR clutches current and blocked output torque is characterized. To do so, five successive 20 seconds current ramps are sent to the clutches. The torque is measured directly at clutch output. The current-to-torque curve is set to zero at 0 A and a polynomial fit is calculated (Figure 3-8). The coefficients obtained for equation 3 are $a = 0.0075$, $b = -0.0633$, $c = 0.1779$ and $d = 0.0498$. The maximum clutch torque is 0.85 Nm at 5 A and the maximum hysteresis is about 10 % of the maximum torque. In the future, a magnetic sensor could be added in each MR clutch if hysteresis was found problematic [74] at the expense of torque density.

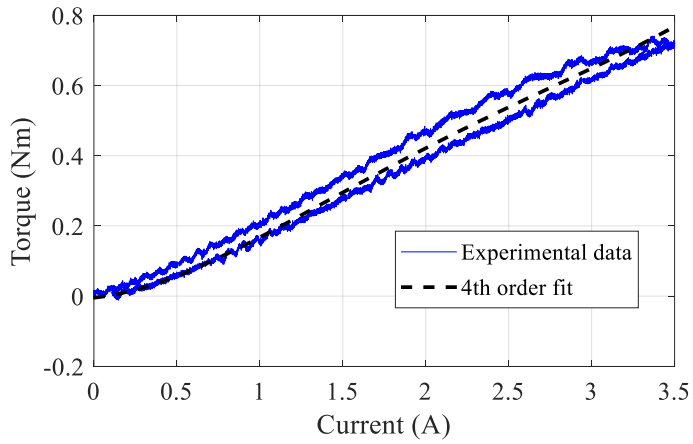


Figure 3-8. Torque-current experimental relation and the associated 4th order polynomial fit.

2) MR and Gearbox Friction

The friction properties of the clutches are assessed. For this test, the clutches are characterized outside the MR joint. Five successive 20 seconds speed ramps are sent to the motors while no current is sent to the clutches. A clear linear behavior is found between output torque and input speed with $B_{MR} = 0.0007$ Nm.s/rad. The Coulomb friction due to the clutch seal is $C_{MR} \approx 0.01$ Nm.

For the entire joint, the Coulomb friction due to the gearbox is characterized. A slow torque ramp is sent to the clutches while the joint output is backdriven at 1 Hz with the lever. The gearbox friction torque T_f is equal to the torque variation around the desired nominal torque and is load-dependant. From equation 4, we find $k_{GB} = 0.057$ Nm/Nm which is equivalent to about 94 % efficiency. At 0 Nm nominal torque, a 0.5 Nm offset was found. For later friction compensation purposes, this offset is not used and the Coulomb friction gain is reduced by 20 % to avoid instabilities.

3) Stiffness

To measure the joint stiffness, MR clutch input gears are locked together with a jig inside the joint (Figure 3-7) and a current of 2 A magnetically locks MR clutches. The joint is manually backdriven while the joint encoder records displacement. The measured stiffness

is 4800 Nm/rad, which includes the MR fluid and output gears. While stiffness is the same range as a UR joint (see Table 3-2), it leads to a much higher (unloaded) joint natural frequency of >400 Hz due to the very low inertia of the system.

4) Backlash

When MR clutches are in continuous slippage (either antagonistic or combined operation modes), no backlash occurs since there is no torque reversal in each output pinion which insures a continuous contact on gear teeth. A time delay occurs when power chains combined to double the torque involving a motor reversal. When no slippage occurs, the backlash from motors to the output is measured using a jig that locks both motors. A certain amount of backlash is measured (largest value: 0.12˚) but motors can apply torque in opposite direction to preload gears which further reduces backlash.

3.6.2. Torque Control Validation

1) Backdrivability and Torque Fidelity

Figure 3-9 shows the low-frequency (1 Hz) backdriving torque for different operating conditions. In the basic antagonistic operating condition, the backdriving torque is only 0.6 Nm (2 % max torque) when motors are simply rotating. This can be further reduced by compensating for the MR viscous friction and the gearbox friction. This way, the backdriving torque decreases to 0.2 Nm (0.7 % max torque). For the specific case where MR clutches are not in slippage, the measured backdriving torque at 1 Hz is 2 Nm (6.7 % max torque) and highly depends on the backdriving frequency. Equations 11 and 12 are used to force this specific case.

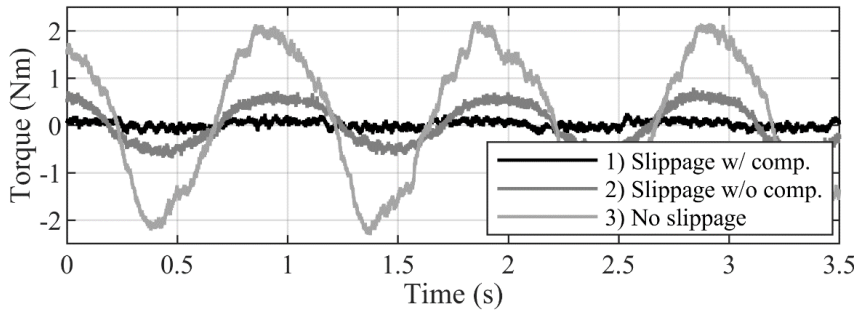


Figure 3-9. Backdriving torque at 1 Hz (90˚/s max speed) for different cases: (1) slippage condition mode with friction compensation and slip speed feedback; (2) slippage condition with constant 2000 RPM motor speed and (3) non-slippage condition with friction compensation.

Figure 3-10 shows the measured blocked output torque for a desired torque ramp. A ±2 Nm torque precision is found and is attributed to MR clutch hysteresis. As mentioned, this could be further improved by using a magnetic sensor in MR clutches and with an appropriate close-loop control. Motors reversal for combined mode occurs at 15 Nm so that the clutches torque can add up. The motors reverse speed within 6 ms (from -500 RPM to > 0 RPM) making motor direction shifting quite seamless.

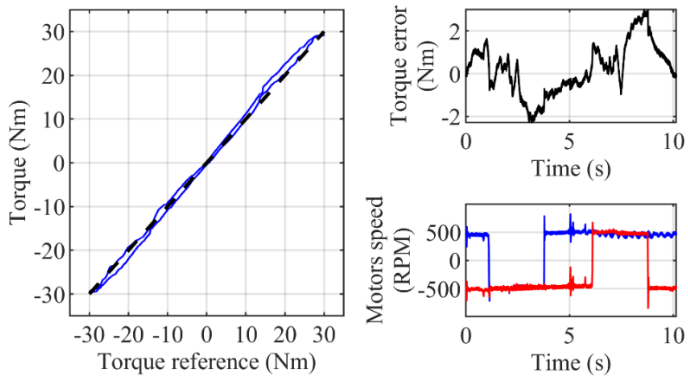


Figure 3-10. Open-loop torque fidelity (with friction compensation) for a -30 Nm to 30 Nm 10 s ramp with blocked output: measured torque vs reference (left), torque error (up-right) and motors speed (down-right).

2) *Torque Bandwidth*

The open-loop torque bandwidth is assessed by blocking the output joint and measuring the output torque as a sine-sweep torque reference signal (±5 Nm up to 200 Hz) is sent as input command. The frequency response of the system is shown in Figure 3-11.

The target slip speed is set at different levels between 0 and 1000 RPM (at MR clutches). The torque bandwidth varies between 23 Hz and 175 Hz when slip speed is set between 20 RPM and 1000 RPM (minimum and maximum motor speed). At 400 RPM, the torque bandwidth is 74 Hz (-3 dB and 105˚ phase margin). This performance is attributable to the fundamental characteristics of MR clutches and the antagonistic configuration of the proposed architecture. In the non-slippage condition (dashed line in Figure 3-11), the torque bandwidth is 19 Hz (-3 dB and 47˚ phase margin) and is mainly attributable to the backlash in the gearbox.

Altogether, the haptic performances of the MR joint strongly depends on the slippage speed target. The trade-off between haptic performances and MR fluid durability is clear [75] and the slippage speed should adapt based on the task in order to maximize both actuator durability and haptic performances.

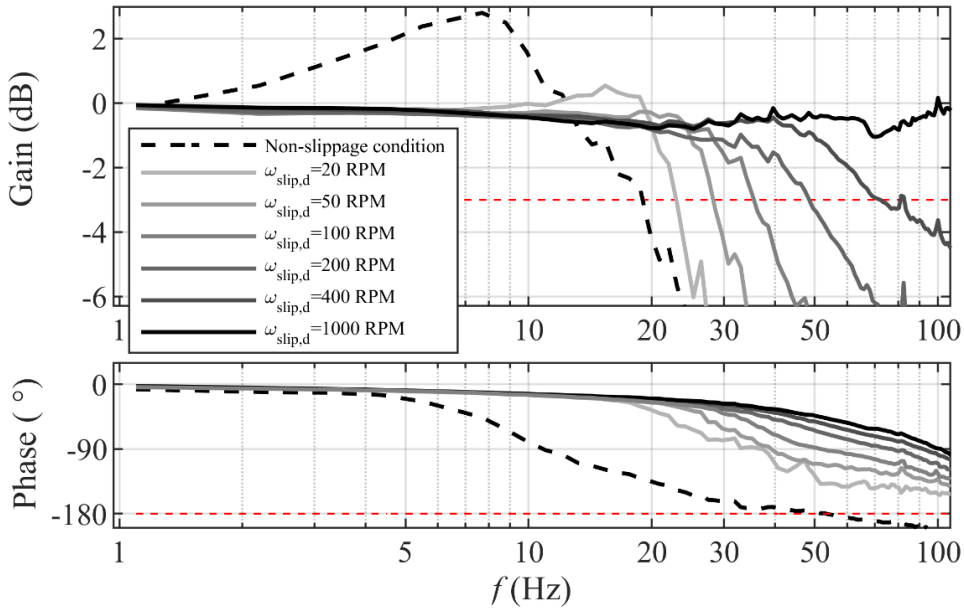


Figure 3-11. Blocked output torque frequency response of the MR joint for the non-slippage condition and for different slippage speed commands.

3.6.3. Position Control and Mode Transition

To demonstrate the closed-loop position control, a 1 kg payload is attached to the tip of the 30 cm lever. Then, step position references are sent to the joint from 0˚ (vertical) to 90˚ (horizontal). The gravity compensation is activated. The desired impedance is replaced

with a PID which gains are set at high values ($K_P = 10$, $K_I = 20$ and $K_D = 0.5$). Gains are tuned manually in order to minimize position error without instability. The test is done in both slippage ($\omega_{slip,d} = 50$ RPM) and non-slippage condition ($T_{lock} = 0.05$ Nm) with a transition between both conditions to assess the effect of transitions on performance. The measured position precision is within 0.015˚ in slippage condition and ≈ 0.010˚ in non-slippage condition (Figure 3-12). For both conditions, the overshoot is 0.3˚ (0.33%) and the maximum joint speed of 360˚/s is reached in 50 ms. For the non-slippage condition, precision is limited by dry friction in the motors as well as cogging torque. The forced transition between slippage and non-slippage conditions is seamless. The maximum transient position error introduced is 0.04˚ when switching from non-slippage to slippage condition. The instantaneous torque variation due to switching conditions is typically within ±0.5 Nm. Thus, depending on the task requirements, on-demand transitions between slippage and non-slippage operating conditions could be used in future works to maximize MR durability.

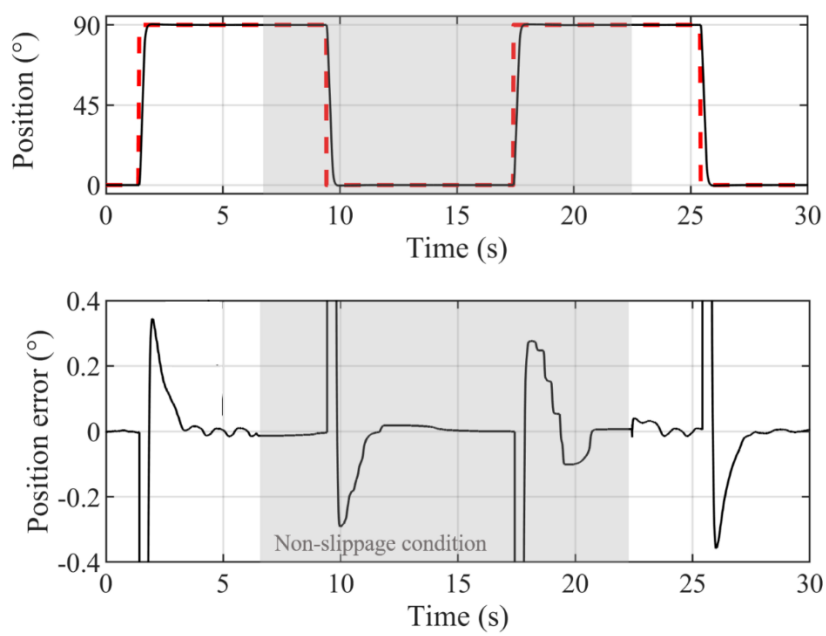


Figure 3-12. Position control of the joint: joint output position with reference (above) and position error (below). The controller is switched from slippage condition (unshaded) to non-slippage condition (shaded) during the test.

3.6.4. Summary

The main performances and experimental results of the modular hybrid MR robotic joint are summarized in Table 3-2 and compared with the equivalent UR size 1 joint.

Table 3-2. MR JOINT PERFORMANCES COMPARED TO UR JOINT SIZE 1 [12,18,73]

Performances	UR size 1	MR Joint	Units
Maximal torque	28	30	Nm
Maximal/minimal torque ratio	N/A	15*	-
Diameter X Length	75 X 100	85 X 98	mm
Mass	~1	1.1	kg
Torque density	28	27	Nm/kg
Output inertia	0.14	0.00098 (slip) 0.15 (no slip)	kgm^2
Torque-to-inertia	200	30 457 (slip) 200 (no slip)	Nm/kgm^2
Backlash	0.005	0 (slip) 0.12 (no slip)	degrees
Stiffness	4700-7100	4800	Nm/rad
Natural frequency	29-35	>400	Hz
Max. backdriving torque	8.2	0.2 (slip) 2 (no slip)	Nm
Blocked-output torque bandwidth	N/A	74 (slip) 19 (no slip)	Hz
Static positioning precision	N/A	0.015 (slip) <0.10 (no slip)	degrees

* based on the experimental non-optimized open-loop torque resolution

3.6. Conclusion

To overcome the safety-speed trade-off of commercial cobots, this paper proposes a modular hybrid MR robotic joint that is intrinsically safe for human-robot interaction while offering high dynamic performances. The proposed 30 Nm cobot joint has high torque density (27 Nm/kg, comparable to actuators with HDs) due to the mechanical architecture composed of two MR power chains which provides a hybrid mode of operation; the antagonistic mode for fast and transparent human-robot interactions and the combined

mode for high torque demands. Both modes offer a high torque-to-inertia ratio (>150 times more than the comparable UR 28 Nm joint) due to MR clutches continuous slippage that decouples inertia, friction and backlash from the geared motor. The MR joint also offers high backdrivability (0.7% of maximal torque) and high torque bandwidth (>70 Hz) without backlash. To maximise durability, MR clutches can be maintained in non-slippage condition, at the cost of increased inertia (comparable to the UR 28 Nm joint). Moreover, the cylindrical MR joint provides an overall compactness (85 X 85 X 98 mm) and low mass (1.1 kg). Future work will consist of improving both torque and position controllers to be used in a complete 6-DOFs serial robot. Moreover, MR clutches with permanent magnets will be designed to reduce global power consumption and to provide a holding torque when system is powered off.

CHAPITRE 4.

EMBRAYAGES MR DÉLOCALISÉS

4.1. Avant-propos

L'article du chapitre 3 présente un actionneur MR intégré dans une articulation robotisée et destinée à la robotique collaborative sérielle. Cette approche permet une solution compacte, modulaire et possédant de bonnes performances; haute densité de couple (27 Nm/kg), haut rapport couple-inertie (150X celui d'une articulation robotisée constituée d'un moteur et d'un réducteur harmonique), faible couple de rétro-entrainement (~7% du couple maximal) ainsi qu'une bonne bande-passante en couple (>70 Hz).

Bien que cette solution soit modulaire et possède densité de couple comparable aux actionneurs couramment utilisés, la masse de chaque actionneur contribue directement à la masse reflétée à l'effecteur. Délocaliser les actionneurs à la base du robot peuvent réduire cette masse reflétée aux dépens de la modularité du robot.

Cette section présente un article étudiant le potentiel des actionneurs MR délocalisés à la base d'un bras surnuméraire à 3 DDLs et possédant une transmission hydrostatique acheminant la puissance aux articulations esclaves. La masse portée totale de ce bras surnuméraire vaut 4.2 kg et l'effecteur atteint une vitesse maximale de 3.4 m/s. La transmission hydrostatique utilise des cylindres à membranes déroulantes afin de minimiser la friction mais est limitée en pression maximale (~2760 kPa ou 400 psi) et en course (1.5X le diamètre). Ces contraintes limitent la densité de couple maximale atteinte (26-32 Nm/kg) rendant la solution délocalisée comparable, en terme de densité de couple, à la solution modulaire du chapitre précédent. Toutefois, l'actionnement MR délocalisé possède une haute puissance (1.4 kW/kg) et plusieurs avenues restent encore inexplorées afin d'optimiser la conception de la transmission hydrostatique. Ce présent article a

également ouvert la voie à d'autres applications utilisant l'approche MR délocalisé hydrostatique tel qu'une jambe surnuméraire robotisée [76] agissant comme une 3e jambe ainsi qu'un exosquelette pour chevilles [77].

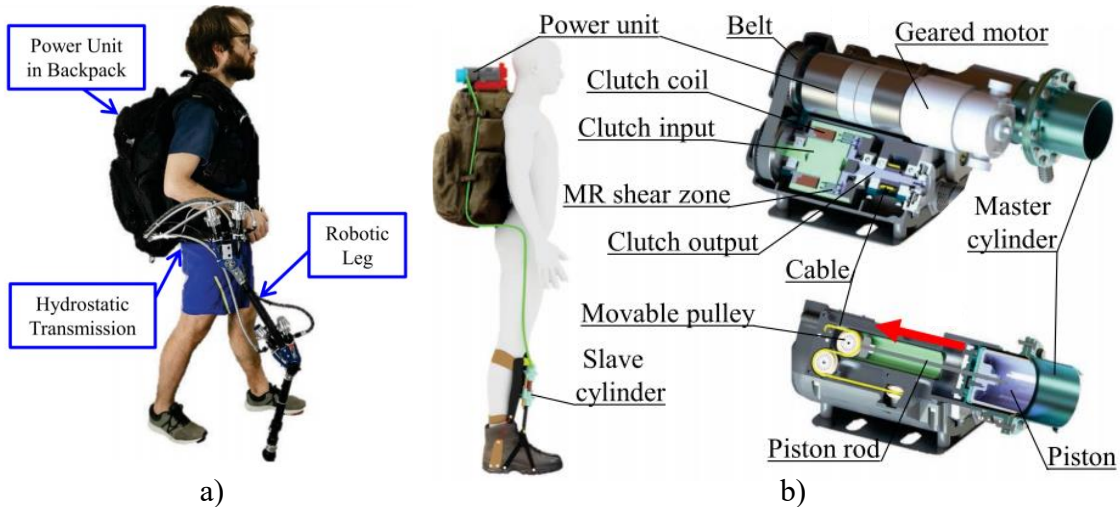


Figure 4-1. a) Jambe robotisée surnuméraire utilisant un actionnement MR délocalisé hydrostatique [76] et b) exosquelette de cheville utilisant un actionnement MR délocalisé hydrostatique [77].

Auteurs et affiliation :

C. Véronneau : étudiante au doctorat en génie mécanique, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie mécanique.

J. Denis : étudiant à la maîtrise, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie mécanique.

L-P. Lebel : étudiant à la maîtrise, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie mécanique.

M. Denninger : ingénieur concepteur, Exonetik inc.

V. Blanchard : étudiant au baccalauréat, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie mécanique.

A. Girard : professeur adjoint, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie mécanique.

J-S. Plante : professeur titulaire, Université de Sherbrooke, Faculté de génie, Département de génie mécanique.

Date d'acception : 27 décembre 2019

État de l'acceptation : version finale publiée

Revue : *Robotics and Automation Letters (RAL)*

Référence : [68]

Titre anglais : Multifunctional Remotely Actuated 3-DOF Supernumerary Robotic Arm Based on Magnetorheological Clutches and Hydrostatic Transmission Lines

Titre français : Bras robotisé surnuméraire délocalisé et multifonctionnel à 3 degrés de liberté utilisant des embrayages magnétorhéologiques et des transmissions hydrostatiques

Résumé français :

Les membres robotisés surnuméraires (MRS) sont des membres additionnels et portatifs assistant les humains dans leurs tâches physiques domestiques ou industrielles et permettant d'augmenter les capacités humaines conventionnelles. Cependant, plusieurs défis uniques accompagnent la conception des MRS puisqu'ils sont positionnés directement sur le corps humain. Les MRS doivent 1) être légers afin de ne pas encombrer l'utilisateur, 2) être assez rapides pour compenser les mouvements imprévisibles de l'humain, 3) être assez forts pour accomplir une multitude de tâche, 4) posséder une haute bande-passante en force et un bon rétro-entrainement afin de contrôler les forces d'interaction entre l'utilisateur et l'environnement. Cet article étudie le potentiel d'un bras robotisé surnuméraire à 3 DDLs équipé d'un manipulateur souple et actionné par des embrayages magnétorhéologiques (MR) et une transmission hydrostatique. Cette configuration délocalisée permet de positionner l'unité de puissance au sol, minimisant la masse portée par l'utilisateur (4.2 kg). Les embrayages MR minimisent l'inertie d'actionnement afin de fournir une bonne dynamique et un bas couple de rétro-entrainement. Une bande-passante en force expérimentale de 18 Hz est obtenue à chaque articulation et une vitesse maximale de l'organe terminal de 3.4 m/s est obtenue, ce qui est suffisant pour compenser les mouvements humains. Aussi, les deux premières articulations fournissent 35 Nm et la 3e articulation fournit 29 Nm, ce qui est assez fort pour transporter des outils manuels. Finalement,

le bras robotisé surnuméraire est mis dans des situations concrètes et réelles telles que la cueillette de fruits et légumes, la peinture, la manutention d'outils et le badminton. La capacité du bras robotisé à effectuer avec succès plusieurs tâches variées à haute vitesse et avec finesse suggère fortement que les MRS deviendront des dispositifs couramment utilisés.

Contributions des auteurs :

C. Véronneau : auteure principale de l'article et a contribué majoritairement à la conception préliminaire du bras robotisé. Catherine a également participé activement aux tests préliminaires, au dimensionnement ainsi qu'à la caractérisation de la chaîne de transmission de puissance (MR + hydrostatique). Les tests expérimentaux ont également été effectués avec la participation de Catherine.

J. Denis : a élaboré le contrôle en impédance du bras et a aidé à l'élaboration des tests expérimentaux.

L-P. Lebel : a participé à la conception préliminaire de l'architecture du bras.

M. Denninger : a effectué la conception détaillée du bras et de son unité de puissance.

V. Blanchard : a élaboré la conception et la caractérisation du manipulateur souple.

A. Girard : a supervisé le projet et a donné plusieurs recommandations en ce qui a trait au contrôle.

J-S. Plante : a supervisé le projet et a donné plusieurs recommandations en ce qui a trait à la conception mécanique.

4.2. Abstract

Supernumerary robotic limbs (SRL) are wearable extra limbs intended to help humans perform physical tasks beyond conventional capabilities in domestic and industrial applications. However, unique design challenges are associated with SRLs as they are mounted on the human body. SRLs must 1) be lightweight to avoid burdening the user, 2) be fast enough to compensate for human unpredictable motions, 3) be strong enough to accomplish a multitude of tasks, 4) have high force-bandwidth and good backdrivability to control interaction forces between the user and the environment. This paper studies the potential of a remotely actuated 3-DOF supernumerary robotic arm equipped with a 3

fingers soft gripper, both powered by magnetorheological (MR) clutches and hydrostatic transmission lines. The tethered configuration allows the power-unit to be located on the ground, which minimizes the remote mass (4.2 kg) on the user. MR clutches minimize the actuation inertia in order to provide fast dynamics and good backdrivability. An experimental open-loop force-bandwidth of 18 Hz is obtained at each joint and the maximal speed reached by the device end-effector is 3.4 m/s, which is sufficient for compensating human motions. In addition, the two first joints provide 35 Nm and the third joint provides 29 Nm, which is strong enough to hold manual industrial tools. Finally, the SRL is put in real practical situations, as fruit and vegetables picking, painting, tools holding and badminton playing. The capability of the proposed MR-Hydrostatic SRL to perform successfully various tasks with high speed and smoothness suggests a strong potential of SRLs to become future commonly used devices.

4.3. Introduction

Supernumerary Robotic Limbs (SRLs) are a recent category of wearable robots that augment human capabilities by adding extra limbs and thus, additional motion capabilities to the human body. Such additional independent robotic limbs mounted on the human body can provide assistance like a robotic co-worker. Unlike exoskeletons, SRLs are not constrained to follow the kinematics of user's limbs allowing the device to work in parallel with the user. For instance, SRLs can help users to support the weight of heavy objects, reach unreachable objects, support user's own limbs, perform tasks requiring two people, and so on. SRLs can be seen as multifunctional tools [78–80] used for helping users doing things that would otherwise be uncomfortable, dangerous or simply not possible. Research on SRLs is only beginning and a few prototypes have been explored at this time. This class of wearable robots emerged at MIT [81–83] for bracing human body and holding aircraft components to assist drilling operations. Other works focus on extra fingers [84,85] to facilitate grasping. The wearability of SRLs was also studied [78] as well as human-robot interfaces [86].

SRL devices present several distinctive challenges since their base are attached on a human body instead of being rigidly fixed as conventional manipulators. First, SRLs need to be lightweight as humans wear them. The majority of the mass should be located near user's center-of-gravity (at the hips) to keep good balance and reduce the total inertia on the user. Moreover, human's unpredictable motions introduce disturbances at the base of SRLs. Those motions need to be compensated by the end-effector in order to keep its position stable relative to the environment. SRLs thus need to be faster than human's motions to maintain the end-effector position. Typical human's hips speed does not exceed 3 m/s [87,88], which implies roughly (depending of the robot configuration) maximal angular speed at each joint of 400 °/s. SRLs also require a high force density in order to execute a multitude of tasks, as holding industrial tools or bracing the human body, without being limited by the actuators maximal force.

SRLs also require a good capacity of controlling the interaction forces with the environment for tasks as painting on a wall, drilling, manipulating fragile objects, etc. This capacity of controlling the interaction forces is even more challenging for robots attached on a human instead of being rigidly fixed. Indeed, the user adds a serial compliance which decreases dynamic performances [89]. The actuators thus require high force-bandwidth to mitigate the loss of performances due to human compliance. In addition, a good backdrivability is required to minimize additional forces on the environment while the user moves unpredictably. Low inertia and friction levels from both the actuation and the structure itself are essentials to maintain a good backdrivability. A good backdrivability limits the forces transmitted to the human when moving.

The combination of a high force density, high speed, high force-bandwidth and good backdrivability makes the design of SRLs challenging. With conventional electric motor actuation, there is a major trade-off between speed and force density [39]. Direct drive motors can reach high speeds and high force-bandwidth, but suffer from a poor force-density [90]. On the other hand, highly-geared motors are often used in wearable robotics [91–93] for their high force density but would be too slow to compensate for human motions. They also suffer from low backdrivability due to their high level of reflected

inertia and friction. Serial elastic elements are often added to increase backdrivability of the actuation but they radically decreases bandwidth and speed [44,94], making this alternative non-ideal for SRLs. Pneumatics avoid routing issues but suffer from low bandwidth [65,95] and high energy consumption [96]. Hydraulic with servo-valves system are not intrinsically backdrivable and have significant friction [90]. Regardless of the actuation technology, tethered strategies can be used for SRLs to minimize the weight worn by the user by leaving the actuation weight on the ground. In this case, the transmission needs to be stiff enough to maximize bandwidth.

A proof-of-concept 2-DOF SRL [97] using magnetorheological (MR) clutches and hydrostatic transmissions has been tested to explore its potential for lightweight but yet, highly dynamic SRL robots. This actuation system has a high force-bandwidth (~25 Hz) and low-impedance [56,97], which is well suited for SRL dynamical applications.

This paper presents a 3-DOF supernumerary robotic arm (Figure 4-2) powered with MR clutches and hydrostatic transmissions to mimic the performance of a human arm in a multitude of industrial and domestic applications. MR clutches are located in a tethered power-unit and the hydrostatic lines bring the power to the arm. A MR- Hydrostatic soft gripper is also developed and added to the robot's end-effector to grasp objects. Compared to the MIT supernumerary robotic arm [81–83] that uses serial-elastic actuators and is designed to brace the human (quasi-static movements), this proposed 3-DOF robotic arm has a completely different mechanical design and is aimed to accomplish dynamical tasks.

Figure 4-2. Proposed 3-DOF supernumerary robotic arm on a user. Only the arm (slave part) is shown.

The tethered power-unit minimizes the weight worn by the user even if it compromises the portability of the whole system. However, a complete portable solution is not required for all applications. In an industrial application where the user is always working in the same space, having a tethered power-unit (Figure 4-3a) instead of a portative one (Figure 4-3c) could be appropriate, as a central vacuum at home. The power-unit could even follow the user by rolling on the floor (Figure 4-3b), like a conventional sweeper.

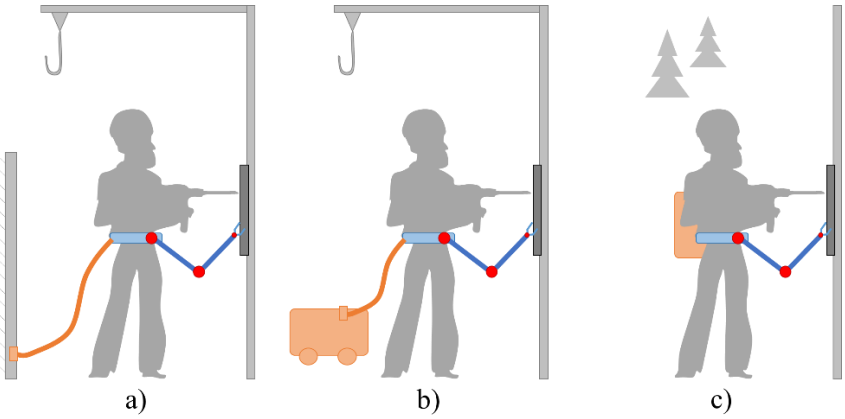


Figure 4-3. Three possible ways to bring the power to the supernumerary robotic arm. a) The actuation is fixed in a wall. b) A rolling vehicle carries the actuation. c) Portable actuation located in user's back.

Controlling SRLs is another important challenge for their deployment. SRLs must be capable of performing a variety of domestic and industrial tasks with minimal user intervention [78,98]. Some supernumerary robotic devices are controlled using Electromyography [99–101], vocal commands [102], feet motions [103] or user's facial expressions [104]. Those methods entail detecting user's intention and navigating in unstructured environments, which requires complex sensors and complex artificial intelligence algorithms. Here to demonstrate our novel hardware, a simple teleoperation scheme is used.

The scientific contribution of this paper is the presentation of the concept and experimentation demonstrations of a SRL with custom high-performance remote actuation system based on magnetorheological clutches and hydrostatic lines. The whole prototype is designed to minimize the remote mass and maximize the force density, the speed, the force-bandwidth and the backdrivability. Results show the MR-hydrostatic approach to present a global level of performance similar to human capabilities, and to be capable of performing human-like tasks at similar speeds such as fruit picking, tools handling, painting, and playing badminton.

4.4. Mechanical Design

4.4.1. Overview

The proposed 3-DOF SRL is attached on user's hips and is powered by a MR-Hydrostatic actuation system [56,97]. In this version, the power-unit is tethered and remains on the floor to minimize the mass worn by the user. As a preliminary proof-of-concept, the mass of the tethered power-unit has not been optimized. Eventually, the power-unit could be located in user's back and powered by a battery pack. Table 4-1 provides the specifications and characteristics of the proposed SRL. The majority of the arm's structure is composed of carbon fiber to minimize the remote mass worn by the user. As a comparison, a man's arm weights about 4 kg [105] (for a 80 kg man). The arm mass is relatively low since the power-unit is tethered. When the arm is fully extended, the inertia at first joint around its

axis of rotation is 0.8 kgm^2 compared to 0.6 kgm^2 for a man's arm about his shoulder [105]. The SRL is designed with upper bound requirements to test many possible applications for research purposes. Those specifications could be reduced in the future to be tailored for specific applications. Figure 4-4 and Figure 4-5 present the SRL workspace and kinematical description with the Denavit-Hartenberg parameters. The arm is designed to never reach the user's head to eliminate any possible risks of serious injuries.

Table 4-1. Principal characteristics of the proposed 3-dof SRL

Characteristics	Values		
Arm mass (without harness)	4.2 kg		
Harness mass	2.5 kg		
Power-unit mass	18 kg		
Payload	5 kg		
	Joint 1	Joint 2	Joint 3
Joint maximum power	1.5 kW	1.5 kW	1.5 kW
Joint maximum torque	35 Nm	35 Nm	29 Nm

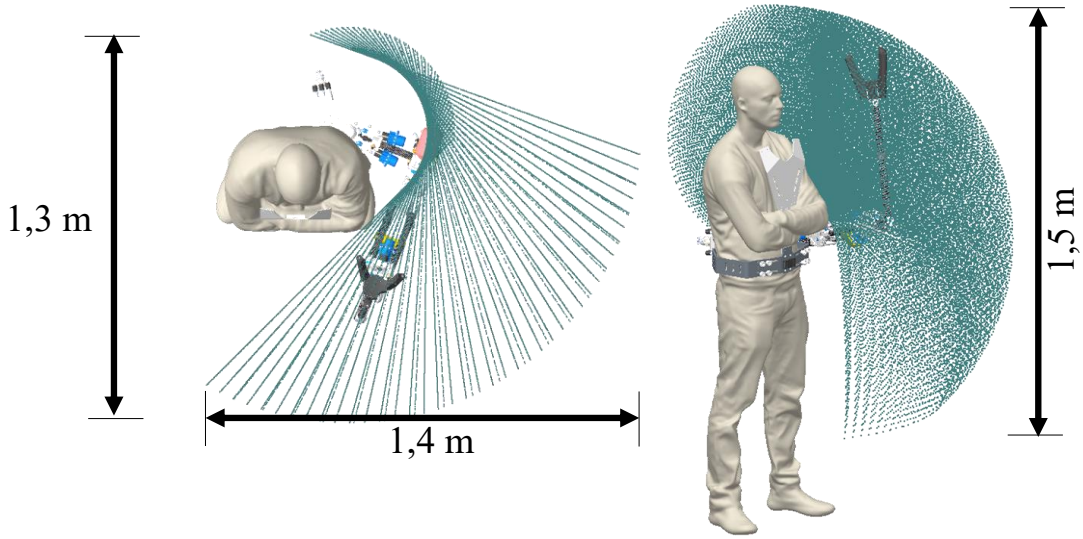


Figure 4-4. Proposed SRL workspace. The arm is designed to never touch user's head.

Denavit-Hartenberg parameters

	a_i	α_i	b_i	θ_i
Joint 1	L_A	$\frac{\pi}{2}$	b_A	θ_1^*
Joint 2	L_B	0	0	θ_2^*
Joint 3	L_C	0	b_C	θ_3^*

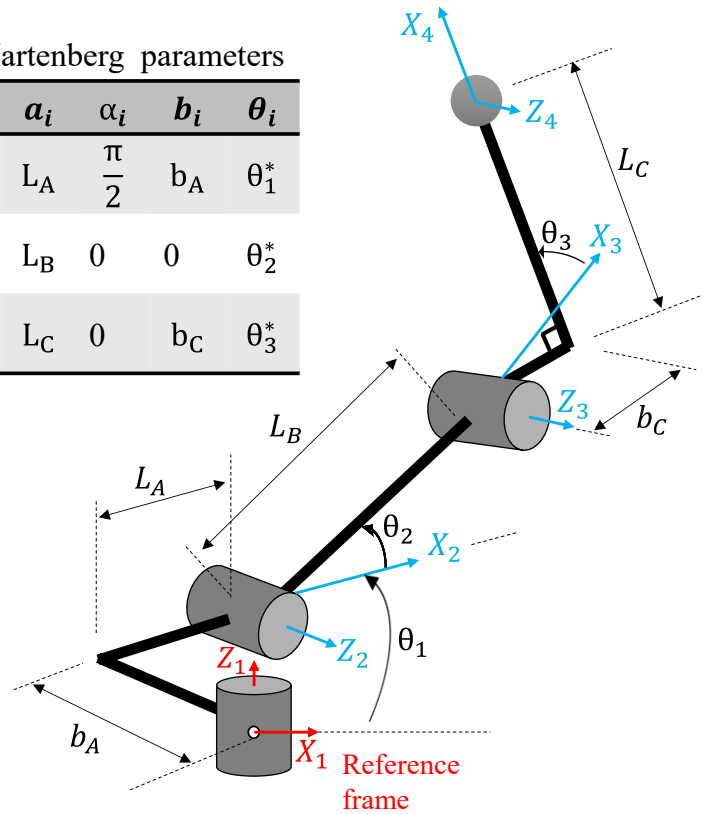


Figure 4-5. SRL kinematical description with DH parameters.

4.4.2. MR-Hydrostatic Actuation Design and Performances

The proposed 3-DOF teleoperated SRL is powered by a MR-Hydrostatic actuation system described in Figure 4-6. Each of the robot joints are actuated by a power-unit composed of an electric motor (KDE600XF-1100-G3, KDE Direct, 5.5 kW), two custom MR clutches, two ball screws (GTR0805EC5T-220 for joints 1 and 2, GTR0808EC5T-220 for joint 3, ISSOKU) and two master cylinders. Three tethered power-units are required to actuate the 3-DOF SRL.

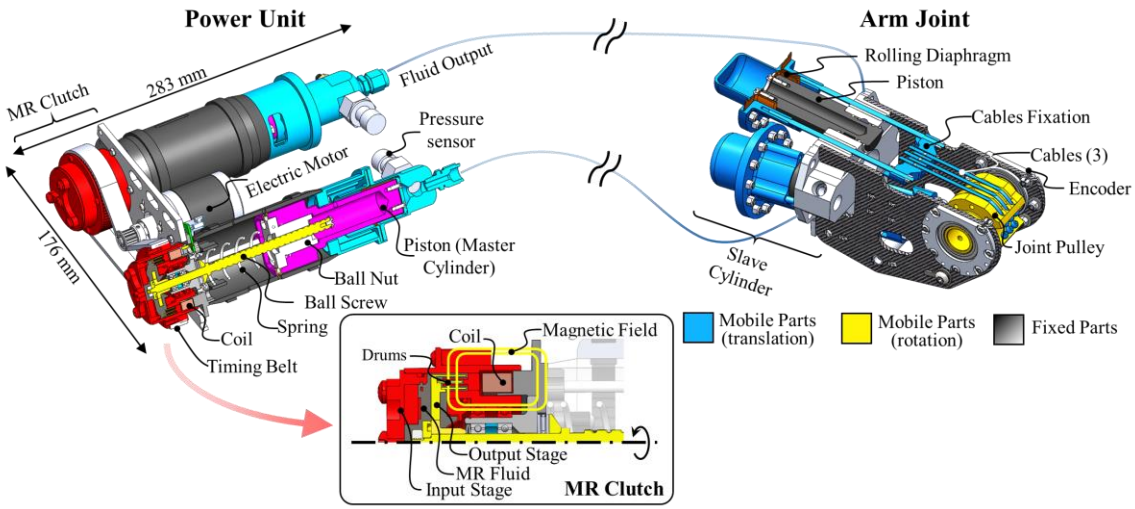


Figure 4-6. MR-Hydrostatic actuation used to actuate one robot joint. The system is composed of a power-unit (one per robot joint) which is composed of one electrical motor, two MR clutches that transmit the torque to two ball screws. Ball nuts pressurizes two master cylinder that provides the hydrostatic pressure to two slave cylinders of the robot joint. Pressure differential between the slave cylinders produces joint torque.

In each power-unit, the electric motor powers the two MR clutches input stages with a timing belt (ratio 4.86:1). A magnetic field, generated by a current in a coil, proportionally changes the viscosity of the MR fluid located in the shear zone (between the input and output stages of the clutch). The change in fluid viscosity controls the torque transferred between the input and the output stage proportionally to the input current. The clutches inputs are always maintained in slippage mode which effectively decouples the motor's inertia from the system output thereby maximizing dynamic performances [17]. Ball screw mechanisms transform the MR output torque to a linear force pushing on master cylinders pistons to modulate pressure in hydrostatic lines. Two such hydrostatic lines are required to actuate one joint, one for each direction. Table 4-2 provides the specifications and performances of each power-unit. Master and slave cylinders use custom pistons with rolling diaphragms (4-125-CBJ, Marsh Bellofram) to decrease the friction in the transmission [53,56,106]. A preloading spring is used in the power-unit to keep the system minimally pressurized since rolling diaphragms cannot support pressure reversals [53].

Table 4-2. MR-Hydrostatic power-unit specifications and performances

Description	Value	Units
MR clutch max torque	2	Nm
Transmission max pressure	2758 (joints 1,2)* & 2341 (joint 3)	kPa
Ball screws diameters	8	mm
Ball screws leads	5 (joints 1,2) & 8 (joint 3)	mm
Cylinders diameters	29.2	mm
Joints pulley diameters	37.5	mm
Total ratios between MR clutches and robot joints	23.6:1 (joints 1,2) & 14.7:1 (joint 3)	

* Rolling diaphragm pressure limitation

The proposed antagonistic configuration using two independent fluidic line coupled with two MR clutches in constant slippage allows the system to always be preloaded such that it automatically compensates for leakage, backlash or membrane relaxation, which is not possible with only one motor coupled with two hydrostatic lines. An hydrostatic air-water line coupled with a motor is an alternative configuration to avoid preloaded issues [52]. However, under low load conditions such as when the system is idling or performing low force manoeuvers, the air-preload must fight against the motor to maintain a low net torque output, which is not energy efficient and detrimental for system durability.

As inertia is critical to ensure good backdrivability, the total inertia of the actuation system needs to be as low as possible. The MR-Hydrostatic actuation system contributes to less than 6 % of the total arm's reflected inertia (valid for the two first joints) and 23 % for the third joint. The actuation system has also 7.6 times less inertia than if the MR clutches are replaced by an equivalent brushless motor (MAXON - EC 90 flat Ø90 mm, brushless, 600 W, rotor inertia of 5100 gcm^2). The backdrivability is also dependent of the friction, which is more difficult to predict. Therefore, an experimental characterization of the elbow backdrivability has been made (Figure 4-7) at three levels of elbow torques. To do so, a person backdrives the elbow joint while the end-effector force is recorded and no control is applied. The backdriving torque increases with the elbow torque command, which is explained by the increase of the normal force in the ball screw. The backdriving torque is also dependent of the frequency, which suggests that the actuation damping and inertia are

non-negligible. The overall open-loop backdriving torque is less than ±5 % of the maximum elbow torque (±29 Nm)) when no torque command is applied. When a torque is applied (8.5 or 17 Nm) to the elbow, the backdriving torque increases to ±23 % of the torque command. This rise in backdriving torque is due to the stress on the ball screw caused by the preload of the balls [107]. Those levels of backdriving torques could be appropriate for application requiring position control (e.g. pick-and-place) but could potentially be too high for haptic applications. Future works will consist of implementing a friction compensator to improve backdrivability.

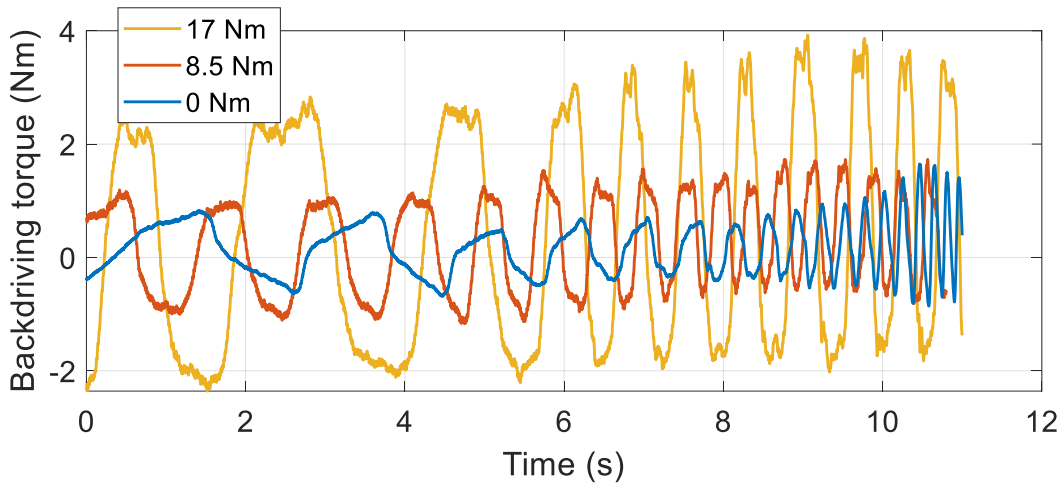


Figure 4-7. Backdriving torques took at the elbow joint. An individual manually backdrives the arm and the end-effector force is recorded at three level of elbow torque (0, 8.5 and 17 Nm).

Force-bandwidth is another critical requirement for the design of SRLs in order to perform dynamic tasks even on a moving flexible base. The experimental open-loop force-bandwidth of the SRL is determined by imposing a logarithmic chirp input command in a MR clutch from 0.2 to 1 Nm at frequencies from 1 to 50 Hz. The upper arm is blocked as well as the end-effector and a 6-axis load-cell (ATI Mini45) at the robot end-effector measured the force. Figure 4-8 (solid lines) shows the experimental frequency response of the elbow between the input current and the measured force taken at the end-effector. A natural frequency around 18 Hz limits the force-bandwidth. However, considering that human's force-bandwidth is around 10 Hz [108], the measured force bandwidth is

sufficient for human-robot interactions, showing a high potential of using MR-Hydrostatic actuation for SRLs.

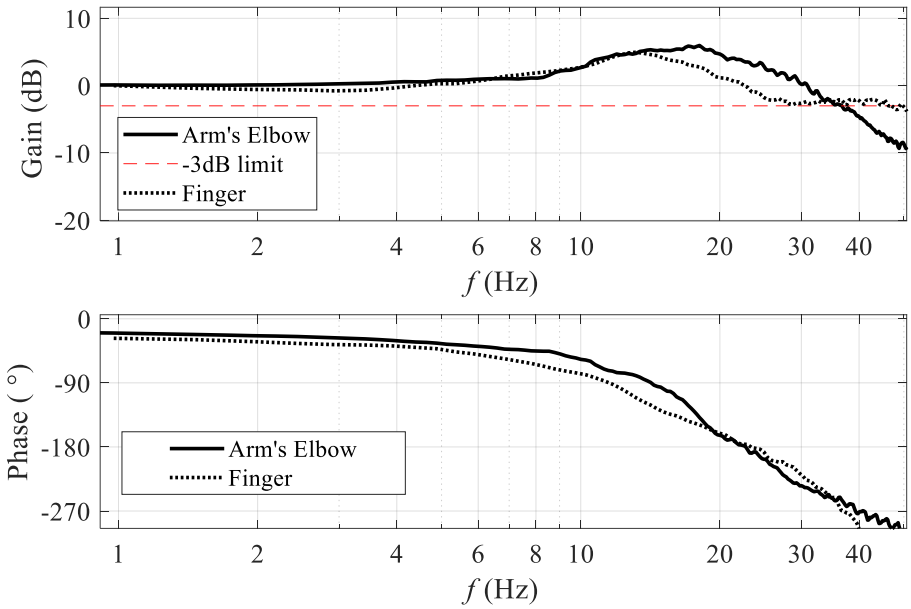


Figure 4-8. Open-loop force-bandwidth between the input torque in a MR clutch and the end-effector force. Solid lines show the frequency response of the blocked elbow joint and dashed lines, the frequency response of a gripper's blocked finger.

4.4.3. Gripper Design and Performances

Grippers used for SRL follow the same design requirements as conventional robotic grippers, but their outermost distal location increases the necessity for high force-to-weight capabilities. Since SRLs are a recent robotic field, there are a few grippers developed for SRL applications; a granular jamming gripper [109], an underactuated gripper powered by servo motors [110], a magnet as gripper [111] and a humanoid hand [112]. The SRL application of this paper proposes a proof-of-concept soft gripper actuated by a MR-Hydrostatic system.

The gripper is made of three identical fingers measuring 16 cm long with a diameter of 0.9 cm (Figure 4-9a). Each finger is composed of a soft finger and an exoskeleton made of 3D printed parts (Figure 4-9b) in order to minimize the mass worn as well as the arm's inertia. Each soft finger is made of a silicone rubber tube inside an orthotropic fabric

[113,114]. This fabric is radially stiff and extends axially which constrains the tube to extend under pressure. Three pivot points in the exoskeleton transform the finger extension to a bending movement. The targeted elongation rate is 50 %, compared to 25 % for McKibben muscles (in compression) [115,116]. A MR-Hydrostatic power-unit (same as in [97]) powers the gripper in order to maximize its force-bandwidth and minimize the mass worn since gripper's power-unit is tethered.

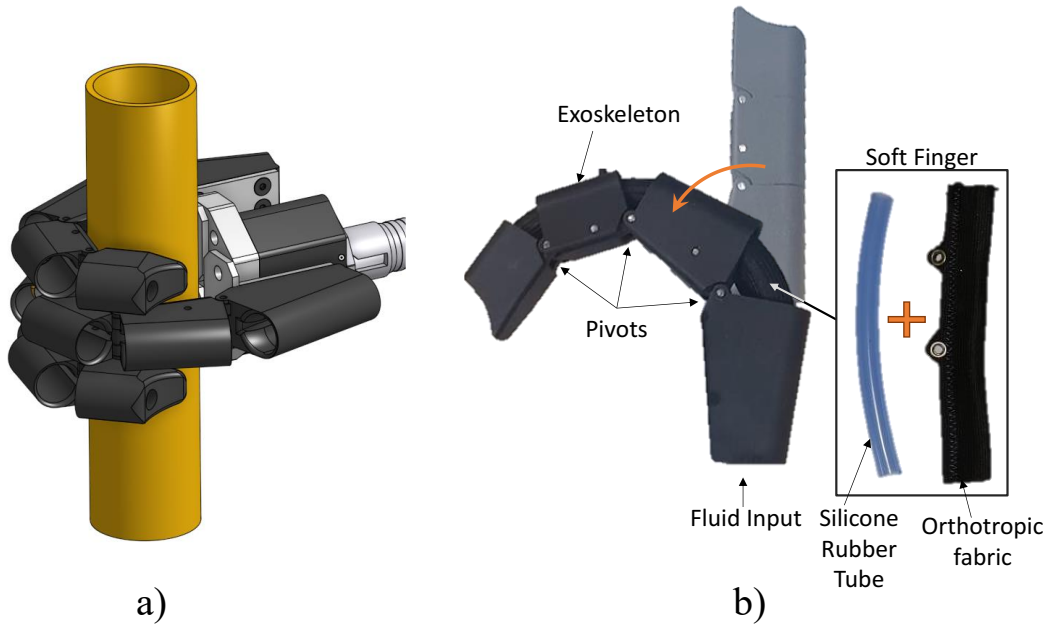


Figure 4-9. a) Render of the soft Gripper holding a tube and b) picture of a finger showing principal parts.

The maximum blocked fingertip force measured against a one-axis load-cell (SBO-200, Transducer Techniques) for each finger is 30 N (for a 690 kPa pressure). Figure 4-10 presents the quasi-static relation between the pressure in the power-unit and the fingertip force. The test is performed by sending an input current ramp from 0 to 2 A to the MR clutch. The pressure is measured (PX3AG1BH046BSAAX, Honeywell) as well as the fingertip force with a load cell (SBO-200, Transducer Techniques). The level of hysteresis is in the same order of magnitude than commercialized McKibben muscles [117]. The frequency response of a finger is recorded by imposing a logarithmic chirp input command in a MR clutch from 1 to 2 Nm at frequencies from 1 to 40 Hz while the finger's tip is blocked. The open-loop force-bandwidth of a finger is 14 Hz (Figure 4-8 dashed lines),

limited by the natural frequency. This shows the potential of using MR-Hydrostatic actuation with a soft gripper. Future investigations will consist of developing future versions of such soft-gripper able to grasp a multitude of objects shapes with high dynamics.

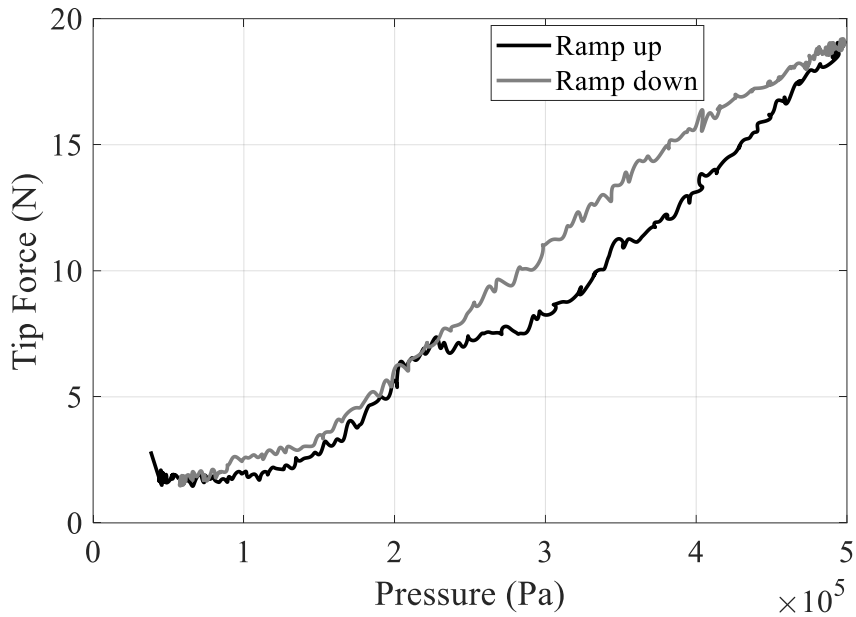


Figure 4-10. Quasi-static relation between the pressure in the hydrostatic transmission and the tip-force for each finger of the gripper.

4.5. Experimental Results

This section presents the performances of the proposed SRL in terms of the position tracking, maximal speed and the capability of executing a variety of human-like tasks under tele-operation control.

4.5.1. Experimental Setup

Figure 4-11 presents the overall experimental setup composed of the SRL on a user, the power-units, the electric box and the remote master arm. The remote master arm is mainly built with 3D printed members and has encoders (AMT102-V, CUI Inc.) at each joints to measure angular positions. The three MR-Hydrostatic power-units are contained in a box.

All those components are controlled by a real-time Speedgoat controller at a sampling rate of 1 kHz.

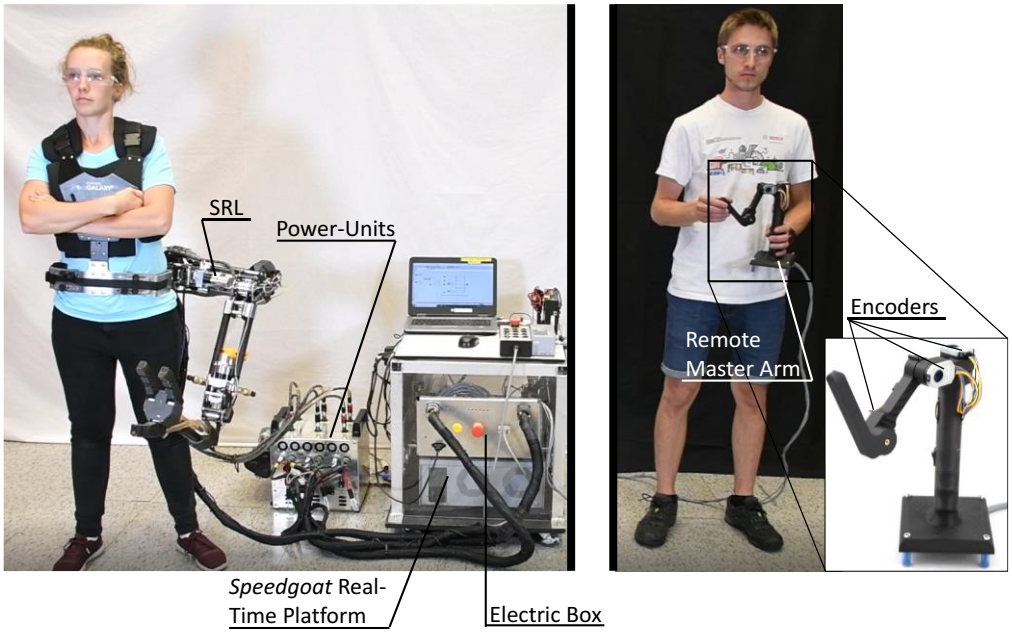


Figure 4-11. Experimental setup composed of the SRL on a human, the power-units, the electric box and the remote master arm.

4.5.2. Impedance Controller

An impedance control approach [118] (Figure 4-12) is used to generate motions of the SRL for its simplicity of implementation and as MR clutches are good torque sources (low-inertia compared to DC motors [17]). In addition, impedance controller is preferred to admittance controller when the system is transparent [119]. The virtual stiffness and damping coefficients are tuned experimentally for each task to maximize dynamic response while giving a safe human-robot interaction. Indeed, aggressive gains reduce position errors but result in a less compliant robotic arm. As the remote master arm is a scale model of the SRL (1:7), Cartesian positions of both the remote and the SRL are calculated using the same kinematic relation. The reference end-effector Cartesian position ($\underline{r}_r$) is computed with the remote master arm angular positions ($\underline{q}_r$). A comparison of positions ($\underline{r}_r$,$\underline{r}_p$) is done to identify an error vector ($\underline{r}_e$) that is derivated to identify velocity error ($\dot{\underline{r}}_e$). Using the required stiffness and damping coefficient (k, b) and the jacobian matrix (J), the torques

required at each joint are then computed. A compensation term is also used in parallel to compensate the torque due to gravity and the spring forces of the actuation for better performance. The proposed simple open-loop control approach eliminates the need for complex and sensitive load cells. Only encoders are required to control the SRL.

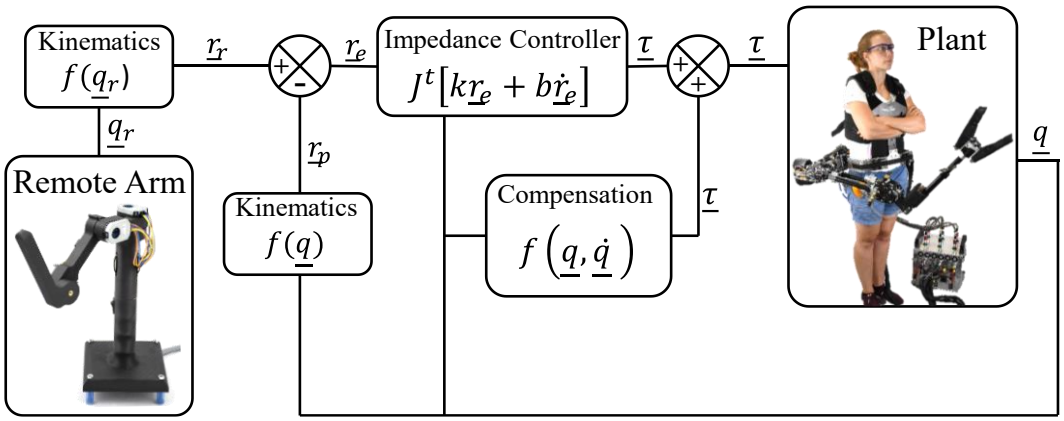


Figure 4-12. Plant model of the impedance controller used for teleoperation

4.5.3. Controller Tracking Performances

Position tracking performance of the impedance controller used for teleoperation is measured by having a user operating the remote arm to move the SRL with no external loads. Here, the SRL is fixed on a rigid base to validate the controller. Figure 4-13 shows the Cartesian position tracking results. The reference positions are computed with the remote arm measured angular positions. The RMS errors are respectively 2.8, 2.0 and 2.9 cm (errors are expressed in the SRL reference frame illustrated in Figure 4-5).

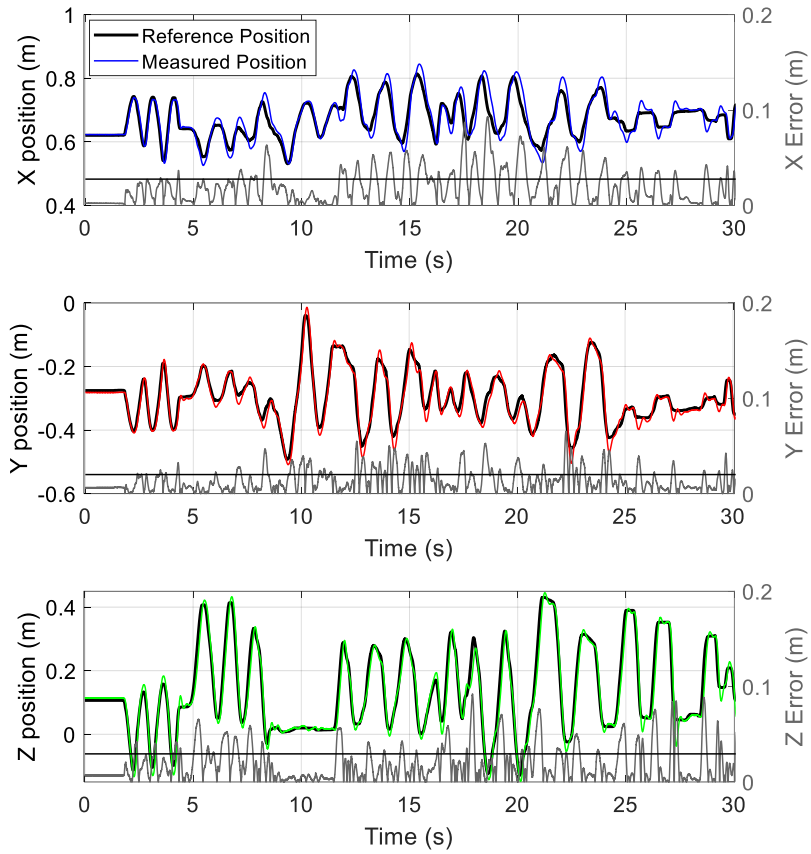


Figure 4-13. Three-dimensional position tracking during teleoperation and with the impedance controller.

4.5.4. Maximal Speed

Maximum speed is measured with the base of the robot rigidly fixed and the joints moving at a frequency of 1.6 Hz. Joint 1 rotated from -42° to -19°, joint 2 from -55° to -22° and joint 3, from 70° to 135°. Angular speed of each joints are presented in Figure 4-14. The maximal angular speed reached by the third joint is -460°/s, which is 2.5 times faster than a UR5 collaborative robot [73]. A maximum absolute Cartesian end-effector speed of 3.4 m/s is reached, compared to 1 m/s for the UR5 robot as a reference. The maximum acceleration reached by the end-effector for this test is 71 m/s^2.

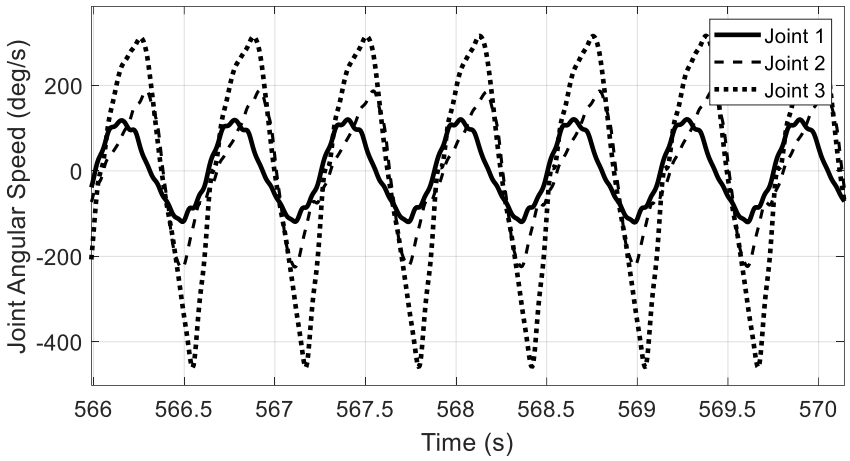


Figure 4-14. Typical angular speeds of the SRL.

4.5.5. Applications

The practicality and multifunctionality of the 3-DOF SRL is studied by performing various human-like tasks with the remote master arm controlling the SRL (Figure 4-15). The SRL can act as a co-picker harvesting tomatoes (Figure 4-15a,b) while the user is either free to perform other tasks (inspection, or quality control) or is also picking along with the robot to increase productivity. The accompanying video shows that the SRL moves as fast and as smoothly as a human does. In the future, the system could harvest vegetables autonomously with a vision system. This has the potential to increase the productivity of human-based picking operation.

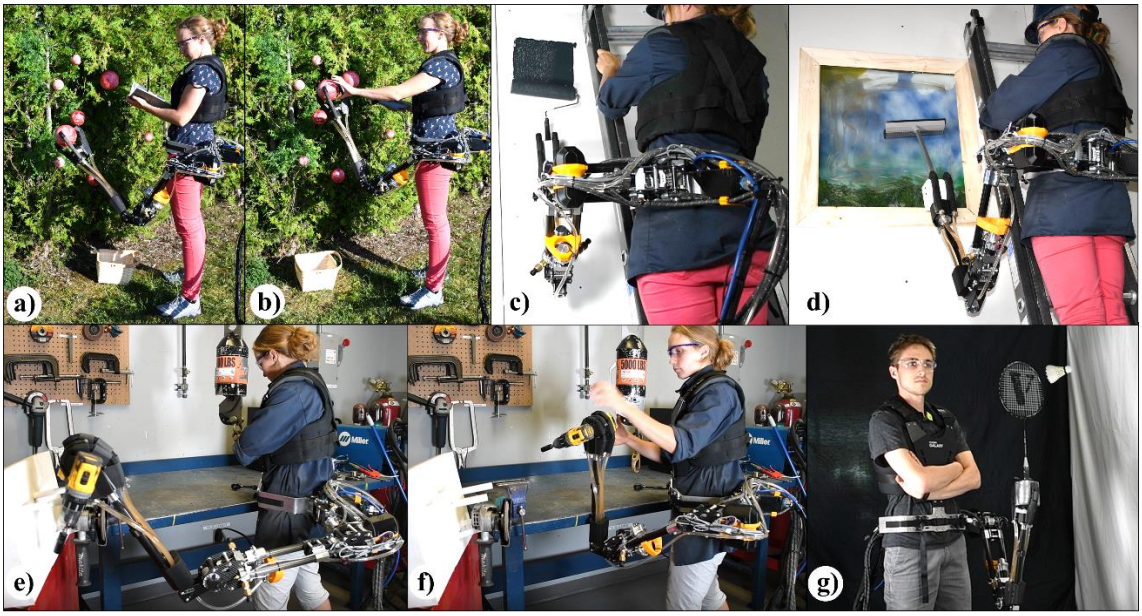


Figure 4-15. Variety of teleoperation applications with a SRL. a,b) vegetables picking, c) painting on a wall, d) washing a window, e,f) giving tools to a worker and g) playing badminton.

The SRL allows a user to improve safety by bracing human workers in dangerous work environments such as holding a ladder with two hands while performing a job, here illustrated as painting (Figure 4-15c) or washing a window (Figure 4-15d). In the future, a force control could be added to finely control the interaction forces [97]. The accompanying video shows that the SRL has no issues at all with the tool to wall contacts and the motion is as fast and smooth as a human would do.

The SRL allows a user to increases his or her productivity by having “two workers in one”. Here, the SRL is used as a tool handling helper and is seen grasping and delivering two tools, a drill (Figure 4-15e) and a grinder (Figure 4-15f). The accompanying video shows that the SRL can handle representative and relatively heavy payloads, here of 1.8 and 2.5 kg respectively, with a natural and smooth motion. In the future, the SRL could also be used to provide parts, hold parts, and train workers while a remote user is controlling it.

Finally, with the low-inertia and high force-to-weight ratio, the SRL has sufficient speed and dexterity to hit badminton birdies and play badminton (Figure 4-15g).

4.6. Conclusion

This paper studied the potential of a 3-DOF SRL powered by MR-Hydrostatic actuation to perform various human tasks. The SRL is designed to minimize the mass worn by the user, the mass distribution and maximize the speed, the force density, the force-bandwidth and the backdrivability.

The MR-Hydrostatic actuation allows the power-unit to be tethered, which minimizes the remote mass worn by the user (4.2 kg, without harness). This remote mass is roughly the same as a human's arm. A demonstration shows the SRL holding a tool of 2.5 kg and giving it to a user smoothly. Each robot joint delivers 35, 35 and 29 Nm respectively. The force-bandwidth of the arm is 18 Hz, which is largely sufficient for compensating human disturbances. This arm is also highly backdrivable due to the use of MR clutches that decouple the inertia, friction and backlash from the motors.

Finally, the SRL has been put in real practical context using tele-operation control in a wide variety of domestic and industrial situations. The capability of the prototype to perform successfully the various tasks with human speed and smoothness suggests that the technology has a strong potential to enable extra-limbs technology to become future commonly used devices.

This work presented the first functional prototype of a tethered MR-Hydrostatic 3-DOF SRL. At this time, the tethered power-unit limits the portability of the prototype. However, future work will focus on user studies to target applications where the power-unit could be fixed, mobile or on the human. In addition, future works will investigate the synergy between the robot and the user. For example, how the robot affects user's balance and how the human affects the dynamic performances of the robot. A study on the ergonomics of the device is also considered.

CHAPITRE 5.

COMPARAISON DES ARCHITECTURES

Les deux derniers chapitres traitaient de deux stratégies d'actionnement différentes utilisant des embrayages MR en glissement continu, soit une architecture modulaire où les actionneurs MR sont directement localisés à chaque articulation du robot sériel (Figure 5-1b, chapitre 3), puis une architecture où les actionneurs MR sont situés à la base du robot et une transmission hydrostatique à membranes déroulantes achemine la puissance aux articulations (Figure 5-1c, chapitre 4). Tel que démontré précédemment dans ces chapitres, la faible inertie de sortie des embrayages MR ainsi que leur haute bande-passante assurent de bonnes performances dynamiques (vitesses, accélérations, faible couple de rétro-entrainement).

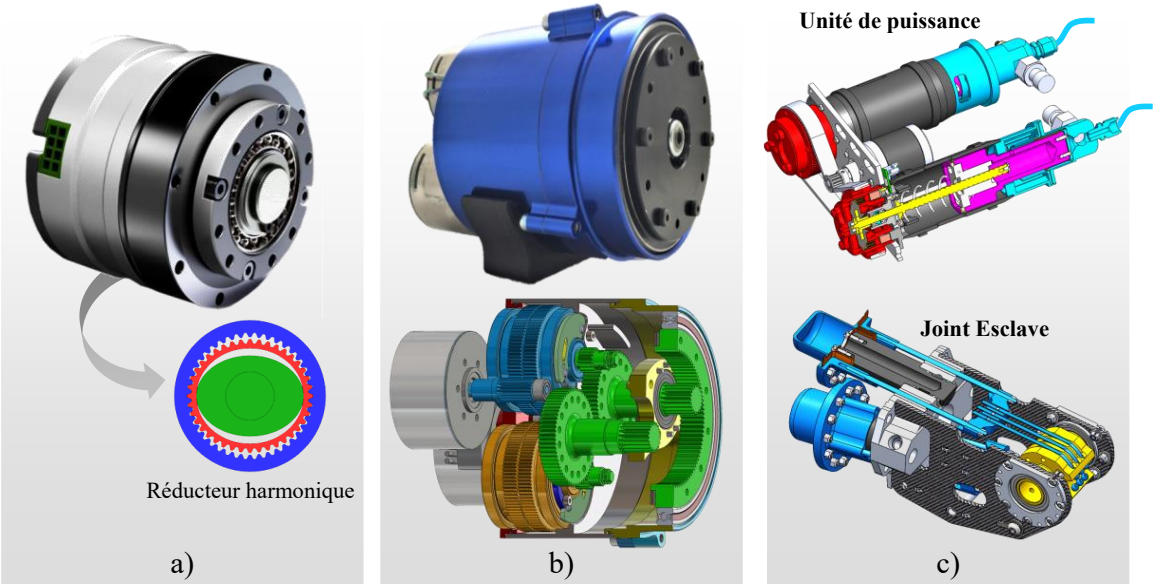


Figure 5-1. a) architecture modulaire composée d'un moteur électrique et d'un réducteur harmonique. b) architecture modulaire avec embrayages MR et engrenages. c) architecture délocalisée avec embrayages MR et transmission hydrostatique.

Ce présent chapitre compare ces deux architectures d'actionneurs MR avec l'architecture la plus couramment utilisée en robotique collaborative, soit une architecture modulaire composée d'un moteur électrique et d'un réducteur harmonique (Figure 5-1a). L'objectif principal de ce chapitre est de comprendre le potentiel et les limites des actionneurs MR en robotique collaborative. Plus spécifiquement, ce chapitre :

- tentera de comprendre l'effet des différents ratios de réduction et l'effet de la délocalisation sur les performances d'un cobot;
- déterminera quelle stratégie maximise les performances dynamiques entre une topologie possédant peu d'inertie à la sortie des actionneurs et situés aux articulations du robot ou une topologie comprenant plus d'inertie intrinsèque mais délocalisée à la base du robot.

Pour répondre à ces objectifs, trois analyses spécifiques au nombre de DDLs sont effectuées. Dans un premier temps, une analyse à 1 DDL est réalisée afin d'observer l'effet des ratios de réduction (totaux et après les embrayages MR) sur la masse totale de l'actionneur ainsi que son inertie de sortie. Puis, ces architectures sont évaluées dans un contexte de bras robotisé plan à 2 DDLs afin d'ajouter l'effet de la délocalisation des actionneurs sur les performances du robot (accélérations, vitesses). Finalement, les performances (accélérations, vitesses, rigidités) théoriques d'un cobot sériel à 6 DDLs sont évaluées lorsque les six actionneurs aux articulations sont remplacés par les trois architectures d'actionneurs.

Afin de faciliter la compréhension et d'alléger le texte, les trois architectures d'actionneurs analysés sont associées à une lettre, soit l'**architecture A** (architecture standard, moteur et réducteur harmonique), l'**architecture B** (MR modulaire, chapitre 3) et l'**architecture C** (MR délocalisé + hydrostatique, chapitre 4).

5.1. Architectures à l'étude et métriques utilisées

Chacune des trois analyses effectuées comportent des variables d'entrée et des métriques de performance dans le but de comprendre le potentiel de la technologie MR en robotique collaborative. La figure suivante présente ces variables et métriques pour chacune des analyses :

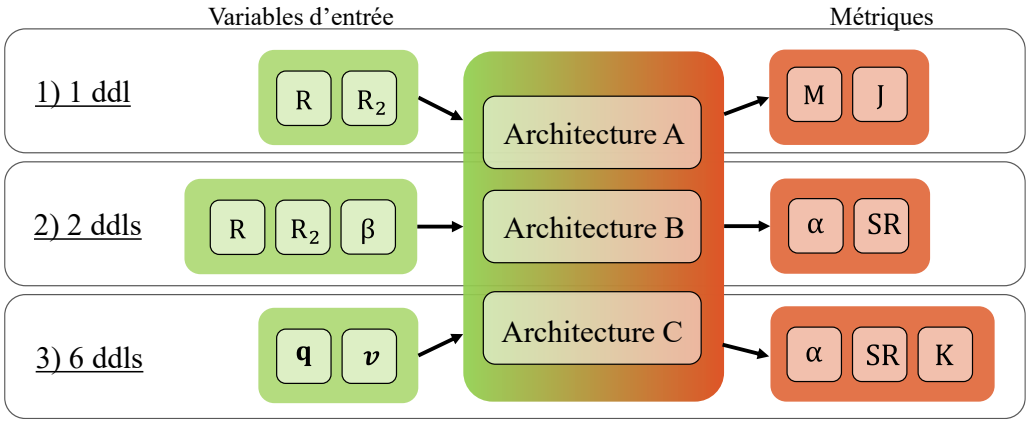


Figure 5-2. Analyses effectuées dans ce chapitre. Chaque analyse comporte ses variables d'entrée et ses métriques de performances.

La première analyse a pour objectif de comprendre l'effet de la variation des ratios de réduction totaux (R) et des ratios après les embrayages MR (R_2) sur la masse totale (M) et l'inertie reflétée à la sortie (J) d'une articulation robotisée composée de l'architecture A, B ou C.

La deuxième analyse fait intervenir le ratio de délocalisation (β) dans un contexte de robot plan sériel à 2 DDLs. Ce ratio β indique le degré de délocalisation des actionneurs par rapport à la base du robot et est défini en détail dans la section 5.4. Les métriques comparatives sont le ratio d'accélération (α) et le ratio de vitesse (SR). α est une métrique de performance dynamique et indique le rapport entre la capacité du robot (architecture B ou C) à accélérer par rapport à un robot de référence (architecture A). SR quant à lui, est une métrique de sécurité et indique le rapport de vitesse (par rapport à un robot de référence) pour une même force d'impact en cas de collision potentielle (basé sur la norme ISO/TS 15066 [20] et défini dans [120]). Ces deux métriques sont détaillées à la section

5.4. En résumé, l'objectif de cette analyse est de comprendre l'effet des ratios de réduction (totaux et après les embrayages MR) et de délocalisation sur les performances dynamiques et de sécurité afin de situer la technologie MR par rapport aux actionneurs à hauts ratios de réduction conventionnels.

La troisième et dernière analyse compare les trois architectures d'actionneurs dans un contexte de robot collaboratif sériel à 6 DDLs. Dans cette analyse, le robot de référence est un UR5 (représentant l'architecture A). Les paramètres des 6 actionneurs du robot UR5 sont remplacées par les paramètres des prototypes d'actionneurs MR conçus et validés expérimentalement (chapitres 3 et 4). L'objectif est de valider si les actionneurs MR ont un potentiel en robotique collaborative sérielle conventionnelle et aussi, comprendre si l'effet de la délocalisation des actionneurs est avantageux dans un contexte de robot à 6 DDLs. À noter que les performances d'un robot sériel à 6 DDLs sont directement liés à sa pose (angles de chacune des articulations). Donc, il devient ardu de comparer les performances de robots entre eux. Pour ce faire, une analyse de Monte Carlo est effectuée en générant 1 million de poses ($\mathbf{q}$, vecteur des coordonnées angulaires) et directions de vitesse unitaires ($\boldsymbol{v}$, vecteur unitaire cartésien) afin de comparer les ratios d'accélération (α), de vitesse (SR) et la rigidité à l'effecteur (K) des 3 architectures.

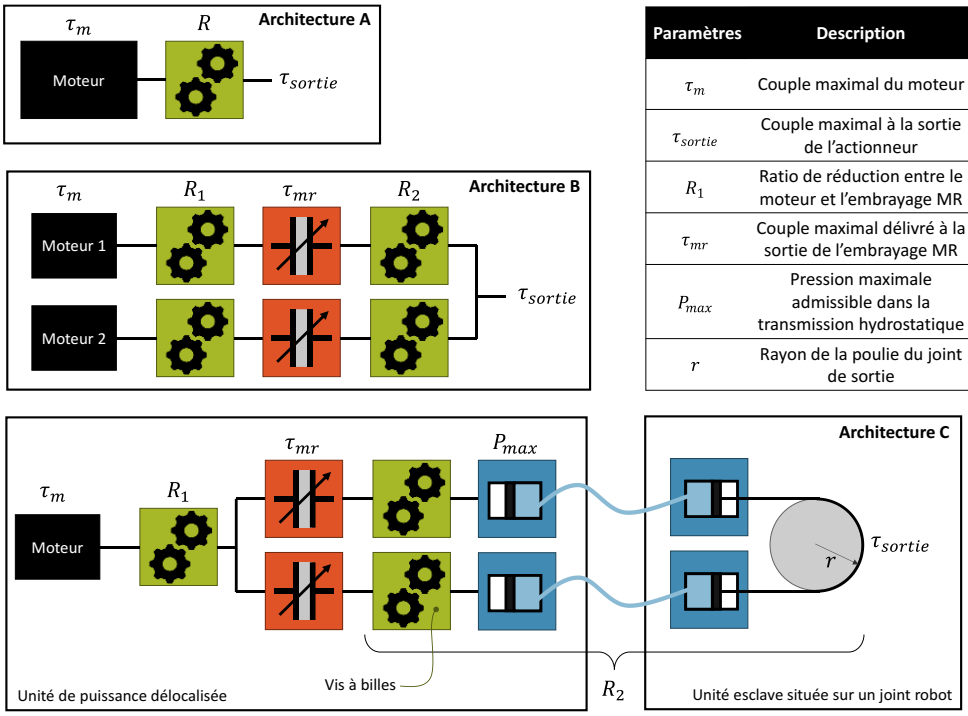
La Figure 5-3 présente une schématisation simplifiée des trois architectures (1 DDL) d'actionneurs à l'étude et les paramètres associés.

Chaque architecture (A, B et C) possède un ratio de réduction total (R) liant le couple moteur maximal (τ_m) au couple délivré à la sortie de l'actionneur (τ_{sortie}) :

$$\tau_m = \frac{\tau_{sortie}}{\mathrm{R}} \tag{13}$$

Les architectures B et C possèdent également un ratio de réduction après les embrayages MR (R_2) supposé comme étant égal ou plus petit que R. Le ratio R_2 relie le couple maximal transmis par l'embrayage MR (τ_{mr}) au couple de sortie (τ_{sortie}) :

$$\tau_{mr} = \frac{\tau_{sortie}}{\mathrm{R}_2} \tag{14}$$



Paramètres	Description	Associé à l'architecture…
τ_m	Couple maximal du moteur	A, B et C
τ_{sortie}	Couple maximal à la sortie de l'actionneur	A, B et C
R_1	Ratio de réduction entre le moteur et l'embrayage MR	B et C
τ_{mr}	Couple maximal délivré à la sortie de l'embrayage MR	B et C
P_{max}	Pression maximale admissible dans la transmission hydrostatique	C
r	Rayon de la poulie du joint de sortie	C

Figure 5-3. Schématisation simplifiée des architectures d'actionneurs à l'étude. Architecture A : Moteur couplé à un réducteur harmonique (référence). Architecture B : Actionneur MR à deux chaînes de puissance et localisé aux articulations. Architecture C : Actionneur MR délocalisé avec transmission hydrostatique.

5.2. Lois d'échelle utilisées

Afin d'effectuer les deux premières analyses (sections 5.3 et 5.4), les masses et inerties des différentes composantes sont déterminées avec les lois d'échelle [121] présentées au Tableau 5-1 et référencées par rapport au couple nominal (T^*_{nom}) ou à la force nominale (F^*_{nom}) de l'élément mécanique.

Tableau 5-1.Lois d'échelle reliant la masse et l'inertie de composantes mécaniques aux couples nominaux *[121]*

	Masse (M)	**Inertie (J)**	**Couples, Forces maximaux (T_{max}, F_{max})**
Moteurs électriques (sans balais)	$M^* = T^{*3/3.5}_{nom}$	$J^* = T^{*5/3.5}_{nom}$	$T^*_{max} = T^*_{nom}$
Réducteur harmoniques	$M^* = T^*_{nom}$	$J^* = T^{*5/3}_{nom}$	$T^*_{max} = T^*_{nom}$
Embrayages MR[1]	$M^* = T^{*4/5}_{nom}$	$J^* = T^{*5.5/3}_{nom}$	$T^*_{max} = T^*_{nom}$
Engrenages	$M^* = T^*_{nom}$	$J^* = T^{*5/3}_{nom}$	$T^*_{max} = T^*_{nom}$
Écrou à billes	$M^* = F^{*3/2}_{nom}$	$J^* = F^{*5/2}_{nom}$	$F^*_{max} = F^*_{nom}$
Vis à billes (par unité de longueur)	$M^*_l = F^*_{nom}$	$J^*_l = F^{*2}_{nom}$	$F^*_{max} = F^*_{nom}$

[1] Les lois d'échelles des embrayages MR sont déterminées à l'Annexe D

Les lois d'échelles s'interprètent comme suit :

$$M^* = \frac{M_i}{M_{ref}} \tag{15}$$

où M_i est le paramètre étudié (ex. masse d'un moteur envisagé), M_{ref} est le paramètre de référence (ex. masse du moteur utilisé) et M^* est le facteur d'échelle entre les deux variables précédentes.

Afin d'estimer la masse d'un moteur (M_i), par exemple, la loi d'échelle $M^* = T^{*3/3.5}_{nom}$ peut également s'exprimer comme suit :

$$M_i = M_{ref}\left(\frac{T_{nom,i}}{T_{nom,ref}}\right)^{3/3.5} \tag{16}$$

où $T_{nom,i}$ est le couple nominal du moteur envisagé et $T_{nom,ref}$ est le couple nominal du moteur de référence. Cette formule indique que la masse d'un moteur produisant le double du couple nominal d'un moteur de référence sera 1.81 fois plus grande.

5.3. Influence des ratios de réduction pour une articulation robotisée de 30 Nm

Le but de cette section est de comprendre l'effet des ratios de réduction (R et R_2) sur la masse totale (M) et l'inertie de sortie (J) d'un actionneur de robot (1 DDL) comprenant une ou l'autre des trois architectures A, B ou C (Figure 5-4). Les analyses se basent sur les lois d'échelles présentées à la section précédente.

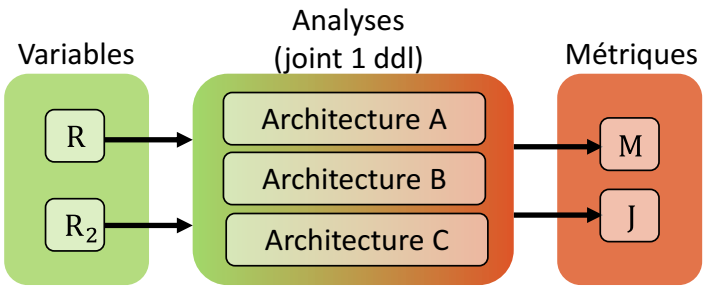


Figure 5-4. Variables et métriques de performances pour l'analyse à 1 DDL.

Voici les hypothèses et simplifications à la base de cette analyse :

- Afin de comparer les architectures entre elles, il est supposé que chacun des actionneurs délivre un couple maximal de sortie de 30 Nm.
- Contrairement aux architectures A et B, où les ratios totaux (R) et après les embrayages MR (R_2) définissent directement la masse et l'inertie de sortie de l'articulation, l'architecture C comporte trop de paramètres intrinsèques pour que être représenté par un seul DDL et un seul paramètre global (R_2). En effet, les ratios R et R_2 de l'architecture C dépendent des aires des cylindres maîtres et esclaves, du pas de la vis à billes et du rayon de la poulie de l'articulation esclave. Il a été déterminé (Annexe C) que la configuration qui minimise l'inertie de sortie est la configuration conçue, fabriquée et testée (chapitre 4), dont les cylindres maitres et esclaves mesurent 28 mm de diamètre et le diamètre de la poulie mesure 37.5 mm. Cette configuration sera donc utilisée pour l'analyse.

Les lois d'échelle se basent sur les masses et inerties des composantes de références présentées au Tableau 5-2.

Tableau 5-2. Paramètres de référence des trois architectures d'actionneurs à l'étude pour l'analyse à 1 DDL.

	Architectures à l'étude		
	A	**B**	**C**
Couple max. de sortie (Nm)	28	30	29
Ratio de réduction total	100 : 1	98 : 1	74 : 1
Ratio de réduction après les embrayages MR	-	20 : 1	15 : 1
Couple continu max. moteur (Nm)	0.49	0.15	0.97
Masse d'un moteur (kg)	0.38[1]	0.15[2]	0.35[3]
Inertie d'un moteur ($\mathbf{kg\ m^2}$)	4.9×10^{-6}[1]	-[4]	-[4]
Masse réducteur harmonique (kg)	0.45[5]	-	-
Inertie (sortie) réducteur harmonique ($\mathbf{kg\ m^2}$)	9.1×10^{-6}[5]	-	-
Couple max. requis à l'embrayage MR (Nm)	-	0.75	2.0
Masse embrayage MR (kg)	-	0.15	0.7
Inertie (sortie) embrayage MR ($\mathbf{kg\ m^2}$)	-	0.55×10^{-6}	19×10^{-6}

[1] Moteur *Kollmorgen* KBM(S)-10X01-A [11]
[2] Moteur *Faulhaber* 4221-g048-BXTH [122]
[3] Moteur *KDE* KDE600XF-1100-G3, 5.5 kW
[4] Lorsque les embrayages MR sont utilisés en glissement continu, l'inertie provenant des éléments situés avant les embrayages MR (tels que les moteurs) n'est pas reflétée à la sortie.
[5] Réducteur harmonique *Harmonic Drive* HFUS-14-2SH (ratio 100:1) [12]

La Figure 5-5 présente les variations de masses et d'inerties de sortie selon les ratios de réduction totaux (R) des trois architectures analysées pour un couple de sortie de 30 Nm. Il est possible de constater que l'architecture A possède un compromis fondamental entre l'inertie de sortie et la masse de l'actionneur; un faible ratio de réduction minimise l'inertie tandis qu'un haut ratio minimise la masse. On voit également que ce compromis masse vs inertie en fonction du ratio total n'est pas présent pour l'architecture B, puisque l'inertie de sortie est découplée par les embrayages MR (lorsqu'ils sont utilisés en glissement continu), et donc, seul le ratio après les embrayages MR (R_2) influence l'inertie de sortie. Un faible ratio de réduction R_2 minimise l'inertie mais augmente considérablement la masse de l'actionneur puisque chaque embrayage MR doit transmettre un plus grand couple. L'influence de R_2 sur la masse est plus importante que sur l'inertie de sortie puisque cette dernière est faible (~150X moindre que A, Figure 5-5).

En ce qui concerne la masse des actionneurs, l'architecture A est globalement plus légère que l'architecture B. Lorsque R_2 est grand (≥20), les masses des actionneurs A et B sont comparables puisque la masse provenant des embrayages MR est réduite considérablement puisque les embrayages MR ont moins de couple à transmettre.

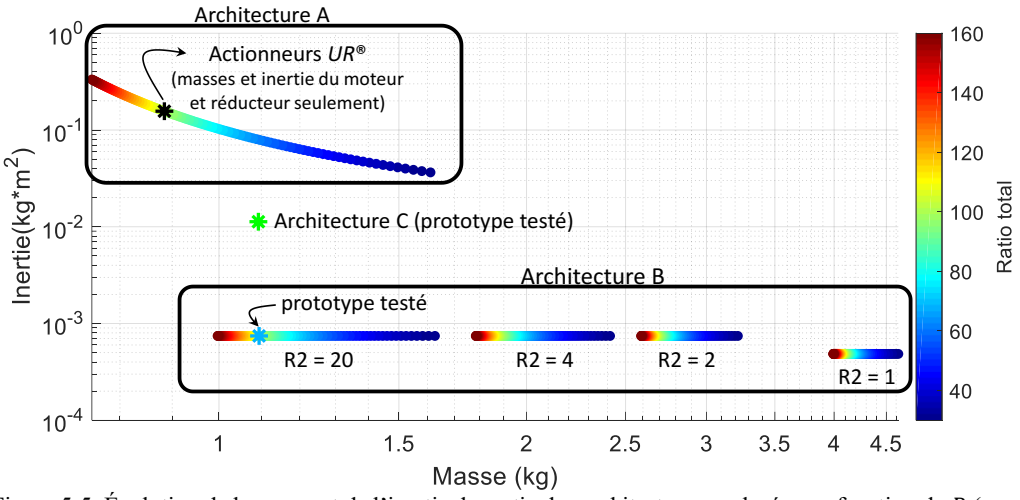


Figure 5-5. Évolution de la masse et de l'inertie de sortie des architectures analysées en fonction de R (pour architectures A et B) et R_2 (pour architecture B).

L'architecture C possède plus d'inertie reflétée que l'architecture B (mais moins que A). Cette inertie additionnelle provient de la masse du fluide en mouvement dans les transmissions hydrostatiques. En ce qui concerne la masse, malgré le fait que les actionneurs soient délocalisés, l'articulation esclave présente sur le robot possède sensiblement la même masse que les architecture A et B. Ceci s'explique par la masse non négligeable des cylindres hydrostatiques (structure et fluide contenu) utilisant des membranes déroulantes. En effet, la course de ces cylindres est limitée à environ 1.5X le diamètre effectif [55]. Donc, pour une course de 44 mm, les cylindres hydrostatiques doivent minimalement posséder un diamètre de 29 mm. Aussi, une pression maximale peut être supportée par les membranes déroulantes d'environ 2 760 kPa (400 psi), ce qui implique que pour produire une force à la sortie du cylindre, une aire minimale doit être respectée. Ces contraintes sont exposées en détail à l'annexe C.

L'analyse à 1 DDL a démontré qu'il existe un compromis fondamental entre masse et inertie reflétée pour l'architecture A qui n'est pas présent pour les architectures MR (B et C) puisque l'inertie de la source de puissance n'est pas reflétée à la sortie de l'actionneur. Aussi, les métriques de masse et inertie ont été analysées de façon indépendantes. Toutefois, sur un robot sériel, l'inertie et la masse des actionneurs combinées contribuent à la masse reflétée à l'effecteur. La section suivante s'attarde justement à comprendre l'effet des ratios de réduction et de délocalisation sur la masse reflétée à l'effecteur, et donc, sur ses performances dynamiques.

5.4. Influence des ratios de réduction et de délocalisation d'un robot plan à 2 DDLs

Jusqu'à présent, la masse des actionneurs et leur inertie étaient interprétées comme deux variables indépendantes. Par contre, dans un contexte réel de robotique collaborative sérielle, la masse des actionneurs, leur inertie intrinsèque ainsi que leur localisation influencent toutes directement la masse reflétée perçue à l'organe terminal. Cette masse reflétée influence la capacité du robot à accélérer (performance) ainsi que la force d'impact transférée en cas de collision avec un humain (sécurité). À titre d'exemple, outre la technologie d'actionneurs utilisés pour un robot sériel, positionner tous les actionneurs à la base du robot diminue la masse reflétée totale puisque, dans cette configuration, la masse des actionneurs n'influence pas la masse reflétée. Cette section a donc pour objectif de comprendre comment les paramètres de conception des actionneurs et leur localisation dans l'espace sur le robot sériel influencent les performances dynamiques. Plus précisément, cette section comporte 2 objectifs principaux :

1. comparer les performances dynamiques, à l'aide du ratio d'accélération α, et les performances liées à la sécurité, à l'aide du ratio de vitesse SR, des 3 architectures d'actionneurs dans un contexte de bras robotisé plan à deux DDLs (configuration R-R);
2. comprendre l'effet de trois paramètres de conception fondamentaux influençant les performances (Figure 5-6), soit le ratio de réduction total (R), le ratio de réduction après les embrayages MR (R_2) ainsi que le ratio de délocalisation (β) (définie à l'équation (17)).

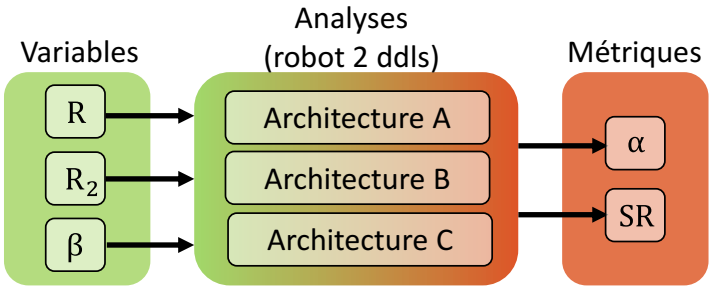


Figure 5-6. Variables et métriques de performances pour l'analyse d'un robot plan à 2 DDLs.

Considérons un robot simple à 2 DDL tel que représenté à la Figure 5-7. Afin de prendre en considération la localisation des actionneurs sur le robot sériel, un ratio de délocalisation (β) indiquant le degré de délocalisation d'un actionneur est défini comme :

$$\beta = \frac{L_1}{L} \tag{17}$$

où L est la longueur totale des deux membrures du robot sériel et L_1 est la distance entre la base du robot (Articulation 1) et le deuxième actionneur. Le 2e actionneur peut se situer n'importe où entre la base et l'effecteur du robot tandis que l'articulation 2 reste fixe à $L/2$ afin de garder la même cinématique pour l'analyse. Il est supposé qu'une transmission quelconque (sans masse) achemine la puissance de l'actionneur 2 à l'articulation 2. Lorsque $\beta < 0.5$, l'actionneur 2 est situé entre la base et l'articulation 2 (donc, sur la membrure 1). Au contraire, lorsque $\beta > 0.5$, l'actionneur 2 est situé sur la membrure 2, et donc, près de l'effecteur du robot.

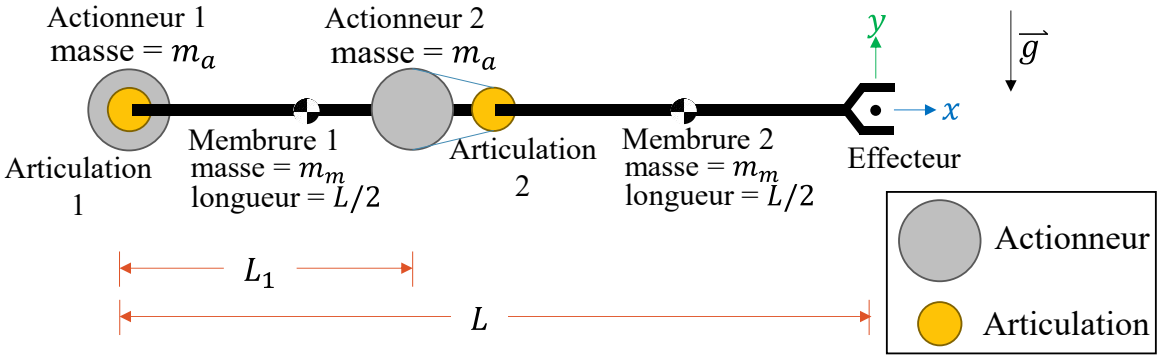


Figure 5-7. Robot plan à deux DDLs (R-R) simplifié pour l'analyse.

Afin de simplifier l'analyse, les hypothèses suivantes sont appliquées :

- la longueur total (L) du robot vaut 1 mètre;
- les deux membrures possèdent la même masse ainsi que la même longueur, soit respectivement m_m et $L/2$;
- les masses des membrures (m_m) sont considérées (estimées à l'annexe E) et leurs centres de masses respectifs sont situés à mi-longueur des membrures (respectivement à $L/4$ et $3L/4$);

- les métriques comparatives (α et SR) sont analysées dans la direction verticale +y (Figure 5-7) et le robot est complètement étendu (à l'horizontal);
- le couple maximum de chaque actionneur vaut $\tau = 30$ Nm;
- l'accélération gravitationnelle s'applique (dans la direction –y).

Les deux métriques analysées sont le ratio d'accélération α, et le ratio de vitesse SR (défini dans [120]), s'exprimant comme suit :

$$\alpha = \frac{\mathrm{A_{y,i}}}{\mathrm{A_{y,ref}}} = \frac{(\mathrm{P/M_{refl}})_i}{(\mathrm{P/M_{refl}})_{ref}} \tag{18}$$

$$\mathrm{SR} = \frac{\mathrm{M_{refl,ref}}}{\mathrm{M_{refl,i}}}\sqrt{\frac{\mathrm{m_H} + \mathrm{M_{refl,i}}}{\mathrm{m_H} + \mathrm{M_{refl,ref}}}} \tag{19}$$

où $\mathrm{A_y}$ représente l'accélération verticale (en +y, Figure 5-7) des deux robots (robot i et robot référence). Ces accélérations verticales sont également définies par les ratios $\mathrm{P/M_{refl}}$, représentant le ratio entre la charge utile (P, en N) à l'effecteur et la masse reflétée ($\mathrm{M_{refl}}$, en kg) à l'effecteur. $\mathrm{m_H}$ représente la masse du membre de l'humain sujet à la collision possible selon la norme ISO/TS 15066 [20].

Lorsque β varie, la charge utile du robot varie également puisque les couples maximaux des actionneurs aux articulations sont constants. La charge utile (P), en Newtons, se calcule en considérant la force verticale appliquée par les actionneurs ($\mathrm{F_{actif}}$) et en lui soustrayant les poids des membrures ($\mathrm{F_m}$) et du deuxième actionneur ($\mathrm{F_a}$) :

$$\mathrm{F_{actif}} = \frac{\tau}{L} + \frac{\tau}{L/2} = \frac{3\tau}{L} \tag{20}$$

$$\mathrm{F_m} = m_m g\frac{L}{4L} + m_m g\frac{2L}{4L} = \frac{3m_m g}{4} \tag{21}$$

$$\mathrm{F_a} = m_a g\left(\frac{L_1}{L}\right) = m_a g\beta \tag{22}$$

$$\mathrm{P} = \mathrm{F_{actif}} - \mathrm{F_m} - \mathrm{F_a} = \frac{3\tau}{L} - \frac{3m_m g}{4} - m_a g\beta \tag{23}$$

où τ est le couple délivré par chacun des actionneur (30 Nm), m_a est la masse du deuxième actionneur, m_m est la masse de chacune des membrures (estimés à l'annexe E), et g est l'accélération gravitationnelle (9.81 m/s^2).

La masse reflétée totale vue par l'organe terminale se compose de deux sources : $\mathrm{M_{I,act}}$, la masse reflétée provenant de l'inertie intrinsèque des actionneurs et $\mathrm{M_{struct}}$, la masse reflétée provenant de la structure, ici, composée de la masse du 2e actionneur ($\mathrm{M_{m,act}}$) et de la masse des membrures ($\mathrm{M_{memb}}$), tel que :

$$\mathrm{M_{refl}} = \mathrm{M_{I,act}} + \mathrm{M_{struct}} = \mathrm{M_{I,act}} + \left(\mathrm{M_{m,act}} + \mathrm{M_{memb}}\right) \tag{24}$$

$$\mathrm{M_{m,act}} = m_a \left(\frac{L_1}{L}\right)^2 = m_a \beta^2 \tag{25}$$

$$\frac{1}{\mathrm{M_{memb}}} = [0 \quad 1][\boldsymbol{J}\ \mathbf{H_{memb}^{-1}}\ \boldsymbol{J}'] \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} \tag{26}$$

où $\boldsymbol{J}$ est la matrice jacobienne du robot plan selon la position de la Figure 5-7 :

$$\boldsymbol{J} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ L & L/2 \end{bmatrix} \tag{27}$$

et $\mathbf{H_{memb}}$ est la matrice d'inertie provenant des membrures (voir Annexe E).

Il est possible de constater avec l'équation (25) que la masse reflétée provenant de la masse de l'actionneur ($\mathrm{M_{m,act}}$) augmente au carré du ratio de délocalisation.

$\mathrm{M_{I,act}}$ se définit à l'aide de la matrice d'inertie intrinsèque des actionneurs dans l'espace articulaire ($\mathbf{H_{act}}$) :

$$\frac{1}{\mathrm{M_{act}}} = [0 \quad 1][\boldsymbol{J}\ \mathbf{H_{act}^{-1}}\ \boldsymbol{J}'] \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} = \frac{5L^2}{4I_{act}} \tag{28}$$

où,

$$\mathbf{H_{act}} = \begin{bmatrix} I_{act} & 0 \\ 0 & I_{act} \end{bmatrix} \tag{29}$$

où I_{act} est l'inertie de sortie de chaque actionneur.

5.4.1. *Effet de R, R_2 et β sur les masses reflétées*

Puisque les métriques α et SR dépendent directement des masses reflétées à l'effecteur, cette sous-section présente d'abord l'influence des ratios R, R_2 et β sur les masses reflétées des architectures A, B et C (Figure 5-8). Rappelons que la masse reflétée totale se sépare en 3 sources : soit la masse des actionneurs, la masse des membrures ainsi que la masse provenant de l'inertie intrinsèque des actionneurs. De plus, tel que mentionné à la section 5.3, les ratios R, R_2 de l'architecture C ne sont pas variés.

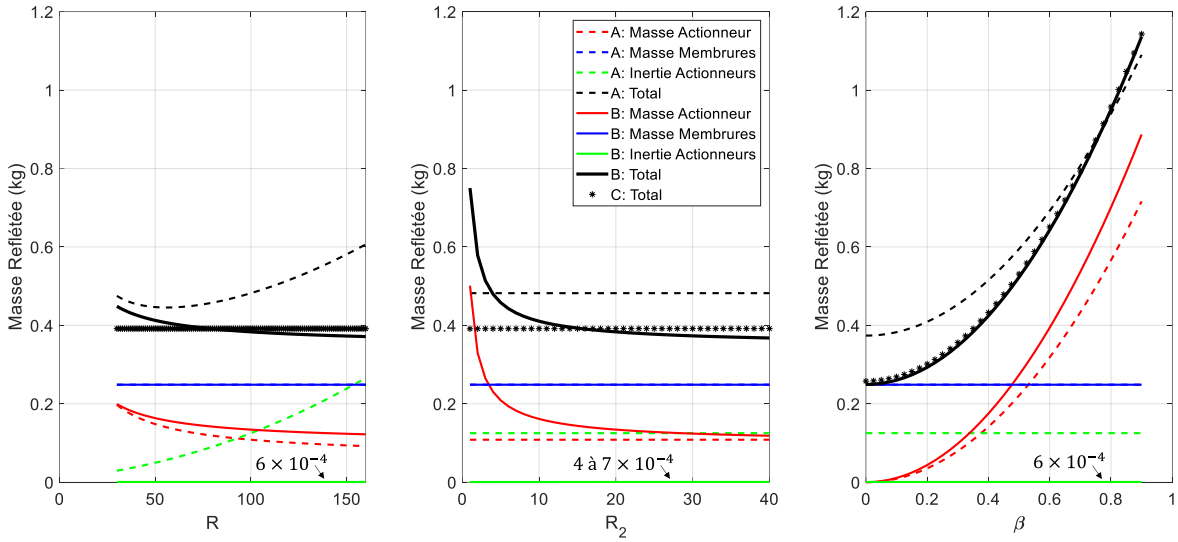


Figure 5-8. Masses reflétées des architectures A, B et C provenant des différentes sources (masse des actionneurs, masses des membrures et inerties des actionneurs) en fonction de R (gauche), R_2 (milieu) et β (droite). Gauche : $R_2 = 20$ et $\beta = 0.35$. Milieu : $R = 100$ et $\beta = 0.35$. Droite : $R = 100$ et $R_2 = 20$.

Il est à noter que les masses reflétées provenant des membrures sont égales pour toutes les architectures et sont invariables.

*Effet du ratio de réduction total (*R*) sur la masse reflétée :*

- L'augmentation du ratio total (R) augmente la masse reflétée de l'inertie des actionneurs de l'architecture A (pointillé vert) ce qui influence directement la masse reflétée totale de l'architecture A (pointillé noir);

- La masse reflétée totale de l'architecture B (ligne continue noire), quant à elle, décroit avec l'augmentation de R puisque l'inertie intrinsèque des actionneurs est faible;
- On constate que les masses des actionneurs A et B (lignes rouges) sont semblables et évoluent pratiquement pareilles avec l'augmentation de R;
- Finalement, l'architecture A possède un R optimal minimisant la masse reflétée totale (pour chaque valeur de β) puisque les masses reflétées des membrures et de la masse des actionneurs dominent lorsque R est bas, et ensuite, la masse reflétée de l'inertie intrinsèque des actionneurs domine puisqu'elle évolue au carré de R. Ce compromis entre la masse reflétée structurelle et la masse reflétée des actionneurs n'est pas présent avec l'architecture B.

Effet du ratio de réduction après les embrayages MR (R_2) sur la masse reflétée :

- Premièrement, comme l'architecture A ne possède pas d'embrayages MR, les valeurs de masses reflétées en fonction de R_2 sont ici gardées constantes et identiques au cas de référence ($R = 100$ et $\beta = 0.35$). Pour le cas de référence, la masse reflétée provenant des membrures domine tandis que les masses reflétées provenant des masses et des inerties des actionneurs sont confondues;
- En ce qui concerne l'architecture B, on constate que R_2 a un impact considérable sur la masse reflétée provenant de la masse des actionneurs. Lorsque R_2 augmente, le couple transmis par les embrayages MR, et donc leur masse, s'en retrouve réduite proportionnellement. On constate aussi que même si R_2 augmente, la masse reflétée provenant de l'inertie des actionneurs de l'architecture B n'augmente pas suffisamment pour influencer la masse reflétée totale puisque la seule inertie reflétée par la transmission (R_2) est l'inertie du tambour de sortie de l'embrayage MR (très faible). Grâce à l'embrayage MR, l'avantage de l'architecture B par rapport à l'architecture A est la possibilité d'augmenter R_2 lors de la conception pour réduire la masse reflétée totale.

Effet du ratio de délocalisation (β) sur la masse reflétée :

- Premièrement, les masses reflétées provenant des masses des actionneurs des architectures A et B sont similaires et présentent les mêmes tendances;
- Puisque la masse des actionneurs de B est plus grande que A, lorsque β varie, la variation de masse reflétée provenant de la masse des actionneurs de B est plus rapide que A. Ainsi, pour un certain β autour de 0.8, la masse reflétée totale de B dépasse celle de A;
- La masse reflétée de l'inertie des actionneurs de l'architecture A est considérablement plus élevée (~200X) que pour l'architecture B.

5.4.2. Ratio d'accélération α

Le ratio d'accélération (α), défini précédemment, compare les accélérations des architectures B et C à l'architecture A. Cette métrique adimensionnelle indique à quel point l'architecture analysée (B ou C) accélère plus rapidement (dans le cas d'un $\alpha > 1$) que l'architecture A. Dans le cadre de cette analyse à 2 DDLs, cette accélération est limitée à l'accélération de l'effecteur dans le sens vertical et vers le haut (en +y, Figure 5-7).

La Figure 5-9 présente α en fonction de R et β de l'architecture B, et à chacune des cartes (de gauche à droite), est associé un R_2 croissant (1:1, 20:1, 40:1). La valeur maximale de α est également indiquée sur chaque carte. La zone d'intérêt pour la comparaison est 0<β<0.5, couvrant une délocalisation complète (β=0) jusqu'à un actionneur placé directement à l'articulation (β =0.5). La zone 0.5<β<1 représente une situation possible, mais peu probable, où un actionneur serait délocalisé au-delà de l'articulation. La Figure 5-9 indique que :

- Lorsque $\beta = 0$, seules les masses des membrures (égales pour toutes les architectures) ainsi que les inerties des actionneurs contribuent à la masse reflétée de l'effecteur;
- α est maximisé et vaut approximativement 2 lorsque le 2e actionneur est situé à la base du robot ($\beta = 0$) et que R est grand (160 :1), et ce, pour tout R_2. Le fait que α

soit maximisé lorsque R est grand et $\beta = 0$ s'explique par le fait que les embrayages MR éliminent l'inertie reflétée des actionneurs même si le ratio R est grand. De bonnes accélérations sont alors possible, sans augmenter la masse reflétée;

- Il est possible de constater que plus R_2 est grand, plus α est globalement grand sur la carte R-β et la variation du ratio d'accélération α est moins importante lorsque $R_2 \geq 40$. En effet, lorsque R_2 est grand, le gain en densité de couple de l'actionneur est plus significatif sur la masse reflétée totale à l'effecteur (et donc, sur α) que l'augmentation de l'inertie intrinsèque de l'actionneur B;
- On constate aussi qu'un $R_2 = 1$ n'est pas avantageux en terme d'accélération comparativement à l'architecture A. En effet, lorsque $R_2 = 1$, la masse des deux embrayages MR devient considérable et la masse totale de l'actionneur a un grand impact sur la masse reflétée. Il faut donc un certain rapport de réduction entre l'embrayage MR et l'articulation (R_2>1) pour tirer avantage de l'approche MR.

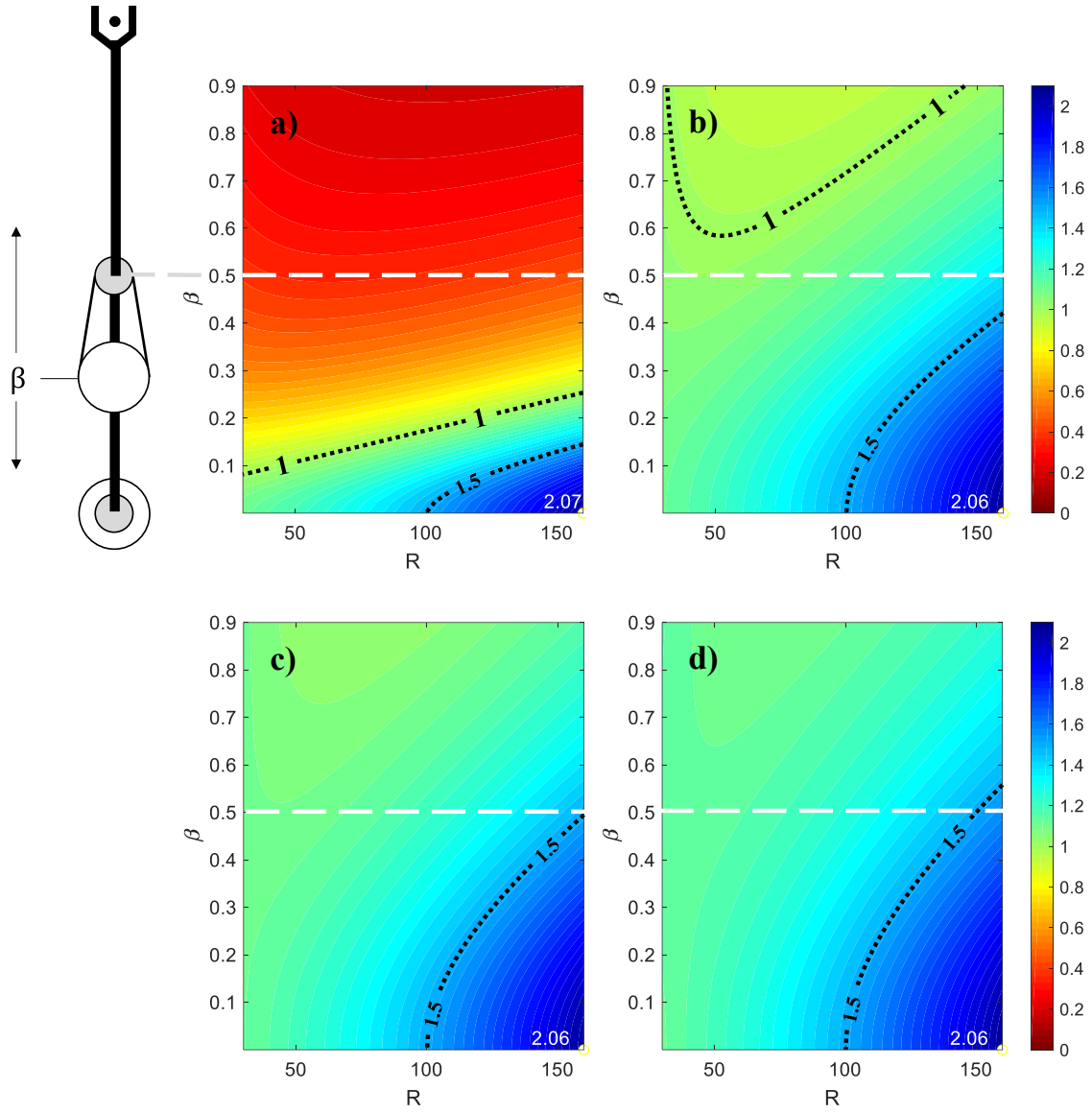


Figure 5-9. Ratio d'accélération de l'architecture B lorsque a) $R_2 = 1$, b) $R_2 = 20$, c) $R_2 = 40$ et d) $R_2 = 80$ en fonction du ratio de réduction total (R) et du ratio de délocalisation (β).

En résumé, l'architecture B démontre un net avantage en terme d'accélération comparativement à l'architecture A lorsque $R_2 \geq 20$ et $\beta \leq 0.5$. Il n'est cependant pas avantageux d'utiliser les embrayages MR à entrainement direct ($R_2 = 1$) puisque la masse des embrayages MR devient importante et donc, augmente considérablement la masse totale de l'actionneur. Dans tous les cas, lorsque les actionneurs sont situés à la base ($\beta =$

0), l'architecture B accélère toujours plus que l'architecture A (α = 1.11 à 2.06), et ce, peu importe R et R_2.

En ce qui concerne l'architecture C, les paramètres intrinsèques de l'actionneur sont ceux du prototype construit et validé (chapitre 4). Ses ratios totaux ($R = 75$ et $R_2 = 14$) ne sont pas variés tel qu'expliqué précédemment. Donc, α est analysé en variant β des deux architectures (A et C) et en variant R de l'architecture A seulement. On voit que α est également maximisé lorsque R est grand et $\beta = 0$ (Figure 5-10). Tout comme l'architecture B, l'architecture C, tel que construit et validé, accélère globalement plus rapidement que l'architecture A.

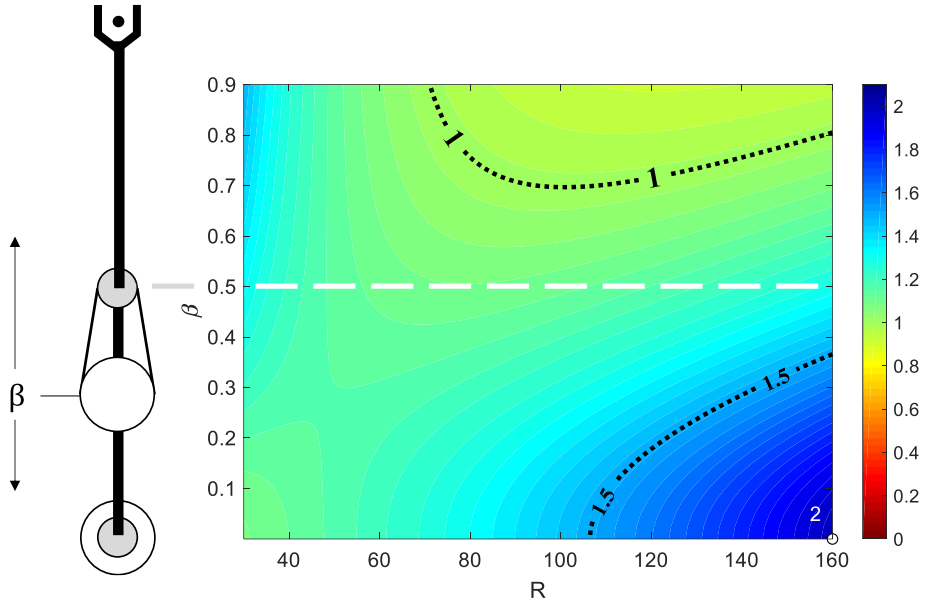


Figure 5-10. Ratio d'accélération (α) de l'architecture C en fonction du ratio de réduction total de l'architecture A (R) et du ratio de délocalisation (β).

5.4.3. *Ratio de vitesse SR*

Une analyse similaire à l'analyse précédente portant sur le ratio d'accélération est maintenant faite pour le ratio de vitesse (SR). Les Figure 5-11 et Figure 5-12 présentent les cartes R-β de l'architecture B lors d'une collision éventuelle avec la jambe ($m_H = 75$ kg) et la main ($m_H = 0.6$ kg) respectivement. Ces deux valeurs de m_H constituent les valeurs maximales et minimales de membres pouvant être en contact avec un robot selon la

spécification technique ISO/TS15066 [20]. Les résultats du ratio d'accélération α (Figure 5-9) montraient que les cartes étaient similaires lorsque $R_2 \geq 40$, donc, par soucis de concision, les Figure 5-11 et Figure 5-12 se limitent à des R_2 entre 1 et 40 et indiquent que :

- Les cartes représentant le SR en contact avec la jambe sont pratiquement identiques aux cartes α. La situation n'est pas fortuite car les équations (18) et (19) montrent que SR tend vers le ratio des masses reflétées, tout comme α lorsque m_H est grand. En plus de posséder la même valeur maximale de SR qu'α, cette valeur maximale est atteinte aux mêmes R et β, respectivement à $R = 160$, et $\beta = 0$;
- D'un point de vue général, on constate que les SR en contact avec la main (Figure 5-12 et Figure 5-13-droite) sont généralement plus bas qu'avec la jambe puisque la norme ISO/TS15066 [20] considère que la jambe peut supporter une plus grande énergie de collision.

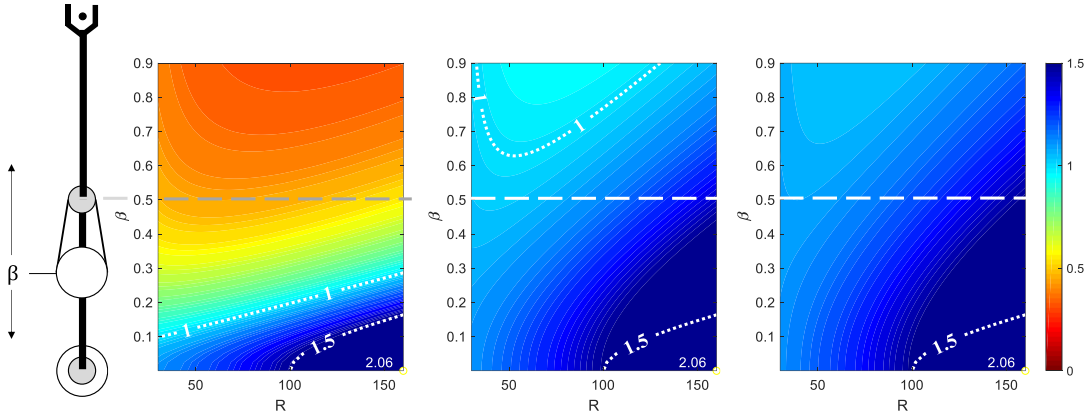


Figure 5-11. Ratio de vitesse de l'architecture B (collision avec la **jambe** d'un humain) lorsque R_2 = 1 (gauche), R_2 = 20 (milieu) et $R_2 \geq 40$ (droite) en fonction du ratio de transmission total (R) et du ratio de délocalisation (β).

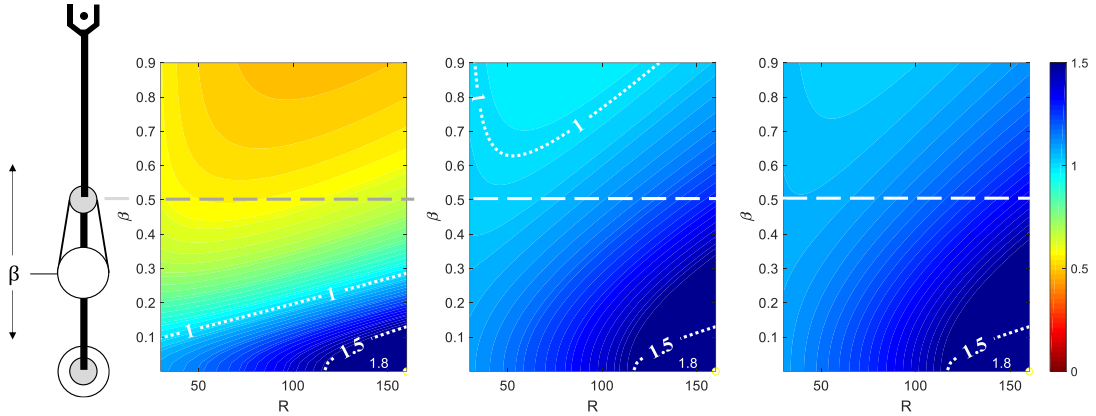


Figure 5-12. Ratio de vitesse de l'architecture B (collision avec la **main** d'un humain) lorsque $R_2 = 1$ (gauche), $R_2 = 20$ (milieu) et $R_2 \geq 40$ (droite) en fonction du ratio de transmission total (R) et du ratio de délocalisation (β).

En résumé, le robot à 2 DDLs constitué de l'architecture B peut se déplacer globalement plus rapidement que l'architecture A pour une même force de contact en cas de collision. Plus le ratio de délocalisation est bas et que R et R_2 sont hauts, plus le SR augmente.

Les ratios de vitesse de l'architecture C lorsque ses ratios de réduction valent $R = 75$ et $R_2 = 14$ sont présentés à la Figure 5-13, en fonction de β et en fonction de R de l'architecture A. Les deux cartes sont semblables et indiquent que globalement, l'architecture C (tel que construit et validé) peut se mouvoir plus rapidement pour une même force d'impact en cas de collision que l'architecture A.

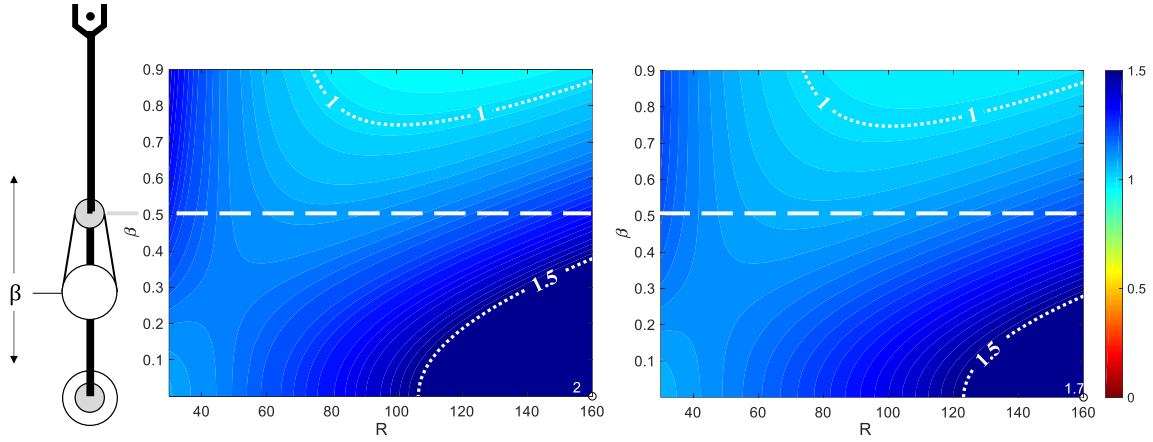


Figure 5-13. Ratio de vitesse de l'architecture C (collision avec la **jambe** (gauche) et la **main** (droite) d'un humain) en fonction du ratio de transmission total (R) et du ratio de délocalisation (β).

5.4.4. Conclusion de l'analyse à 2 DDLs

L'analyse à un DDL a permis de mettre en lumière le compromis masse-inertie de l'architecture A apparaissant lorsque son ratio de réduction varie (grand R signifie grande inertie reflétée et petit R signifie grande masse d'actionneur). Ce compromis n'étant pas présent dans les architecture B et C puisque les embrayages découplent l'inertie reflétée de l'actionneur. L'analyse à deux DDLs a permis de combiner les effets des ratios de réduction (totaux et après les embrayages MR) à l'effet de la localisation des actionneurs sur les masses reflétées à l'effecteur, et donc, sur les performances du robot.

L'analyse à 2 DDLs a démontré que le gain maximal (environ 2), autant en ce qui concerne le ratio d'accélération que le ratio de vitesse se situe lorsque les actionneurs sont situés le plus près possible de la base et avec le ratio de réduction total (R) le plus grand possible ($R = 160$). Lorsque l'actionneur 2 n'est pas situé à la base du robot ($\beta > 0$), la masse des actionneurs augmente la masse reflétée à l'effecteur ce qui réduit le gain possible de ratios de vitesses et d'accélération. Par exemple, le gain maximal se situe autour de 1.4 lorsque $\beta = 0.5$ (configuration typique).

Pour les architectures MR (B et C), le ratio total après les embrayages MR (R_2) influence significativement la masse de l'actionneur de sorte que pour l'architecture B, lorsque $R_2 = 1$, les ratios d'accélérations sont inférieurs à 1, ce qui signifie qu'il n'est pas avantageux d'utiliser les embrayages MR en entrainement direct à l'articulation tel que retrouvé dans les premières configurations de robots à embrayages MR [2,3].

L'analyse à 2 DDLs impliquait une transmission supposée sans masse et sans effets indésirables (compliance, friction, inertie) entre l'actionneur 2 et l'articulation 2 lorsque $\beta \neq 0.5$. La masse d'une telle transmission dépend grandement de la technologie de transmission (câbles, hydrostatiques, liens rigides) et il fut ici supposé que peu importe l'architecture (A, B ou C), la transmission aurait eu la même nature et la même masse pour toutes les configurations. Pour une analyse de conception détaillée, la masse de la transmission doit être explicitement prise en compte.

5.5. Étude de cas : robot 6 DDLs

Jusqu'à présent, les performances des trois architectures ont été comparées selon 1 et 2 DDLs. Ces analyses simplifiées ont permis de comprendre les impacts des différents ratios (réduction ou délocalisation) sur les performances des robots collaboratifs.

Actuellement dans l'industrie, la majorité des robots collaboratifs sériels possèdent 6 DDLs. L'objectif de cette section est de comparer les trois architectures analysées précédemment lorsqu'elles sont employées dans un robot complet à 6 DDLs. Trois métriques sont analysées, soient le ratio d'accélération (α), le ratio de vitesse (SR) ainsi que la rigidité (K) de l'organe terminal (Figure 5-14). Puisque ces critères de performance dépendent directement de la pose du robot (angles des articulations), la comparaison des architectures se base sur une analyse de Monte Carlo générant un million de poses et l'indice de performance médian (ainsi que la distribution des données) sert de valeur de comparaison.

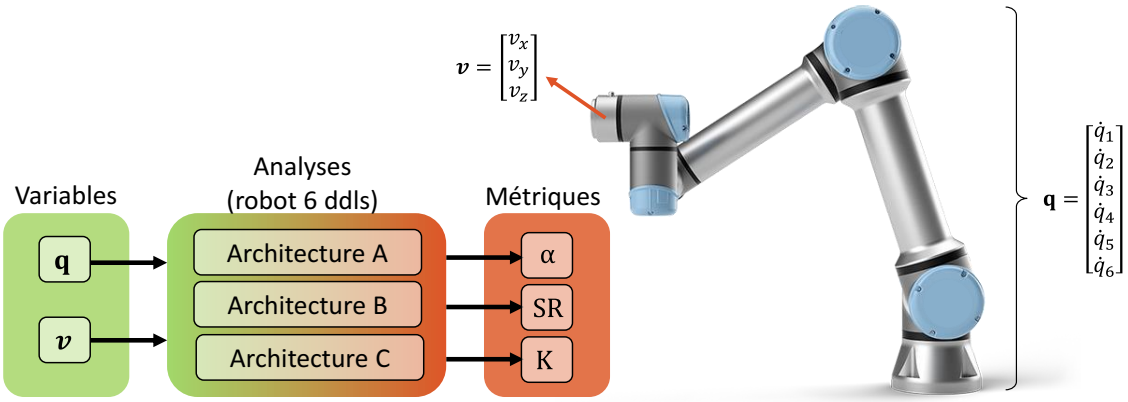


Figure 5-14. Analyse des performances des 3 architectures dans un contexte de cobot sériel à 6 DDLs. 1M de poses et de vecteurs unitaire de vitesses cartésienne sont générés comme intrant. Les 3 métriques, α, SR, et f sont utilisées pour comparer les architectures.

L'analyse de Monte Carlo définit une pose comme une combinaison unique d'angles à chacun des 6 DDLs (**q**, Figure 5-14)). Chaque pose est générée aléatoirement. À chaque pose du robot est également associée un vecteur unitaire de direction ($\boldsymbol{v}$, Figure 5-14) dans le but d'analyser le critère de performance (α, SR, ou K) dans une direction et ainsi simuler une vitesse de l'effecteur dans l'espace cartésien (Figure 5-14).

L'analyse à 6 DDLs se base sur la cinématique du cobot sériel UR5 (cobot 6 DDLs avec 5 kg de charge utile maximale). Les trois premières articulations du cobot UR5 délivrent un couple maximal de 150 Nm et les trois dernières, 28 Nm [18]. Afin de comparer les architectures d'actionneurs (A, B et C), les actionneurs aux articulations du UR5 sont remplacés par chacune des 3 architectures. L'annexe F présente la cinématique directe (commune aux 3 architectures) ainsi que les valeurs de masses, inerties et rigidités associées à chacune des architectures (valeurs tirées des chapitre 3 et 4).

Les hypothèses émises pour l'analyse à 6 DDLs sont :

- Les masses et inerties des membrures (seulement les membrures d'aluminium, ne comprend pas la masse des actionneurs) des trois architectures sont égales entre elles et égales aux masses et inerties des membrures d'UR5;
- Afin d'estimer les paramètres (rigidité, inertie) des actionneurs B et C de 150 Nm, le même facteur d'échelle que les actionneurs d'UR est conservé. Par exemple, l'inertie de sortie de l'articulation robotisée de 28 Nm vaut 0.14 kgm^2 et 1.31 kgm^2 pour l'articulation de 150 Nm. Donc, le facteur de 9.36 entre les deux valeurs d'inertie est conservé afin d'estimer les inerties des actionneurs de 150 Nm des architectures B et C.

Les trois critères de performance (α, SR, ou K) analysés à l'effecteur du robot 6 DDLs sont définis ainsi :

$$\alpha_i = \frac{P_i/M_{refl,i}}{P_{ref}/M_{refl,ref}} \tag{30}$$

$$SR_i = \frac{M_{refl,ref}}{M_{refl,i}} \sqrt{\frac{m_H + M_{refl,i}}{m_H + M_{refl,ref}}} \tag{31}$$

$$\frac{1}{K_{refl,i}} = \boldsymbol{v}\left[\boldsymbol{J}(\boldsymbol{q})\left(\boldsymbol{K}_{\boldsymbol{\theta},i}^{-1}\right)\boldsymbol{J}'(\boldsymbol{q})\right]\boldsymbol{v}' \tag{32}$$

où M_{refl} est la masse totale reflétée à l'effecteur et comprenant l'inertie intrinsèque des actionneurs ($\mathbf{H_{act}}$, voir Annexe F) et l'inertie de la structure ($\mathbf{H(q)_{struct}}$, comprenant la masse des actionneurs et des membrures, voir Annexe F) :

$$\frac{1}{\mathrm{M_{refl}}} = \boldsymbol{v}\,[\boldsymbol{J}(\boldsymbol{q})\,(\mathbf{H}(\mathbf{q})_{\mathbf{struct}}^{-1} + \mathbf{H}_{\mathbf{act}}^{-1})\,\boldsymbol{J}'(\boldsymbol{q})]\,\boldsymbol{v}' \tag{33}$$

où $\boldsymbol{J}(\boldsymbol{q})$ est la matrice Jacobienne du robot qui dépend de sa pose et $\boldsymbol{v}$ est le vecteur unitaire de direction (Annexe F).

P est la force maximale exercée par le robot dans la direction $\boldsymbol{v}$ d'intérêt et selon les couples maximaux associés à l'architecture analysée (Annexe F).

$\mathrm{m_H}$ est la masse de la partie du corps humain touché lors d'une collision éventuelle avec le robot selon la norme ISO/TS 15066 [20]. Il est possible de constater à l'aide de l'équation (31) que pour un $\mathrm{m_H}$ grand, le ratio de vitesse revient au ratio des masses reflétées.

$\boldsymbol{K_\theta}$ est la matrice de rigidité des actionneurs pris dans l'espace articulaire (Annexe F).

En réalité, la rigidité reflétée réelle d'un cobot comprend également la rigidité intrinsèque des membrures et liaisons (ex. vis, colle). Puisque cette valeur est habituellement déterminée de façon expérimentale, elle ne sera pas considérée dans cette présente analyse. Pour cette raison, il est à considérer que les valeurs de rigidités reflétées (K) concernent seulement les rigidités provenant des actionneurs.

Toutes les métriques de cette analyse sont présentées sous forme de graphiques à barres (Figure 5-15) représentant les quatre quartiles de la distribution des données, la médiane ainsi que les données aberrantes. La valeur de la médiane est écrite directement sur le graphique (barre rouge).

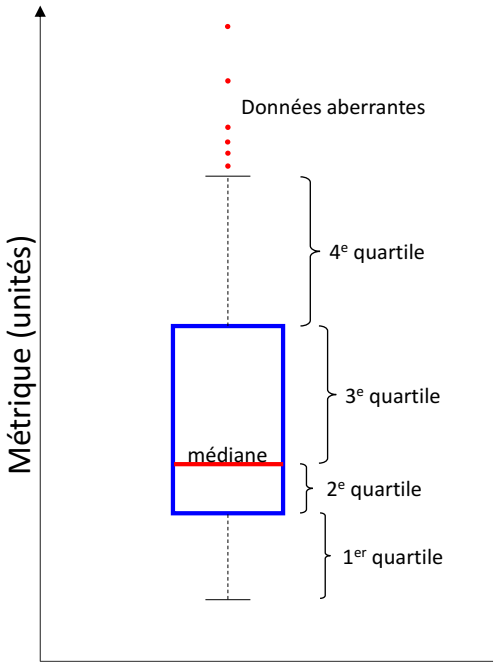


Figure 5-15. Exemple de graphique à barres représentant les 4 quartiles d'une distribution, la médiane et les données aberrantes.

Sachant que les métriques de performances α et SR sont directement liées à la masse reflétée à l'effecteur, il importe de distinguer les différentes sources de masse reflétée : provenant de l'inertie intrinsèque des actionneurs et provenant de la structure (masses des actionneurs, des membrures et de la charge utile). La Figure 5-16 présente les valeurs de masses reflétées totales, provenant des actionneurs et provenant de la structure (aucune charge utile) pour chacune des architecture. On constate que :

- Le robot possédant la plus grande masse reflétée totale est l'architecture A (facteur 6.5 par rapport à B, et facteur 3.1 par rapport à C);
- Aussi, la masse reflétée de l'architecture A est dominée par la masse reflétée provenant de l'inertie des actionneurs, comparativement aux architecture MR (B et C) dont l'inertie provenant des actionneurs est négligeable (B) ou faible (C);
- Pour l'architecture B, la masse reflétée totale est dominée par la masse reflétée provenant de la structure tandis que pour l'architecture C, les deux valeurs de masses reflétées sont égales;
- Les masses reflétées provenant de la structure des 3 architectures sont semblables (voire égales) puisque les actionneurs pèsent à peu de chose près la même masse

et les masses reflétées provenant des membrures sont égales entre les architectures (hypothèse de départ);

- La charge utile a pour effet de décaler la distribution de la masse reflétée provenant de la structure de la valeur de la charge utile. Donc, pour 5 kg de charge utile, les masses reflétées provenant de la structure des 3 architectures sont respectivement 4, 4.1 et 4.1 kg, ce qui a pour effet d'augmenter les masses reflétées totales à 12.1, 4.1 et 7.3 kg. L'effet de la charge utile sera analysée avec les métriques α et SR plus loin.

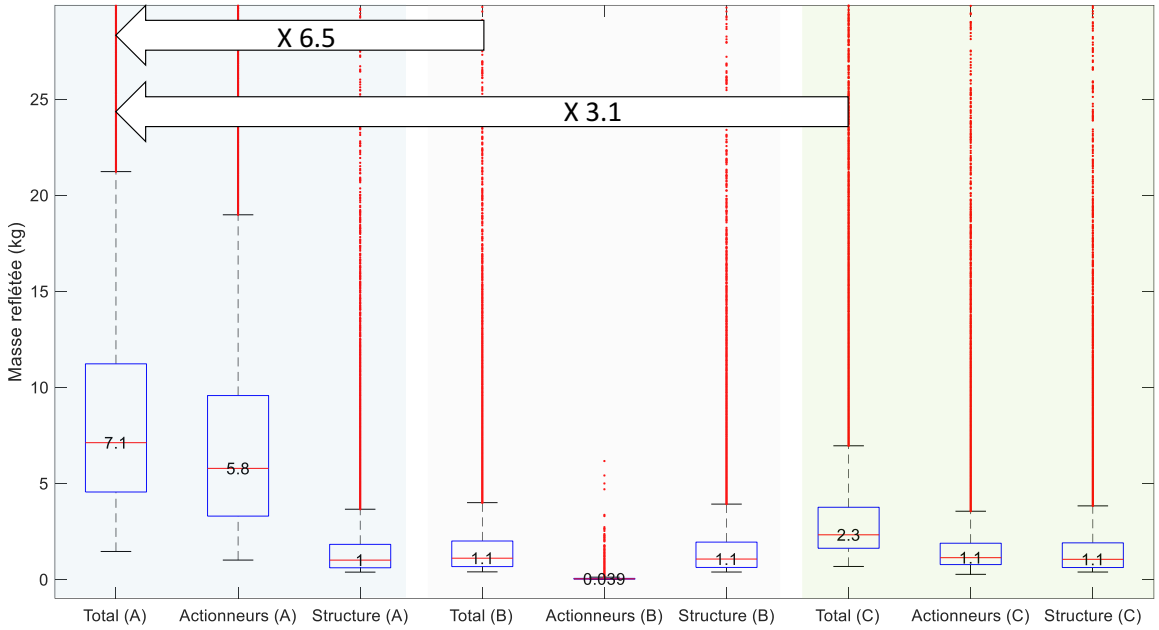


Figure 5-16. Masses reflétées à l'effecteur des 3 architectures. Pour chacune des 3 architecture, les trois barres représentent la masse reflétée totale, puis, celle provenant de l'inertie intrinsèque des actionneurs et finalement, celle provenant de la structure (masses des actionneurs et masses des membrures de la structure). La charge utile est nulle.

Sachant maintenant d'où provient la masse reflétée des architectures, la Figure 5-17 présente les ratios d'accélération (α) des architectures B et C par rapport à l'architecture A selon 3 charges utiles (0, 2.5 et 5 kg). On constate que :

- Lorsque la charge utile est nulle, α abonde dans le même sens que les ratios de masses reflétées totales entre les architectures (Figure 5-16). La différence provient alors de la différence entre les couples maximaux de chacun des actionneurs des

trois dernières articulations (A= 28 Nm max., B= 30 Nm max., C= 29 Nm max), et donc, de la force maximale à l'effecteur pour chacune des architectures;

- Le ratio d'accélération médian de l'architecture B lorsque la charge utile est nulle se situe à 5.9, ce qui veut dire que le robot à 6 DDLs dont les actionneurs sont remplacés par des articulations robotisées MR modulaires accélérerait 5.9 fois plus vite qu'un UR5. La distribution indique que les données significatives se situent toutes entre 1.2 et 19.9, indiquant que peu importe la pose du robot, lorsqu'on compare deux poses identiques, un robot composé des actionneurs B accélèrerait toujours plus qu'un robot UR5 (entre 20% et 1990% plus);
- La charge utile à l'effecteur décroit significativement le ratio d'accélération (α), puisque la masse de la charge utile domine la masse reflétée totale (autant pour les architectures B que C). Le ratio d'accélération reste toutefois supérieur à 1 pour toutes les charges utiles, autant pour l'architecture B que C, indiquant que les architecture B et C accélèreront toujours plus que le UR5;
- L'architecture C a également un gain en accélération comparativement à l'architecture A (α = 2.85, 1.88 et 1.59), mais moindre que B puisque l'inertie intrinsèque de l'actionneur C est plus grand que l'inertie intrinsèque de l'actionneur B. De plus, les données significatives se situent toutes entre 1.1 et 6.5, ce qui indique qu'il y a toujours un gain en accélération comparativement à A.

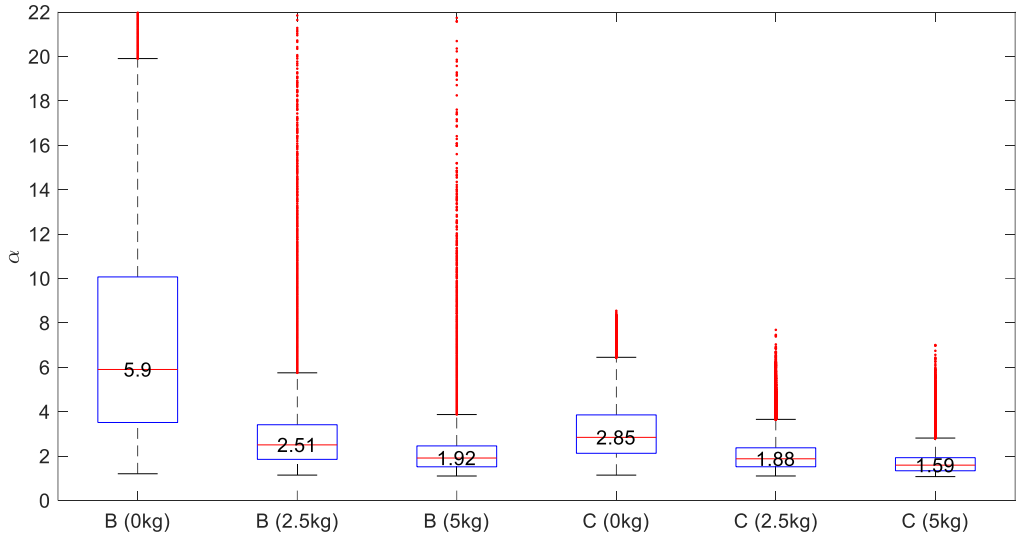


Figure 5-17. Ratios d'accélération (α) des architectures B et C pour un cobot sériel à 6 DDLs en fonction de 3 charges utiles différents : 0, 2.5 et 5 kg.

En ce qui concerne les ratios de vitesse (SR, Figure 5-18), ces derniers sont globalement inférieurs lors d'un contact avec la main (Figure 5-18 gauche) qu'avec la jambe (Figure 5-18 droite). On constate que :

- L'architectures B possèdent des SR entre 2.9 et 5.6 lorsque la charge utile est nulle, suggérant que le robot constitué de l'architecture B pourrait se mouvoir 2.9 fois plus rapidement (en prenant le pire cas entre la main et la jambe) pour une même force d'impact en cas de collision avec l'humain que l'architecture A. L'effet de la charge utile abaisse considérablement les SR mais ces derniers restent globalement supérieurs à 1;
- L'architecture C possèdent des SR inférieurs à l'architecture B, mais tout de même supérieurs à 1, suggérant que le robot munit de l'architecture C peut se déplacer plus rapidement que l'architecture A pour une même force d'impact.

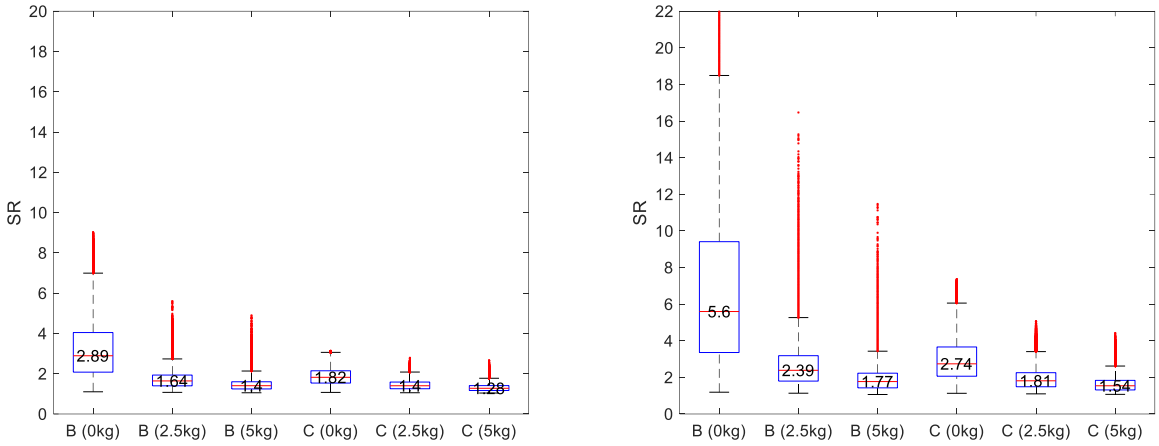


Figure 5-18. Ratios de vitesse (SR) des architectures B et C pour un cobot sériel à 6 DDLs lorsque collision avec la main (gauche) et avec la jambe (droite), en fonction de 3 charges utiles différents : 0, 2.5 et 5 kg.

Finalement, la troisième et dernière métrique de performance analysée est la rigidité reflétée à l'effecteur des actionneurs (K) (Figure 5-19). Avec l'augmentation des vitesses des robots survient également une augmentation des excitations des fréquences de résonance qui sont nuisibles à la précision du robot et au contrôle en force. Donc, plus la rigidité est élevée, moins ces fréquences se font exciter. Les médianes des rigidités des architectures A, B et C valent respectivement 151, 152 et 3 kN/m. Les valeurs des architectures A et B sont identiques ce qui est confirmé expérimentalement car la rigidité

mesurée de l'architecture B est la même que celle du réducteur harmonique de l'architecture A équivalente. La rigidité mesurée expérimentalement de l'architecture C est très basse (~50X) par rapport aux deux autres architectures puisque les membranes déroulantes ajoutent une compliance en série dans la transmission.

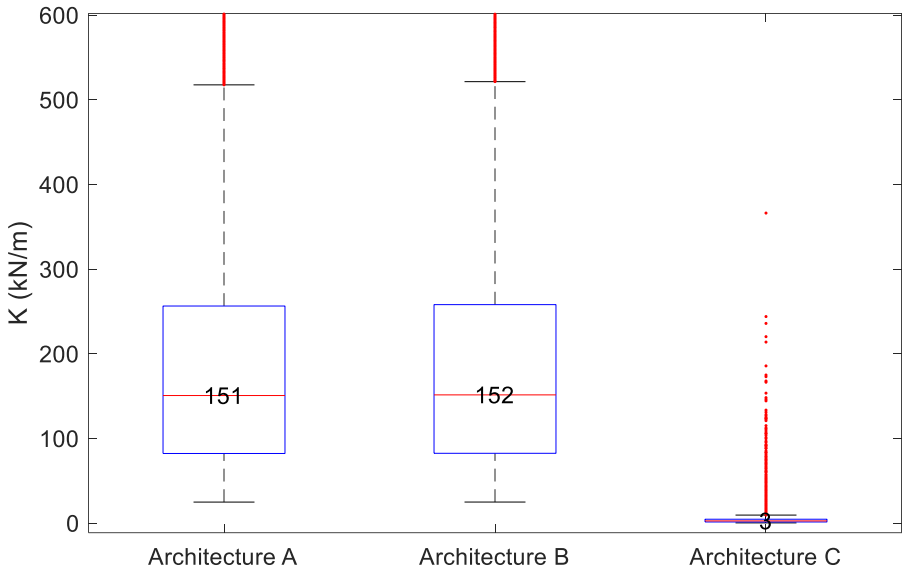


Figure 5-19. Rigidité de l'effecteur (en kN/m) des architectures A, B et C dans un contexte de cobot sériel à 6 DDLs.

5.6. Conclusion

Ce chapitre synthétise les comparaisons des architectures d'actionneurs MR (B : MR modulaire et C : MR délocalisé) par rapport à l'architecture standard des robots collaboratifs (A : moteurs et réducteur harmonique) selon les trois analyses réalisées à 1,2 et 6 DDLs. En sommes, les trois analyses démontrent le potentiel des actionneurs MR en robotique collaborative en ce qui concerne leur capacité à accélérer ainsi que leur vitesse sécuritaire. Plus spécifiquement :

- Une **analyse à 1 DDL** a mis en évidence que l'architecture standard (moteur et réducteur harmonique) possède un compromis fondamental entre la masse de l'actionneur et l'inertie de sortie lorsque le ratio de réduction varie; un haut ratio permet de réduire la masse mais l'inertie de sortie est augmentée et vice-versa.

- L'architecture MR modulaire (B) possède des ratios de réduction avant et après les embrayages MR et puisque seules l'inertie après les embrayages MR est reflétée à la sortie (en glissement continu), le compromis fondamental masse vs inertie n'est pas présent et permet d'optimiser les ratios afin d'obtenir une masse comparable à l'architecture standard mais avec une inertie de sortie 150X plus faible.
- Pour l'architecture MR délocalisée (C), les ratios n'ont pas été variés puisqu'ils dépendent de plusieurs paramètres. Cette analyse a permis d'exposer que l'architecture C, tel que conçue et validée dans le chapitre 4, possède sensiblement la même masse (1 DDL) que les deux autres architectures et se situe entre les deux en terme d'inertie reflétée.

- Une **analyse à 2 DDLs** a permis de lier les masses des actionneurs et leurs inerties reflétées dans un contexte de robot plan, où la localisation des actionneurs influence directement les performances du robot.
  - Cette analyse a permis de conclure que l'architecture B, malgré le fait que les actionneurs possèdent une inertie intrinsèque négligeables comparativement à l'architecture A, a un ratio d'accélération maximum de 2 lorsque le ratio de réduction total vaut 160:1 et lorsque les actionneurs sont situés à la base ($\beta = 0$).
  - Le ratio d'accélération de l'architecture B varie entre 0.8 et 2, suggérant que globalement, l'architecture B a un avantage comparativement à l'architecture A en terme d'accélération. Les mêmes conclusions s'appliquent pour la vitesse sécuritaire maximale analysé avec la métrique du ratio de vitesse.
  - Malgré que l'architecture C soit délocalisée, elle possède plus d'inertie intrinsèque que l'architecture B. Ses ratios d'accélération et de vitesse sont légèrement inférieurs à l'architecture B (lorsque $R_2 \geq 20$). Par contre, elle possède tout de même des ratios d'accélération et de vitesse globalement supérieur à 1, donc plus élevés que l'architecture A.
- Une étude de cas d'un **robot à 6 DDLs** a démontré que :

- L'architecture B a le plus grand potentiel d'être utilisé en robotique collaborative sériel pour 3 raisons : lorsque la charge utile est nulle, l'accélération médiane est 6 fois plus grande que l'architecture A (soit le robot *UR5*), une vitesse sécuritaire 2.9 fois plus grande et une rigidité comparable à l'architecture A.
- L'architecture C a tout de même des ratios d'accélération et de vitesse plus grand que 1, mais sa rigidité est largement inférieure aux architectures A et B (54X), causé par les membranes déroulantes de la transmission possédant une faible rigidité.
- Lorsqu'on compare les architectures B et C entres-elles, il est clair que l'architecture B possède des gains plus élevés en terme de ratio d'accélération et de ratios de vitesse (gain d'environ 2). Par contre, l'analyse à 6 ddls a été effectuée avec les données d'une architecture précise par configuration. Dans le cas de l'architecture C, même si l'actionnement est délocalisé, l'articulation esclave du prototype construit (chapitre 4) possède la même densité de couple que l'architecture B, mais avec l'inertie intrinsèque supplémentaire due à la transmission. Ceci provient du fait que les cylindres à membranes déroulantes sont volumineux (comparativement à des cylindres conventionnels). Le gain en masse qu'aurait dû apporter la délocalisation n'a donc pas eu lieu. Il serait possible de croire qu'une prochaine conception de l'architecture C, mais possédant des cylindres conventionnels pourrait réduire la masse de l'articulation esclave, et donc, réduire la masse reflétée provenant de la structure.
- Plus généralement, les SR suggèrent que pour une même tâche effectuée par le robot B ou C, si le robot se déplace plus rapidement d'un certain facteur que le UR5, il effectuera sa tâche également plus rapidement (environ du même facteur). Ce gain en temps est directement lié au retour sur l'investissement, au rythme de production, et au final, au profit engendré par l'entreprise.

CHAPITRE 6.

CONCLUSION

6.1. Sommaire

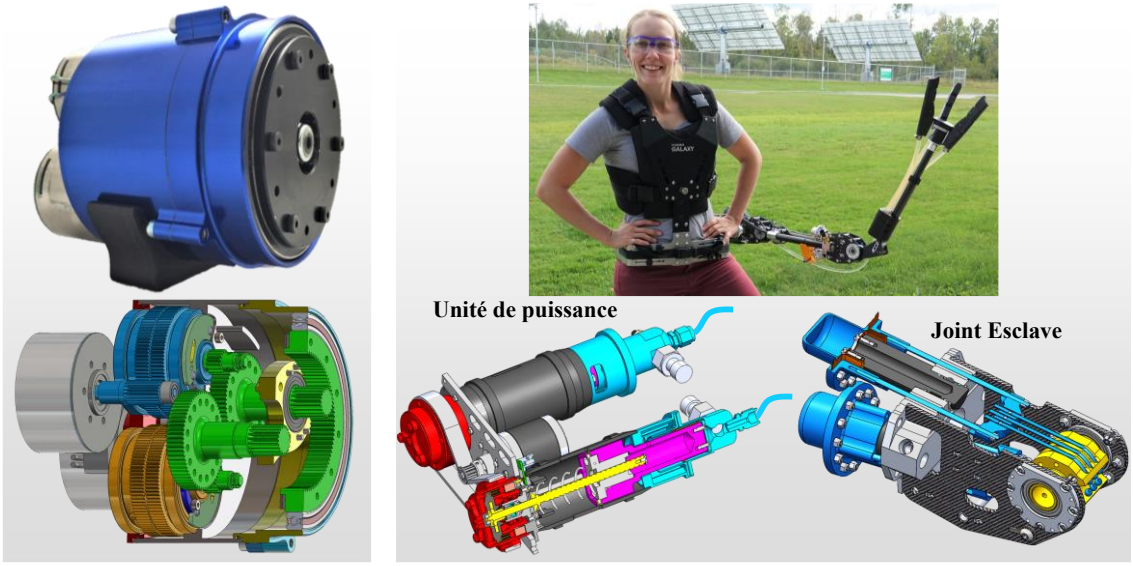
Dans le but de permettre aux robots collaboratifs sériels d'atteindre de bonnes performances dynamiques tout en étant sécuritaires, la masse reflétée de leur effecteur doit être minimisée. Les robots collaboratifs actuellement commercialisés reposent majoritairement sur des actionneurs munis de hauts ratios de réduction (réducteurs harmoniques). Ces actionneurs possèdent une bonne densité de couple (27-50 Nm/kg) aux dépends d'une grande inertie (proportionnelle au carré du ratio), et donc, d'une grande masse reflétée à l'effecteur du robot.

Les actionneurs munis d'embrayages MR antagonistes et en glissement continus ont le potentiel d'améliorer les performances dynamiques et la sécurité des robots collaboratifs sériels. En effet, les embrayages MR découplent l'inertie de la source de puissance, offrant ainsi une faible inertie reflétée à la sortie de l'actionneur. Toutefois, puisque les embrayages MR sont ajoutés à la chaine de puissance, la densité de couple réduit.

L'objectif principal de ce projet de recherche est d'étudier le potentiel d'actionneurs MR en robotique collaborative afin de profiter de leur faible inertie. Pour ce faire, deux architectures d'actionneurs MR (Figure 6-1) ont été développé et testé expérimentalement.

La première architecture d'actionneur MR développée (Figure 6-1a) consiste en une articulation robotisée modulaire comportant deux chaines de puissances possédant chacune des embrayages MR en glissement continu. Ces deux chaines de puissance permettent un mode hybride d'opération (mode interaction humain-robot et mode à haut-couple) ainsi qu'une densité de couple comparable aux actionneurs harmoniques. Cette articulation

robotisée possède par contre un rapport couple-inertie 150 fois supérieur aux actionneurs harmoniques.



a) b)

Figure 6-1. Actionneurs MR développés dans le cadre de ce projet de recherche. a) articulation robotisée modulaire et possédant deux chaines de puissance et b) actionneur MR délocalisé et transmission hydrostatique.

La deuxième architecture d'actionneur MR développée (Figure 6-1b) consiste en un actionnement délocalisé du robot où les embrayages MR sont situés à la base du robot et une transmission hydrostatique à membranes déroulantes achemine la puissance aux articulations. Cette architecture a été testée expérimentalement dans un contexte de bras robotisé surnuméraire fixé sur un humain. L'architecture délocalisée permet une faible masse du bras surnuméraire (~4 kg) tout en atteignant une vitesse de plus de 3.4 m/s à l'effecteur, et ce, sans perturber l'utilisateur.

Les deux actionneurs MR précédents ont chacun fait l'objet d'un chapitre de cette thèse. Le dernier chapitre consistait à comprendre les avantages et limites de chacun d'eux et de les comparer à l'actionneur couramment utilisé en robotique collaborative, soit un moteur couplé à un réducteur harmonique. Il a été démontré que les deux actionneurs MR ont le potentiel d'améliorer les accélérations de l'effecteur d'un facteur 6 (architecture modulaire) et 3 (architecture modulaire), comparativement au robot collaboratif *UR5*. L'architecture délocalisée possède par contre une compliance non-négligeable causée par

les membranes déroulantes dans la transmission hydrostatique pouvant nuire potentiellement à la précision du robot et causer des vibrations non désirées.

6.2. Contributions

Ce projet de recherche vise principalement l'exploration de la technologie MR en robotique collaborative afin d'en ressortir des configurations prometteuses. Plus précisément, les contributions originales de cette thèse sont :

1. **Développement d'un actionneur MR modulaire à faible inertie –** L'actionneur MR développé se démarque des autres actionneurs utilisant des embrayages MR par l'utilisation de deux chaines de puissance permettant un mode hybride d'opération (glissement continu ou non des embrayages MR) et augmentant la densité de couple. L'actionneur offre une haute bande-passante en couple (>70 Hz) et une densité de couple et taille comparable à l'actionneur équivalent d'UR utilisant un réducteur harmonique (100:1), mais un rapport couple-inertie 150 fois supérieur. Utilisé comme actionneurs aux articulations d'un robot sériel à six DDLs, cet actionneur modulaire permet également une accélération de l'effecteur 6 fois plus grande qu'un robot équivalent possédant des actionneurs à réducteurs harmoniques.
2. **Développement d'un actionneur MR délocalisé possédant une transmission hydrostatique et démonstration sur une application réelle –** Un bras robotisé surnuméraire à 3 DDLs utilisant un actionnement MR délocalisé a été conçu et validé expérimentalement. Une transmission hydrostatique à membranes déroulantes achemine la puissance aux articulations du bras esclave porté sur un humain. Ce bras surnuméraire se démarque par sa densité de puissance (1.5 kW à chaque articulation) combiné à sa faible masse portée (4.2 kg). Ce type d'actionnement a également ouvert la voie vers d'autres projets de recherches à l'interne, telle une jambe surnuméraire et un exosquelette de cheville.

3. **Étude des influences des différents ratios de réduction sur la masse reflétée à l'effecteur d'un robot collaboratif –** Les actionneurs MR préalablement élaborés n'ont pas optimisé les ratios de réduction après les embrayages MR de sorte que la densité de couple résultante était basse (5-8 Nm/kg [1–3] comparativement à 27 Nm/kg pour les actionneurs harmoniques). Ce projet de recherche a permis de déterminer les influences des différents ratios de réductions (totaux et après les embrayages MR) sur la masse reflétée à l'effecteur d'un robot collaboratif sériel. Les principes de conception pourront être repris pour concevoir de nouveaux actionneurs MR pour la robotique. Par exemple, pour l'architecture MR modulaire, un ratio après les embrayages MR de 20:1 a permis d'atteindre une densité de couple comparable à l'architecture conventionnelle (moteur + réducteur harmonique) tout en possédant une inertie de sortie 150 fois moindre.
4. **Comparaison d'actionneurs dans un contexte de robotique collaborative sérielle à 6 DDLs –** Puisque les performances dynamiques d'un robot sériel à 6 DDLs dépendent de sa pose, un outil de comparaison de performances basé sur le principe de Monte Carlo a été élaboré afin de comparer les médianes des distributions d'une métrique quelconque (ex. la masse reflétée à l'effecteur). Cet outil permet de quantifier l'effet des différentes sources d'inertie (structure vs actionneurs) et comparer différentes technologies d'actionneurs.

6.3. Travaux futurs

Maintenant qu'il a été démontré que l'actionnement MR a le potentiel d'améliorer à la fois les performances dynamiques des robots collaboratifs sériels ainsi que leur sécurité, plusieurs opportunités de recherches ont été identifiées tout au long du projet :

- Concevoir un robot collaboratif sériel à 6 DDLs et combinant des actionneurs MR modulaires situés directement aux articulations du robot à l'architecture délocalisée pour les articulations distales afin de profiter des avantages des deux topologies et optimiser les performances globales;

- Développer une articulation robotisée modulaire, basée sur la double chaine de puissance, mais possédant une rigidité plus élevée afin d'optimiser le contrôle en position et la précision d'un robot collaboratif sériel;
- Comprendre les limites thermiques associées aux actionneurs MR en glissement continu afin de minimiser les pertes thermiques;
- Étudier la durée de vie de l'actionneur MR modulaire dans le but ultime de commercialiser ce type d'actionneur.

ANNEXE A. DIMENSIONNEMENT ARCHITECTURE A (1DDL)

L'objectif principal de cette présente annexe est de présenter l'étude et les calculs permettant d'évaluer les masses et inerties de sorties de l'architecture A à 1 DDL, soit une articulation robotisée constituée d'un moteur sans balais (*brushless*) et d'un réducteur harmonique, en fonction du ratio de réduction du réducteur harmonique (R).

A1. Variables utilisées

Afin de déterminer les masses et inerties de l'architecture A, les lois d'échelles (Tableau 5-1) se basent sur des données de référence présentées au Tableau A 1 et en se basant sur l'articulation robotisée de taille 1 (28 Nm max) du UR5 [73]:

Tableau A 1. Spécifications du moteur électrique sans balai et du réducteur harmonique de référence pour l'analyse dimensionnelle de l'architecture A

Var.	Description	Valeurs	Unités	Ref.
$\boldsymbol{\tau_{out,ref,A}}$	Couple maximal de sortie	28	Nm	[18]
$\boldsymbol{R_{ref,A}}$	Ratio de réduction réducteur harmonique	100 : 1	-	[12]
$\boldsymbol{\tau_{mot,ref,A}}$	Couple moteur maximal requis	0.28	Nm	$\tau_{out,A}/N_A$
$\boldsymbol{m_{mot,ref,A}}$	Masse du moteur	0.38	kg	[11]
$\boldsymbol{J_{mot,ref,A}}$	Inertie du moteur	4.9×10^{-6}	kgm^2	[11]
$\boldsymbol{\tau_{HD,ref,A}}$	Couple max. du réducteur harmonique	28	Nm	[12]
$\boldsymbol{m_{HD,ref,A}}$	Masse réducteur harmonique	0.45	kg	[12]
$\boldsymbol{J_{HD,ref,A}}$	Inertie (entrée) réducteur harmonique	9.1×10^{-6}	kgm^2	[12]

Sachant que l'étude présentée au chapitre 5 se base sur un couple maximal de sortie (τ_{sortie}) de l'actionneur de 30 Nm, le couple moteur maximal requis en fonction de R se calcul ainsi :

$$\tau_{mot,A} = \frac{\tau_{sortie}}{\mathrm{R}} = \frac{30}{\mathrm{R}} \tag{34}$$

Cette donnée est nécessaire afin de calculer la masse totale et l'inertie de sortie en fonction de R.

A2. Détermination de la masse

La masse totale de l'architecture A (m_A) se compose de deux éléments; la masse du moteur ($m_{mot,A}$) ainsi que la masse du réducteur harmonique ($m_{HD,A}$).

$$m_A = m_{mot,A} + m_{HD,A} \tag{35}$$

En se basant sur les lois d'échelle (Tableau 5-1) et selon [121], les masses des deux composantes se calculent ainsi :

$$m_{mot,A} = m_{mot,ref,A}\left(\frac{\tau_{mot,A}}{\tau_{mot,ref,A}}\right)^{3/3.5} \tag{36}$$

et,

$$m_{HD,A} = m_{HD,ref,A}\left(\frac{\tau_{sortie}}{\tau_{HD,ref,A}}\right)^{1} = 0.48 \text{ kg} \tag{37}$$

Ces masses sont représentées à la figure suivante afin d'observer leur variation en fonction de R :

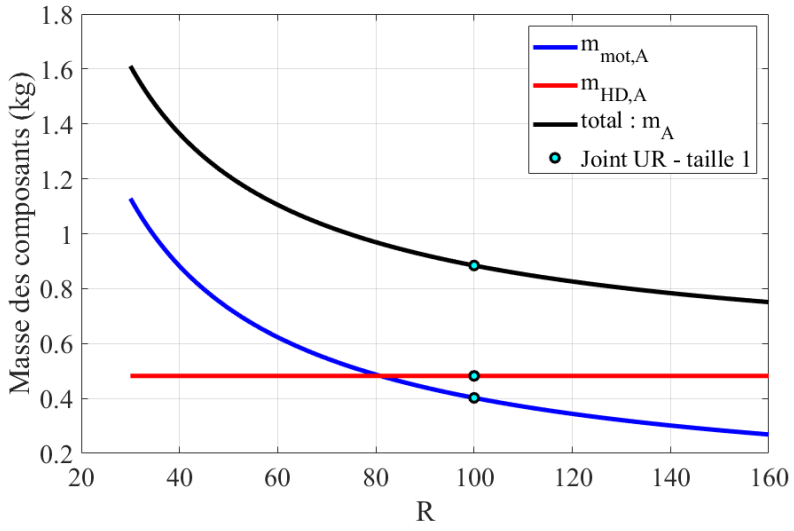


Figure A 1. Masses du moteur (bleu), du réducteur harmonique (rouge) ainsi que la masse totale de l'architecture A (noir) en fonction de R.

À l'aide de la Figure A 1, il est possible de remarquer que la masse totale de l'actionneur A diminue en fonction de R puisque la masse du moteur devient moins importante.

A3. Détermination de l'inertie

L'inertie totale de l'architecture A (J_A) se compose également de deux éléments; l'inertie du moteur ($J_{mot,A}$) ainsi que l'inertie du réducteur harmonique ($J_{HD,A}$).

$$J_A = J_{mot,A} + J_{HD,A} \tag{38}$$

En se basant sur les lois d'échelle présentées au Tableau 5-1 et selon [121], les inerties des deux composantes se calculent ainsi :

$$J_{mot,A} = R^2 \cdot J_{mot,ref,A} \left(\frac{\tau_{mot,A}}{\tau_{mot,ref,A}} \right)^{5/3.5} \tag{39}$$

et,

$$m_{HD,A} = R^2 \cdot J_{HD,ref,A} \left(\frac{30}{\tau_{HD,ref,A}} \right)^{5/3} \tag{40}$$

Ces inerties sont représentées à la Figure A 2 suivante afin d'observer leur variation en fonction de R. Il est possible de constater que l'inertie reflétée augmente en fonction du ratio de réduction R.

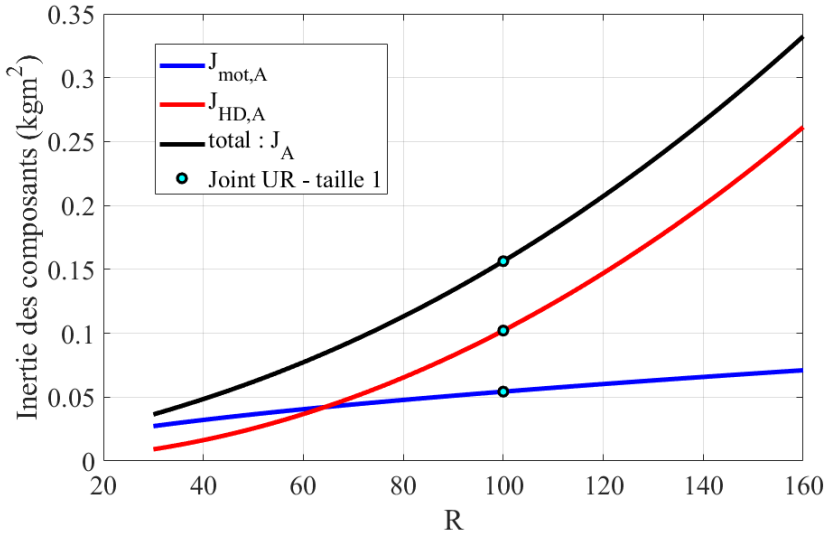


Figure A 2. Inerties reflétées du moteur (bleu), du réducteur harmonique (rouge) ainsi que l'inertie reflétée totale de l'architecture A (noir) en fonction de R.

ANNEXE B. DIMENSIONNEMENT ARCHITECTURE B (1DDL)

L'objectif principal de cette présente annexe est de présenter l'étude et les calculs permettant d'évaluer les masses et inerties reflétées de l'architecture B, soit une articulation robotisée modulaire utilisant des embrayages MR (présenté au chapitre 3), en fonction du ratio de réduction total (R) ainsi que tu ratio de réduction après les embrayages MR (R_2).

B1. Variables utilisées

Les lois d'échelles (Tableau 5-1) se basent sur des données de référence présentées au Tableau B 1 et appuyées par plusieurs données présentées au chapitre 3.

Tableau B 1. Spécifications du moteur électrique, des embrayages MR et des engrenages utilisés dans l'architecture B (chapitre 3) pour l'analyse dimensionnelle de l'architecture B.

Var.	Description	Valeurs	Unités	Ref.
$\boldsymbol{\tau_{out,ref,B}}$	Couple max. de sortie	30	Nm	chap 3
$\boldsymbol{N_{chaines}}$	Nombre de chaines de puissance en parallèle	2	-	chap 3
$\boldsymbol{R_{ref,B}}$	Ratio de réduction total	98 : 1	-	chap 3
$\boldsymbol{R_{2,ref,B}}$	Ratio de réduction après embrayages MR	20.4 : 1	-	chap 3
$\boldsymbol{\tau_{mot,ref,B}}$	Couple moteur max. requis	0.15	Nm	chap 3
$\boldsymbol{m_{mot,ref,B}}$	Masse du moteur	0.15	kg	[122]
$\boldsymbol{\tau_{MR,ref,B}}$	Couple max. transmis par embrayage MR	0.75	Nm	chap 3
$\boldsymbol{m_{MR,ref,B}}$	Masse d'un embrayage MR	0.15	kg	chap 3
$\boldsymbol{J_{MR,ref,B}}$	Inertie (sortie) d'un embrayage MR	5.6×10^{-7}	kgm^2	chap 3
$\boldsymbol{m_{G,ref,B}}$	Masse totale des engrenages	0.5	kg	chap 3
$\boldsymbol{\tau_{G2,ref,B}}$	Couple max. (pinion) du 2e étage d'engrenages	0.75	Nm	chap 3
$\boldsymbol{\tau_{G3,ref,B}}$	Couple max. (pinion) du 3e étage d'engrenages	3.1	Nm	chap 3
$\boldsymbol{J_{G2,ref,B}}$	Inertie (entrée) du 2e étage d'engrenages	9.5×10^{-7}	kgm^2	CAO
$\boldsymbol{J_{G3,ref,B}}$	Inertie (entrée) du 3e étage d'engrenages	5.6×10^{-8}	kgm^2	CAO
$\boldsymbol{J_{out,ref,B}}$	Inertie du rotor de sortie (*internal ring gear*)	5.0×10^{-5}	kgm^2	CAO

Avant d'appliquer les lois d'échelle [121], les couples maximaux ($\tau_{mot,B}, \tau_{MR,B}, \tau_{G2,B}, \tau_{G3,B}$) subis par les différentes composantes doivent être évalués. En se basant sur un couple maximal de sortie (τ_{sortie}) de l'actionneur de 30 Nm, le couple moteur maximum requis en fonction de R se calcul ainsi :

$$\tau_{mot,B} = \frac{\tau_{sortie}}{\mathrm{R} \cdot \mathrm{N}_{\mathrm{chaines}}} = \frac{15}{\mathrm{R}} \tag{41}$$

Le couple maximum transmis par un embrayage MR en fonction de R_2 se calcul ainsi :

$$\tau_{MR,B} = \frac{\tau_{sortie}}{\mathrm{R}_2 \cdot \mathrm{N}_{\mathrm{chaines}}} = \frac{15}{\mathrm{R}_2} \tag{42}$$

Tel qu'illustré à la Figure 3-2, l'architecture B se compose de trois étages de réduction dont deux situées après les embrayages MR. Le couple maximum transmis par le 2e étage de réduction (vu par le pinion) vaut :

$$\tau_{G2,B} = \tau_{MR,B} = \frac{15}{\mathrm{R}_2} \tag{43}$$

Le ratio de réduction après les embrayages MR (R_2), se compose de deux étages de réduction. Pour simplifier l'analyse et limiter les variables en jeu, les deux ratios sont posés comme égaux. Par exemple, si R_2 vaut 16:1, les deux derniers ratios de réduction valent 4:1 chacun. Donc, en ce qui concerne le 3e et dernier étage de réduction, le couple maximal transmis par un pinion se calcul ainsi :

$$\tau_{G3,B} = \frac{\tau_{sortie}}{\sqrt{\mathrm{R}_2} \cdot \boldsymbol{N_{chaines}}} = \frac{15}{\sqrt{\mathrm{R}_2}} \tag{44}$$

où, $\sqrt{\mathrm{R}_2}$ est la valeur du dernier ratio de réduction de l'articulation robotisée modulaire.

B2. Détermination de la masse

La masse totale (m_B) de l'articulation robotisée modulaire MR (architecture B) se compose de trois sous-systèmes : les moteurs ($m_{mot,B}$), les embrayages MR ($m_{MR,B}$) et les engrenages ($m_{G,B}$). La masse provenant des engrenages ($m_{G,B}$) est fixe puisque le couple de sortie de l'articulation robotisée est également fixe ($\tau_{sortie} = 30$ Nm), donc, même si le ratio total (R) varie, les engrenages doivent supporter le même couple de sortie.

$$m_B = m_{mot,B} + m_{MR,B} + m_{G,B} \tag{45}$$

Chacune des masses se calculent comme suit en fonction de R et R_2 :

$$m_{mot,B} = N_{chaines} \cdot m_{mot,ref,B} \left(\frac{\tau_{mot,B}}{\tau_{mot,ref,B}} \right)^{\frac{3}{3.5}} = 2 \cdot 0.15 \left(\frac{15}{0.15\mathrm{R}} \right)^{\frac{3}{3.5}} \quad (46)$$

$$m_{MR,B} = m_{MR,ref,B} \left(\frac{\tau_{MR,B}}{\tau_{MR,ref,B}} \right)^{0.8} = 2 \cdot 0.15 \left(\frac{15}{0.75\mathrm{R}_2} \right)^{0.8} \quad (47)$$

$$m_{G,B} = N_{chaines} \cdot m_{G,ref,B} \left(\frac{\tau_{sortie}}{\tau_{out,ref,B}} \right)^{1} = 0.5 \text{ kg} \quad (48)$$

La Figure B 1 présente l'évolution des différentes masses des composantes de l'architecture B en fonction des ratios de réduction R et R_2.

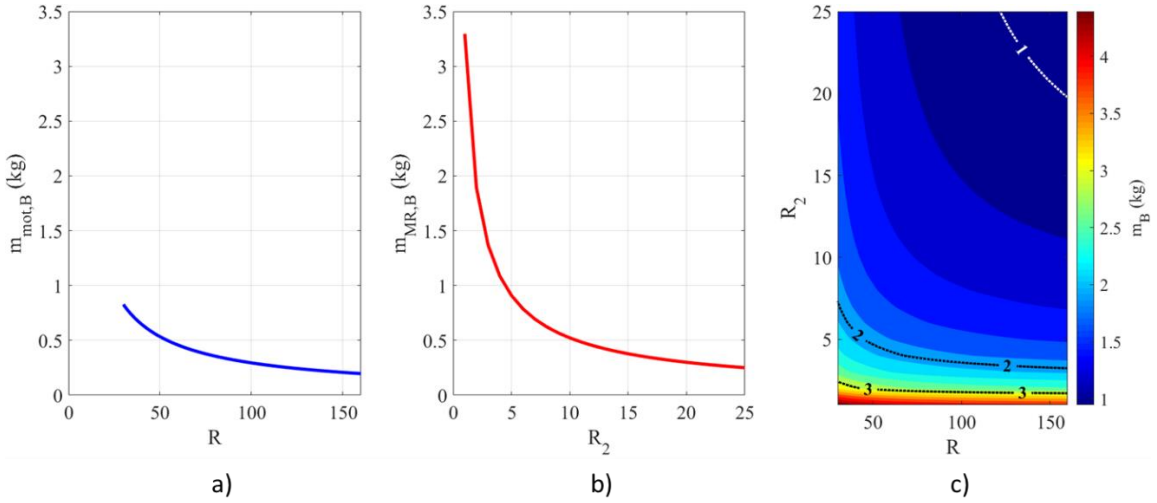


Figure B 1. a) Masses des moteurs ($m_{mot,B}$) en fonction du ratio de réduction total (R). b) Masses des embrayages MR ($m_{MR,B}$) en fonction du ratio après les embrayages (R_2). c) Masse totale de l'architecture B en fonction de R et R_2.

On constate que la masse des moteurs diminue en fonction de R, tout comme la masse des embrayages MR en fonction de R_2. La Figure B 1c illustre que R_2 a plus d'influence sur la masse totale de l'actionneur que R, de sorte qu'un petit R_2 élève drastiquement la masse de l'actionneur B. Une masse minimale (0.9 kg) est atteinte lorsque R et R_2 sont grands.

B3. Détermination de l'inertie

L'inertie totale de sortie de l'architecture B en fonction du ratio de réduction après les embrayages MR (R_2) se compose de l'inertie provenant des embrayages MR ($J_{MR,B}$) ainsi

que l'inertie provenant des engrenages après les embrayages MR ($J_{G,B}$). Puisque les embrayages sont utilisés en glissement continus, l'inertie provenant des composantes avant les embrayages MR (moteurs, 1er étage de réduction et entrée des embrayages MR) n'est pas pris en compte dans le calcul de l'inertie totale de sortie (J_B).

$$J_B = J_{MR,B} + J_{G,B} \tag{49}$$

Les inerties provenant des embrayages et des étages de réduction sont calculées ainsi, et sont seulement fonction de R_2:

$$J_{MR,B} = N_{chaines} \cdot R_2^2 \cdot J_{MR,ref,B} \left(\frac{\tau_{MR,B}}{\tau_{MR,ref,B}} \right)^{1.85} \tag{50}$$

$$J_{G,B} = N_{chaines} \cdot \left(\sqrt{R_2}\right)^2 \cdot J_{G3,ref,B} \left(\frac{\tau_{sortie}/\sqrt{R_2}}{\tau_{G3,ref,B}} \right)^{\frac{5}{3}} + J_{out,ref,B} \tag{51}$$

Ces deux inerties ($J_{MR,B}$ et $J_{G,B}$) sont présentées à la Figure B 2 en fonction de R_2.

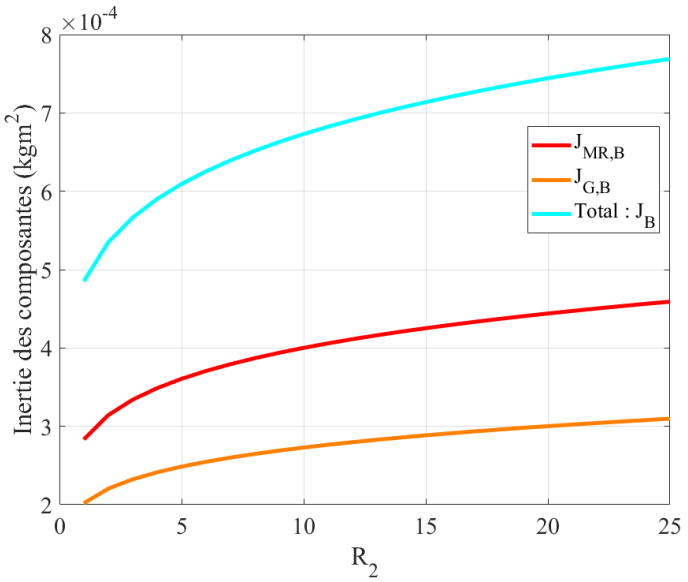


Figure B 2.Inerties des embrayages MR ($J_{MR,B}$) et des engrenages ($J_{G,B}$) en fonction de R_2 pour l'architecture B.

On constate que l'inertie provenant des embrayages MR est plus importante que celle provenant des engrenages. L'inertie totale augmente en fonction de R_2 de façon logarithmique. Finalement, l'inertie totale est très basse comparativement à l'architecture A, et ce, peu importe la valeur de R_2.

ANNEXE C. DIMENSIONNEMENT ARCHITECTURE C (1DDL)

L'architecture C se compose d'embrayages MR délocalisés, d'un réducteur composé d'une vis sans fin à billes, de cylindres maîtres, d'une transmission hydrostatique puis de cylindres esclaves (Chapitre 4). Contrairement aux architectures A et B, où les ratios totaux (R) et après les embrayages MR (R_2) définissent directement la masse et l'inertie de sortie de l'articulation robotisée, l'architecture C comporte trop de paramètres pour faire uniquement varier R et R_2. En effet, R_2 est fonction du pas de la vis à bille, des aires de cylindres et du rayon de poulie à l'articulation (Figure 4-6). Afin de simplifier l'analyse, le ratio des aires de cylindres (A_s/A_m) est posé à 1.

$$R_2 = \frac{\tau_{sortie}}{\tau_{mr,C}} = \frac{2\pi\, A_s\, r_p}{Lead\, A_m} = \frac{2\pi\, r_p}{Lead} \tag{52}$$

où,

- $\tau_{mr,C}$ est le couple maximal transmis par l'embrayage MR (en Nm);
- $Lead$ est le pas de la vis à bille utilisé (en m);
- A_m et A_s sont respectivement les aires des cylindres maîtres et esclaves;
- r est le rayon de la poulie de sortie.

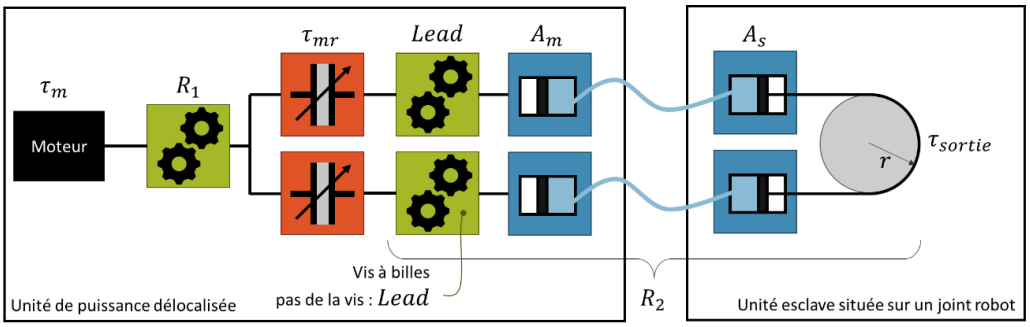


Figure C 1. Architecture C (1 DDL) composée d'un moteur, de deux embrayages MR, de deux vis à billes, de deux cylindres maitres, deux transmission hydrostatiques et deux cylindres esclaves.

R_2 est fonction de $Lead$ et r_p. Aussi, ci-dessous, il sera démontré que l'inertie reflétée (J_C) de l'architecture C est également fonction de A_s (toujours en considérant que $A_s/A_m = 1$). À noter également que les embrayages MR sont utilisés en glissement continu, donc, l'inertie provenant du moteur et des ratios de réduction avant les embrayages (R_1) ne sont pas reflétés à la sortie.

Voici les données de références afin de calculer l'inertie reflétée à l'articulation (J_c) :

Tableau C 1. Données de références de l'architecture C nécessaires pour calculer l'inertie reflétée.

Var.	Description	Valeurs	Unités	Ref.
$\Delta\boldsymbol{\theta}_{out,ref}$	Plage angulaire de sortie (articulation du coude)	2.35	rad	chap 4
$\boldsymbol{\tau}_{out,ref,C}$	Couple max. de sortie (articulation du coude)	29	Nm	chap 4
$\boldsymbol{\tau}_{MR,ref,C}$	Couple max. transmis par embrayage MR	2	Nm	chap 4
$\boldsymbol{J}_{MR,ref,C}$	Inertie (sortie) d'un embrayage MR	1.9×10^{-5}	kgm^2	chap 4

L'inertie reflétée à l'Articulation (J_c) se compose de 3 sources: l'inertie provenant des embrayages MR ($J_{mr,c}$), l'inertie provenant du fluide, l'eau dans ce cas-ci, dans les cylindres ($J_{cyl,c}$) et l'inertie provenant de la masse de fluide dans la ligne hydrostatique ($J_{hose,c}$). Cette dernière domine largement (2 ordres de grandeur et plus) les autres inerties, de sorte qu'on peut supposer que l'inertie totale J_c vaut $J_{hose,c}$.

$$J_c = J_{mr,c} + J_{cyl,c} + J_{hose,c} \cong J_{hose,c} \tag{53}$$

où,

$$J_{hose,c} = (\rho AL)\left(\frac{A_s r_p}{A}\right)^2 \tag{54}$$

et où, ρ est la masse volumique de l'eau (posée à 1 000 kg/m^3), S_s est la course d'un cylindre hydrostatique et L est la longueur des lignes hydrostatiques (posée à 2 m).

En supposant que la plage angulaire reste inchangée ($\Delta\theta_{out,ref}$), la course (S_s) s'exprime en fonction du rayon de la poulie (r_p) :

$$S_s = r_p \Delta\theta_{out,ref} \tag{55}$$

Puisque la transmission hydrostatique utilise des cylindre à membranes déroulantes [68], deux contraintes de conception doivent être respectées :

Contrainte 1. La pression maximale (P_{max}) dans la transmission hydrostatique ne doit pas dépasser 2 760 kPa (ou 400 psi) [55].

Contrainte 2. La course maximale (S_s) d'un cylindre ne peut pas dépasser 1.5 fois son diamètre [55].

Ces deux contraintes peuvent s'exprimer ainsi :

$$P_{max} \geq \frac{\tau_{sortie}}{r_p A_s} \tag{56}$$

et,

$$S_s = r_p \Delta\theta_{out,ref} \ \geq \ 1.5\sqrt{\frac{4A_s}{\pi}} = \frac{3}{\sqrt{\pi}}\sqrt{A_s} \tag{57}$$

Tout en considérant les deux contraintes de conception ci-haut, il est possible de tracer une carte de l'inertie reflétée en fonction de A_s et r_p (les deux variables les plus influentes) :

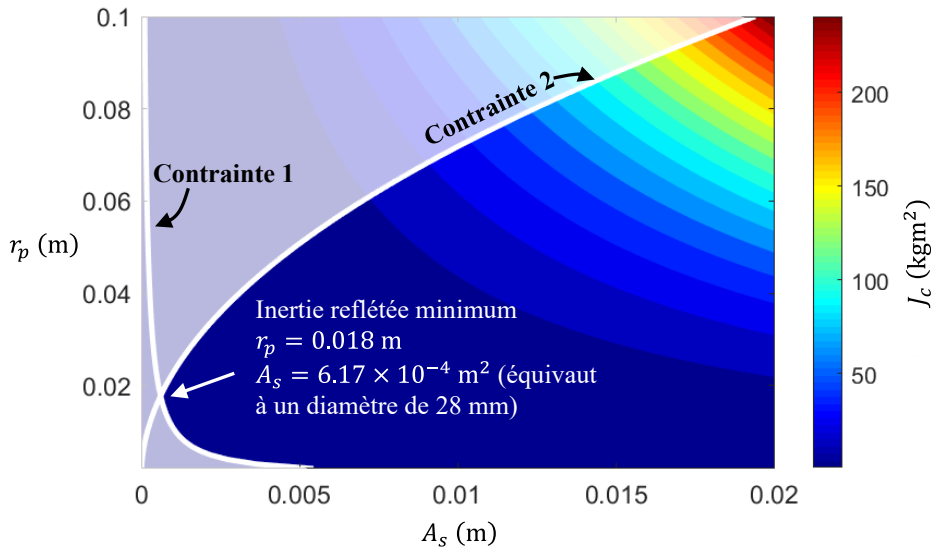


Figure C 2. Inertie reflétée de l'architecture C en fonction de A_s et r_p, en considérant les contraintes de conception des membranes déroulantes.

L'inertie atteint un niveau minimal (0.012 kgm^2) lorsque r_p vaut 18 mm et le diamètre des cylindres valent 28 mm. Ces deux paramètres de conception ont justement été sélectionné lors de la conception du bras surnuméraire (chapitre 4) afin de minimiser l'inertie.

En ce qui concerne la masse portée (m_C), puisque l'actionnement est délocalisé de la partie esclave du robot, m_C est principalement constitué de la masse des deux cylindres esclaves, du fluide qu'ils contiennent ainsi que de la masse de la poulie à l'articulation. Sans faire de calcul exhaustif, il est possible d'affirmer que si A_s et r_p sont minimisés, la masse sera minimisée. Aussi, puisque les cylindres sont généralement plus massifs que la poulie à l'articulation et qu'ils sont en nombre de deux (contrairement à la poulie), A_s a plus d'influence et doit être minimisée, abondant dans le même sens que pour l'inertie reflétée.

ANNEXE D. LOIS D'ÉCHELLE EMPIRIQUES D'UN EMBRAYAGE MR

Afin d'estimer une loi d'échelle pour la masse (M) et l'inertie (J) des embrayages, les masses et inerties de certains embrayages MR conçus et testés par Exonetik inc ont été répertoriées. Les paramètres de conception des embrayages sont confidentiels, donc, seules les masses et inerties en fonction des couples maximaux (τ) des embrayages sont présentés à la Figure D 1.

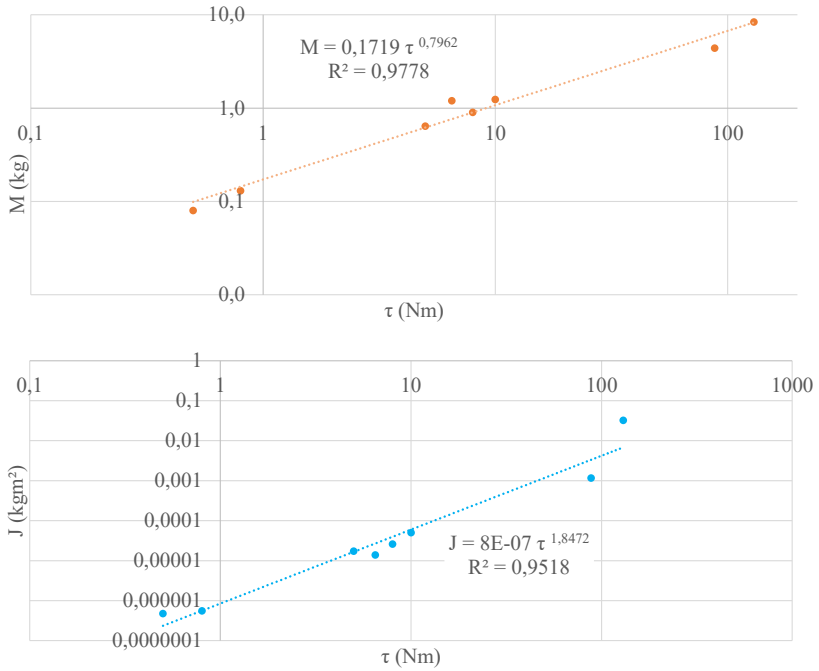


Figure D 1. Masse (haut) et inertie (bas) en fonction du couple maximal de 8 embrayages MR conçues et fabriquées chez Exonetik inc. Les fonctions d'échelles sont indiquées ainsi que les coefficients de détermination linéaire R^2.

On constate une tendance en fonction du couple maximal transmis par l'embrayage. Les coefficients de détermination R^2 étant élevés, les lois d'échelles des embrayages MR présentées au chapitre 5 peuvent être établies :

$$M^* = T_{nom}^{*4/5}$$

$$J^* = T_{nom}^{*5.5/3}$$

ANNEXE E. MASSES ET INERTIE DES MEMBRURES POUR ANALYSE À 2 DDLS

Pour l'analyse du robot plan à deux DDLs, les masses et inerties des membrures sont considérées. Des membrures semblables à un cobot *Universal Robots* (UR5) ont été considérées; c'est-à-dire des tubes en aluminium. Pour estimer le diamètre et l'épaisseur des tubes utilisés dans les robots *UR*, la deuxième membrure du UR5 (comprenant 2 actionneurs et 1 tube d'aluminium) pèse 8.393 kg [123]. Sachant que les 3 premières articulations du UR5 possèdent un couple maximal de 150 Nm [18], on peut supposer qu'elles pèsent toutes la même masse. Il est également possible de déduire que chacun des actionneurs pèse environ 3.7 kg puisque la membrure 1 contient seulement un actionneur et pèse 3.7 kg. Donc, la masse restante de la membrure 2 provient du tube d'aluminium (8.393-2*3.7 = 0.993 kg).

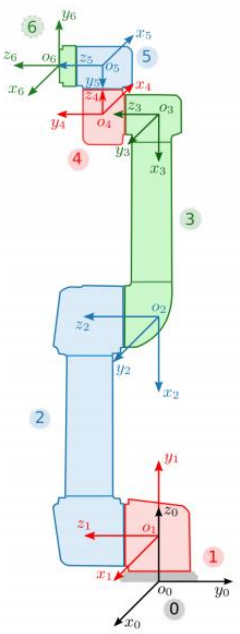


Figure E 1. Représentation schématique du robot collaboratif UR5 *[123]*.

Sachant que le tube d'aluminium (ρ = 2700 kg/m^3) de la membrure 2 pèse environ M = 0.85 kg (supposant qu'environ 140 g provient des composantes électroniques passant dans la membrure), mesure L = 277 mm et possède un diamètre externe de D = 85 mm

(dessin 3D fournit sur le site internet d'Universal Robots). Il est donc possible de déduire le diamètre intérieur du tube (d) :

$$d = \sqrt{D^2 - \frac{4M}{\pi\rho L}} = 76 \text{ mm (épaisseur 4.5 mm)}$$

Pour le robot plan à deux DDLs (section 5.4), on suppose que la première et la deuxième membrure possèdent la même masse que le tube d'aluminium d'*UR*. Ces membrures possèdent un longueur posée à 0.5 m, et un diamètre extérieur (D_{2D}) de 70 mm. Donc, pour conserver la même masse de 0.85 kg, il est possible de déduire le diamètre intérieur (d_{2D}) :

$$d_{2D} = \sqrt{D_{2D}^2 - \frac{4M}{\pi\rho\beta L_{2D}}} = 64 \text{ mm (épaisseur 3 mm)}$$

Donc, les masses respectives des deux membrures du robot plan peuvent être calculées :

$$m_{memb} = \frac{\pi\rho(0.5)}{4}(D_{2D}^2 - d_{2D}^2) \approx 0.85 \text{ kg}$$

Les centres de masses des membrures sont posés au milieu de chaque membrure. Donc, l'inertie (J_{memb}) de chacune des membrures, prise à son centre de masse respectif est calculé :

$$J_{memb} = \frac{m_{memb}(0.5)^2}{12} \approx 0.0178 \text{ kgm}^2$$

En supposant que les centres de masses des membrures sont situés à mi-longueur des membrures, il est donc possible de déterminer la matrice d'inertie ($\mathbf{H_{memb}}$) du robot plan 2 DDLs dans la configuration de la section 5.4 :

$$\mathbf{H_{memb}} \approx \begin{bmatrix} 2.500 & 0.377 \\ 0.377 & 0.0710 \end{bmatrix}$$

Afin de confirmer que les valeurs des diamètres externes et internes du robot plan 2 DDLs ont bien été estimées, la contrainte subie par le tube d'aluminium d'*UR* est calculée. Sachant que la partie distale à la membrure 2 d'*UR* (le reste du robot) pèse 4.9 kg et que le robot peut supporter une charge utile de 5 kg, il est possible de déduire la contrainte que subie le tube en aluminium soumis à ces charges, en supposant qu'il est encastré à un bout et est à l'horizontal.

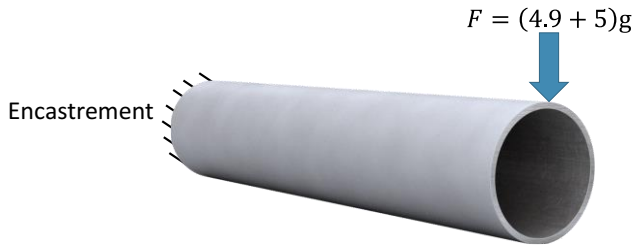


Figure E 2. Schématisation d'un cas de chargement subie par la membrure 2 du cobot UR5.

Avec la théorie des poutres, il est possible de calculer la contrainte maximale (σ) avec le moment d'inertie du tube (I) :

$$\mathrm{I} = \frac{\pi(D^4 - d^4)}{64} = 9.24 \times 10^{-7}\mathrm{m}^4$$

$$\sigma = \frac{My}{I} = \frac{FLD}{2I} = 1.24 \text{ MPa}$$

Cette contrainte est seulement valide pour ce cas de chargement particulier et est très petite comparativement à la limite élastique de l'aluminium (276 MPa, facteur de sécurité de plus de 200).

Supposons que le robot plan à 2 DDLs peut supporter une charge utile de 5 kg et que le 2e actionneur pèse 1.2 kg, alors la force subie par la partie distale de la première membrure vaut ($F_{2D} = 6.2g$). Il est donc possible de calculer la contrainte ($\sigma_{2\mathrm{D}}$) subie par la première membrure (plus élevée que la 2e membrure).

$$\sigma_{2\mathrm{D}} = \frac{M_{2D}y_{2D}}{I_{2D}} = \frac{F_{2D}(0.5)D_{2D}}{2I_{2D}} = 3.4 \text{ MPa}$$

Même si la contrainte subie par la première membrure du robot plan à 2 DDLs est plus grande que celle subie par le tube d'aluminium d'*UR*, elle est toutefois très petite par rapport à la limite élastique de l'aluminium. Donc, les diamètres extérieurs et intérieurs approximés à 70 et 64 mm respectivement sont conservés pour l'analyse.

ANNEXE F. CINÉMATIQUE, MASSES ET INERTIES POUR ANALYSE À 6 DDLS

Cette annexe présente les données nécessaires à l'analyse à six DDLs de la section 5.5, telles les données cinématiques communes à toutes les architectures ainsi que les valeurs de masses, centres de masses, inerties et rigidités.

F1. Cinématique directe

Tel que mentionné dans la section 5.5, la cinématique de référence, et commune aux 3 architectures analysées, est celle du robot UR5 d'*Universal Robots* possédant les paramètres de Denavit-Hartenberg (DH) suivants [124] :

Tableau F 1. Paramètres DH du cobot UR5 [120]

Membrure $\boldsymbol{i}$	$\boldsymbol{q_i}$ [rad]	$\boldsymbol{a_i}$ [m]	$\boldsymbol{d_i}$ [m]	$\boldsymbol{\alpha_i}$ [rad]
1	q_1^*	0	0.089159	π/2
2	q_2^*	-0.425	0	0
3	q_3^*	-0.39225	0	0
4	q_4^*	0	0.10915	π/2
5	q_5^*	0	0.09465	-π/2
6	q_6^*	0	0.0823	0

où les coordonnées q_i^* sont les coordonnées articulaires de chacun des six articulations du cobot.

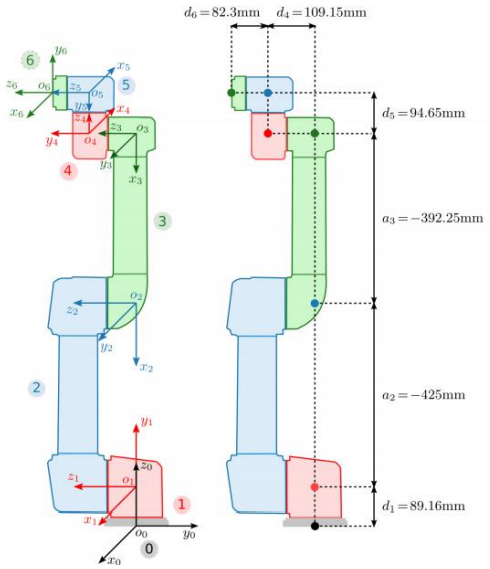


Figure F 1. Référentiels et illustrations de quelques paramètres DH du cobot UR5 [120]

De ces paramètres DH, il est possible d'en ressortir les matrices de transformation ($\mathbf{A_1}$,…, $\mathbf{A_6}$) afin de relier la position de l'effecteur à ses coordonnées angulaires θ_i :

$$\mathbf{A_1} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{R_1^0} & \boldsymbol{o_1^0} \\ \mathbf{0} & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos q_1 & 0 & \sin q_1 & 0 \\ \sin q_1 & 0 & -\cos q_1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0.08916 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{58}$$

$$\mathbf{A_2} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{R_2^1} & \boldsymbol{o_2^1} \\ \mathbf{0} & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos q_2 & -\sin q_2 & 0 & -0.425\cos q_2 \\ \sin q_2 & \cos q_2 & 0 & -0.425\sin q_2 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{59}$$

$$\mathbf{A_3} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{R_3^2} & \boldsymbol{o_3^2} \\ \mathbf{0} & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos q_3 & -\sin q_3 & 0 & -0.392\cos q_3 \\ \sin q_3 & \cos q_3 & 0 & -0.392\sin q_3 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{60}$$

$$\mathbf{A_4} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{R_4^3} & \boldsymbol{o_4^3} \\ \mathbf{0} & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos q_4 & 0 & \sin q_4 & 0 \\ \sin q_4 & 0 & -\cos q_4 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0.1092 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{61}$$

$$\mathbf{A_5} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{R_5^4} & \boldsymbol{o_5^4} \\ \mathbf{0} & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos q_5 & 0 & -\sin q_5 & 0 \\ \sin q_5 & 0 & \cos q_5 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0.0947 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{62}$$

$$\mathbf{A_6} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{R_6^5} & \boldsymbol{o_6^5} \\ \mathbf{0} & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos q_6 & -\sin q_6 & 0 & 0 \\ \sin q_6 & \cos q_6 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0.0823 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{63}$$

La matrice de transformation totale ($\mathbf{T_6^0}$) reliant les coordonnées angulaires à la position et orientation de l'effecteur se définit :

$$\mathbf{T_6^0} = \mathbf{A_1 A_2 A_3 A_4 A_5 A_6} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{R_6^0} & \boldsymbol{o_6^0} \\ \mathbf{0} & 1 \end{bmatrix} \tag{64}$$

La matrice $\mathbf{T_6^0}$ n'est pas explicitement écrite en raison de sa taille.

Donc, avec toutes les matrices de transformations $\mathbf{A_1}, \dots, \mathbf{A_6}$ et $\mathbf{T_6^0}$, il est possible de trouver la matrice Jacobienne ($\mathbf{J(q)}$) composée de la matrice Jacobienne de translations ($\mathbf{J_{g,v}}$) et de rotation ($\mathbf{J_{g,\omega}}$) :

$$\mathbf{J}(\mathbf{q}) = \begin{bmatrix} \mathbf{J_{g,v}} \\ \mathbf{J_{g,\omega}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \boldsymbol{o}_6^0}{\partial q_1} & \frac{\partial \boldsymbol{o}_6^0}{\partial q_2} & \frac{\partial \boldsymbol{o}_6^0}{\partial q_3} & \frac{\partial \boldsymbol{o}_6^0}{\partial q_4} & \frac{\partial \boldsymbol{o}_6^0}{\partial q_5} & \frac{\partial \boldsymbol{o}_6^0}{\partial q_6} \\ \boldsymbol{k} & \boldsymbol{R}_1^0\boldsymbol{k} & \boldsymbol{R}_2^0\boldsymbol{k} & \boldsymbol{R}_3^0\boldsymbol{k} & \boldsymbol{R}_4^0\boldsymbol{k} & \boldsymbol{R}_5^0\boldsymbol{k} \end{bmatrix} \tag{65}$$

où $\boldsymbol{k} = [0\ 0\ 1]^T$. Encore une fois, la matrice Jacobienne n'est pas explicitée pour des raisons de taille de la matrice.

F2. Masses, centres de masses et inerties

Ce qui différentie les architectures pour l'analyse à 6 DDLs sont les inerties intrinsèques des actionneurs. Pour chacune des architectures, les inerties des 3 premières articulations sont identiques, puisqu'ils délivrent tous un couple maximal de 150 Nm, de même que pour les 3 dernières articulations qui délivrent 30 Nm maximum chacun.

Tableau F 2. Valeurs d'inertie reflétées des actionneurs pour chacune des architectures A, B et C.

	Inertie actionneurs A [kgm²]	**Inertie actionneurs B [kgm²]**	**Inertie actionneurs C [kgm²]**
Articulations 1, 2 et 3 ($\mathbf{I}_{\alpha,i}$)	1.31	0.873	0.4347
Articulations 4, 5 et 6 ($\mathbf{I}_{\beta,i}$)	0.14	0.000933	0.0146

La matrice d'inertie intrinsèque des actionneurs ($\mathbf{H}_{\mathbf{act},i}$) associée à chacune des architectures (A, B ou C) se définit :

$$\mathbf{H}_{\mathbf{act},i} = \begin{bmatrix} \mathrm{I}_{\alpha,i} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \mathrm{I}_{\alpha,i} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \mathrm{I}_{\alpha,i} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mathrm{I}_{\beta,i} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \mathrm{I}_{\beta,i} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \mathrm{I}_{\beta,i} \end{bmatrix} \tag{66}$$

Pour chacune des architectures, les masses des membrures diffèrent légèrement puisque les masses des actionneurs sont légèrement différentes. Aussi, il est supposé que les centres de masses et les inerties prises au centre de masse de chacune des membrures sont les mêmes pour les 3 architectures et égales aux UR5.

Tableau F 3. Masses, centres de masse et inerties de l'architecture A (cobot UR5) *[123,124]*

Architecture A	Masse [kg]	Centre de masse [m]	Inerties [kgm^2]
Membrure 1	3.7	[0, -0.02561, 0.00193]	[84, 64, 84]$\times 10^{-4}$
Membrure 2	8.4	[0.2125, 0, 0.11336]	[78, 2100, 2100] $\times 10^{-4}$
Membrure 3	2.3	[0.15, 0.0, 0.0265]	[16, 462, 462] $\times 10^{-4}$
Membrure 4	1.2	[0, -0.0018, 0.01634]	[16, 16, 9] $\times 10^{-4}$
Membrure 5	1.2	[0, 0.0018,0.01634]	[16, 16, 9] $\times 10^{-4}$
Membrure 6	0.19	[0, 0, -0.001159]	[1, 1, 1] $\times 10^{-4}$

Tableau F 4. Masses, centres de masse et inerties de l'architecture B (MR Modulaire)

Architecture B	Masse [kg]	Centre de masse [m]	Inerties [kgm^2]
Membrure 1	3.9	[0, -0.02561, 0.00193]	[84, 64, 84]$\times 10^{-4}$
Membrure 2	8.8	[0.2125, 0, 0.11336]	[78, 2100, 2100] $\times 10^{-4}$
Membrure 3	2.5	[0.15, 0.0, 0.0265]	[16, 462, 462] $\times 10^{-4}$
Membrure 4	1.4	[0, -0.0018, 0.01634]	[16, 16, 9] $\times 10^{-4}$
Membrure 5	1.4	[0, 0.0018,0.01634]	[16, 16, 9] $\times 10^{-4}$
Membrure 6	0.19	[0, 0, -0.001159]	[1, 1, 1] $\times 10^{-4}$

Tableau F 5. Masses, centres de masse et inerties de l'architecture C (MR Délocalisé)

Architecture C	Masse [kg]	Centre de masse [m]	Inerties [kgm^2]
Membrure 1	3.8	[0, -0.02561, 0.00193]	[84, 64, 84]$\times 10^{-4}$
Membrure 2	8.1	[0.2125, 0, 0.11336]	[78, 2100, 2100] $\times 10^{-4}$
Membrure 3	1.6	[0.15, 0.0, 0.0265]	[16, 462, 462] $\times 10^{-4}$
Membrure 4	1.4	[0, -0.0018, 0.01634]	[16, 16, 9] $\times 10^{-4}$
Membrure 5	1.4	[0, 0.0018,0.01634]	[16, 16, 9] $\times 10^{-4}$
Membrure 6	0.19	[0, 0, -0.001159]	[1, 1, 1] $\times 10^{-4}$

Pour chacune des 3 architectures, il est donc possible de construire $\mathbf{H(q)_{struct}}$, soit la matrice d'inertie provenant de la structure (membrures et masse des actionneurs) avec Lagrange :

$$\mathbf{H(q)_{struct,}}_{i} = \begin{bmatrix} H_{11,i} & H_{12,i} & H_{13,i} & H_{14,i} & H_{15,i} & H_{16,i} \\ H_{21,i} & H_{22,i} & H_{23,i} & H_{24,i} & H_{25,i} & H_{26,i} \\ H_{31,i} & H_{32,i} & H_{33,i} & H_{34,i} & H_{35,i} & H_{36,i} \\ H_{41,i} & H_{42,i} & H_{43,i} & H_{44,i} & H_{45,i} & H_{46,i} \\ H_{51,i} & H_{52,i} & H_{53,i} & H_{54,i} & H_{55,i} & H_{56,i} \\ H_{61,i} & H_{62,i} & H_{63,i} & H_{64,i} & H_{65,i} & H_{66,i} \end{bmatrix} \tag{67}$$

F3. Rigidité angulaire

Les actionneurs de chacune des articulations possèdent également une rigidité angulaire ($K_{\theta,\alpha,i}$ et $K_{\theta,\beta,i}$) présentées au Tableau F 6. En ce qui concerne l'architecture A, la rigidité angulaire des actionneurs est calculée à l'aide des données fournies par la compagnie HarmonicDrive®, les concepteurs des réducteurs harmoniques utilisés dans le cobot

UR5 [12]. Pour l'architecture B, la rigidité angulaire a été mesurée expérimentalement pour l'articulation de 30 Nm (chapitre 3). Puisque cette rigidité est similaire à celle d'UR, la rigidité de l'articulation de 150 Nm de l'architecture B a été posée comme égale à celle d'UR. En ce qui concerne l'architecture C, la rigidité angulaire est dominée par la rigidité des membranes déroulantes qui est petite par rapport aux autres composants (tuyau, rigidité de l'eau). La rigidité linéaire d'une membrane déroulante utilisée dans l'articulation de 29 Nm (chapitre 4) a été mesurée expérimentalement et vaut $K_{lin,C} \cong 500\ \mathrm{kN/m}$. À l'aide du rayon de la poulie de l'articulation (r) et en supposant que les deux membranes (cylindre maître et esclave) agissent comme deux rigidité en série, il est possible d'estimer la rigidité angulaire des articulations 4,5,6 ($\mathrm{K}_{\theta,\beta,\mathrm{C}}$) de l'architecture C :

$$\mathrm{K}_{\theta,\beta,\mathrm{C}} = \frac{K_{lin,C}}{2} r^2 = \frac{500000}{2}(0.01875)^2 = 88\ \mathrm{Nm/rad} \tag{68}$$

La division par deux provient des deux membranes déroulantes agissant comme deux ressorts en série. Pour estimer la rigidité angulaire des articulations 1,2,3 de l'architecture C ($\mathrm{K}_{\theta,\alpha,\mathrm{C}}$), le même facteur de rigidité ($\mathrm{K}_{\theta,\alpha,i}/\mathrm{K}_{\theta,\beta,i}$) que l'architecture A a été approximé de sortie que $\mathrm{K}_{\theta,\alpha,\mathrm{C}} = 580\ \mathrm{Nm/rad}$.

Tableau F 6. Rigidités angulaires utilisés pour chacune des architectures

	Rigidité angulaire de l'actionneur A [Nm/rad]	**Rigidité angulaire de l'actionneur B [Nm/rad]**	**Rigidité angulaire de l'actionneur C [Nm/rad]**
Articulations 1, 2 et 3 ($\mathbf{K}_{\boldsymbol{\theta},\alpha,i}$)	31 000	31 000	580
Articulations 4, 5 et 6 ($\mathbf{K}_{\boldsymbol{\theta},\beta,i}$)	4 700	4 800	88
Facteur $\mathbf{K}_{\boldsymbol{\theta},\alpha,i}/\mathbf{K}_{\boldsymbol{\theta},\beta,i}$	6.6	6.5	6.6

Avec les valeurs de rigidité angulaires ci-haut, il est possible de construire la matrice de rigidité ($\mathbf{K}_{\boldsymbol{\theta},i}$) pour chacune des architectures :

$$\mathbf{K}_{\boldsymbol{\theta},i} = \begin{bmatrix} \mathrm{K}_{\theta,\alpha,i} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \mathrm{K}_{\theta,\alpha,i} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \mathrm{K}_{\theta,\alpha,i} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mathrm{K}_{\theta,\beta,i} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \mathrm{K}_{\theta,\beta,i} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \mathrm{K}_{\theta,\beta,i} \end{bmatrix} \tag{69}$$

F4. Force maximale à l'effecteur

Afin de calculer les ratios d'accélérations α_i pour chacune des 3 architectures, la force maximale à l'effecteur ($\mathrm{P}_{\max,i}$) et dans la direction d'intérêt $\boldsymbol{v}$ doit être calculée pour chacune des coordonnées angulaires du robot :

$$\mathrm{P}_{\max,i} = \max_{n=1:64} \left(\mathbf{J}^{-\mathrm{T}} \boldsymbol{\tau}_n \begin{bmatrix} \boldsymbol{v} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix}^{\mathrm{T}} \right) \tag{70}$$

où $\mathbf{J}^{-\mathrm{T}}$ est la matrice Jacobienne inverse et transposée. $\boldsymbol{\tau}_n$ est le vecteur des forces articulaires (les couples aux articulations). Puisque la force à l'effecteur dépend du sens (positif ou négatif) des couples aux articulations, il existe 64 combinaisons possibles de forces articulaires:

$$\boldsymbol{\tau}_1 = [150, 150, 150, 30, 30, 30]^{\mathrm{T}} \tag{71}$$

$$\boldsymbol{\tau}_2 = [-150, 150, 150, 30, 30, 30]^{\mathrm{T}} \tag{72}$$

$$\boldsymbol{\tau}_3 = [-150, -150, 150, 30, 30, 30]^{\mathrm{T}} \tag{73}$$

$$\dots$$

$$\boldsymbol{\tau}_{64} = [-150, -150, -150, -30, -30, -30]^{\mathrm{T}} \tag{74}$$

Donc, la force maximale à l'effecteur est évaluée en prenant la valeur maximale de la formule (70) parmi les 64 possibilités de forces articulaires.

LISTE DES RÉFÉRENCES

[1] Fauteux P, Lauria M, Heintz B, Michaud F. Dual-Differential Rheological Actuator for High-Performance Physical Robotic Interaction. IEEE Transactions on Robotics 2010;26:607–18. https://doi.org/10.1109/TRO.2010.2052880.

[2] Shafer AS, Kermani MR. Development of high performance intrinsically safe 3-DOF robot. 2014 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), 31 May-7 June 2014, IEEE; 2014, p. 619–24. https://doi.org/10.1109/ICRA.2014.6906919.

[3] Pisetskiy S, Kermani M. High-performance magneto-rheological clutches for direct-drive actuation: Design and development. Journal of Intelligent Material Systems and Structures 2021. https://doi.org/10.1177/1045389X211006902.

[4] Naidoo E, Padayachee J, Bright G. Scheduling of an On-Demand Fixture Manufacturing Cell for Mass Customization: Optimal Method Vs. Heuristic. In: Gusikhin O, Madani K, editors. Informatics in Control, Automation and Robotics, Cham: Springer International Publishing; 2020, p. 3–22. https://doi.org/10.1007/978-3-030-11292-9_1.

[5] Hentout A, Aouache M, Maoudj A, Akli I. Human–robot interaction in industrial collaborative robotics: a literature review of the decade 2008–2017. Advanced Robotics 2019;33:764–99. https://doi.org/10.1080/01691864.2019.1636714.

[6] Why Co-Bots Will Be a Huge Innovation and Growth Driver for Robotics Industry. IEEE Spectrum 2015. https://spectrum.ieee.org/collaborative-robots-innovation-growth-driver (accessed September 6, 2021).

[7] IFR. International Federation of Robotics. IFR International Federation of Robotics n.d. https://ifr.org (accessed July 29, 2020).

[8] Colgate JE, Peshkin MA. Cobots. US5952796A, 1999.

[9] García PL, Saerens E, Verstraten T, Lefeber D. Compact Gearboxes for Modern Robotics: A Review. Frontiers in Robotics and AI 2020;7. https://doi.org/10.3389/frobt.2020.00103.

[10] Walton MC. Strain wave gearing. US2906143A, 1959.

[11] KBM Series Frameless 2020. https://www.kollmorgen.com/en-us/products/motors/direct-drive/kbm-series-frameless/ (accessed March 1, 2021).

[12] Harmonic HFUS-2UH/2SO/2SH. Harmonic Drive SE n.d. https://harmonicdrive.de/en/product/gears-with-output-bearing/hfus-2uh-2so-2sh (accessed July 15, 2020).

[13] Baxter Collaborative Robots for Industrial Automation. Rethink Robotics n.d. http://www.rethinkrobotics.com/baxter/ (accessed September 25, 2017).

[14] Hurst JW, Rizzi AA, Hobbelen D. Series Elastic Actuation: Potential and Pitfalls. International Conference on Climbing and Walking Robots, 2004.

[15] Townsend WT, Salisbury JK. Mechanical Design for Whole-Arm Manipulation. Robots and Biological Systems: Towards a New Bionics? 1993;102. https://doi.org/10.1007/978-3-642-58069-7_9.

[16] Viau J, Chouinard P, Bigue JPL, Julio G, Michaud F, Plante JS. Tendon-Driven Manipulator Actuated by Magneto-Rheological Clutches Exhibiting Both High-Power and Soft Motion

Capabilities. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics 2016;PP:1–1. https://doi.org/10.1109/TMECH.2016.2605379.

[17] Chouinard P, Denninger M, Plante JS. Reliable and lightweight primary flight control actuation using magneto-rheological clutches in slippage. 2015 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), 2015, p. 213–9. https://doi.org/10.1109/ICRA.2015.7139002.

[18] UR. Universal Robots - Max. joint torques. UR Support n.d. https://www.universal-robots.com/articles/ur/max-joint-torques/ (accessed September 18, 2020).

[19] Universal Robots sells almost 40,000 units. Robotics & Automation News 2020. https://roboticsandautomationnews.com/2020/01/10/universal-robots-sells-almost-40000-units/28414/ (accessed June 7, 2021).

[20] International Organization for Standardization. ISO/TS 15066:2016, Robots and robotic devices - Collaborative robots 2016.

[21] Bicchi A, Peshkin MA, Colgate JE. Safety for Physical Human–Robot Interaction. In: Siciliano B, Khatib O, editors. Springer Handbook of Robotics, Berlin, Heidelberg: Springer; 2008, p. 1335–48. https://doi.org/10.1007/978-3-540-30301-5_58.

[22] Halme R-J, Lanz M, Kämäräinen J, Pieters R, Latokartano J, Hietanen A. Review of vision-based safety systems for human-robot collaboration. Procedia CIRP 2018;72:111–6. https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.03.043.

[23] Clavel R. DELTA, a fast robot with parallel geometry, Lausanne, Switzerland: 1988, p. 91–100.

[24] Genesis Robotics and Motion Technologies | Bringing robotics to life. Genesis Robotics and Motion Technologies n.d. https://genesisrobotics.com/ (accessed September 1, 2020).

[25] DC Torque Motors 2020. https://www.kollmorgen.com/en-us/products/motors/brush-dc/dc-torque-motor/dc-torque-motors/ (accessed April 27, 2021).

[26] EC flat motors by maxon | maxon group n.d. https://www.maxongroup.com/maxon/view/content/ec-flat-motors (accessed April 27, 2021).

[27] Seok S, others, Chuah MY, Hyun DJ, Lee J, Otten DM, et al. Design Principles for Energy-Efficient Legged Locomotion and Implementation on the MIT Cheetah Robot. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics 2015;20:1117–29. https://doi.org/10.1109/TMECH.2014.2339013.

[28] Gealy DV, others. Quasi-Direct Drive for Low-Cost Compliant Robotic Manipulation. 2019 International Conference on Robotics and Automation (ICRA), 2019, p. 437–43. https://doi.org/10.1109/ICRA.2019.8794236.

[29] Salisbury K, Townsend W, Ebrman B, DiPietro D. Preliminary design of a whole-arm manipulation system (WAMS). 1988 IEEE International Conference on Robotics and Automation Proceedings, 1988, p. 254–60 vol.1. https://doi.org/10.1109/ROBOT.1988.12057.

[30] Lens T, Kirchhoff J, von Stryk O. Dynamic modeling of elastic tendon actuators with tendon slackening. 2012 12th IEEE-RAS International Conference on Humanoid Robots (Humanoids 2012), 2012, p. 779–84. https://doi.org/10.1109/HUMANOIDS.2012.6651608.

[31] Yokoi K, Tanie K, Inamura N, Kawai T, Agou K. Design and control of a seven-degrees-of-freedom manipulator actuated by a coupled tendon-driven system. Proceedings IROS

’91:IEEE/RSJ International Workshop on Intelligent Robots and Systems ’91, 1991, p. 737–42 vol.2. https://doi.org/10.1109/IROS.1991.174567.

[32] Hong H, Ali J, Ren L. A review on topological architecture and design methods of cable-driven mechanism. Advances in Mechanical Engineering 2018;10:1687814018774186. https://doi.org/10.1177/1687814018774186.

[33] Staicu S. Planetary gear train for robotics. IEEE International Conference on Mechatronics, 2005. ICM ’05., 2005, p. 840–5. https://doi.org/10.1109/ICMECH.2005.1529371.

[34] Lee K, Hong S, Oh J-H. Development of a Lightweight and High-efficiency Compact Cycloidal Reducer for Legged Robots. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing 2020;21:415–25. https://doi.org/10.1007/s12541-019-00215-9.

[35] SCHORSCH JF. Compound planetary friction drive. WO2016043579A1, 2016.

[36] Crispel S, García PL, Verstraten T, Convens B, Saerens E, Vanderborght B, et al. Introducing Compound Planetary Gears (C-PGTs): A Compact Way to Achieve High Gear Ratios for Wearable Robots. In: Carrozza MC, Micera S, Pons JL, editors. Wearable Robotics: Challenges and Trends, 2019, p. 485–9. https://doi.org/10.1007/978-3-030-01887-0_94.

[37] Folęga P. The study of the dynamic properties of some structural components of harmonic drive. Journal of Vibroengineering 2013;15:2096–102.

[38] Tuttle TD, Seering WP. A nonlinear model of a harmonic drive gear transmission. IEEE Transactions on Robotics and Automation 1996;12:368–74. https://doi.org/10.1109/70.499819.

[39] Girard A, Asada HH. A two-speed actuator for robotics with fast seamless gear shifting. 2015 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS), 2015, p. 4704–11. https://doi.org/10.1109/IROS.2015.7354047.

[40] Girard A. Fast and strong lightweight robots based on variable gear ratio actuators and control algorithms leveraging the natural dynamics. Thesis. Massachusetts Institute of Technology, 2017.

[41] Shin YJ, Lee HJ, Kim K, Kim S. A Robot Finger Design Using a Dual-Mode Twisting Mechanism to Achieve High-Speed Motion and Large Grasping Force. IEEE Transactions on Robotics 2012;28:1398–405. https://doi.org/10.1109/TRO.2012.2206870.

[42] Babin V, Gosselin C, Allan J-F. A dual-motor robot joint mechanism with epicyclic gear train. 2014 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, 2014, p. 472–7. https://doi.org/10.1109/IROS.2014.6942601.

[43] Kim B-S, Park J-J, Song J-B. Improved manipulation efficiency using a serial-type dual actuator unit. 2007 International Conference on Control, Automation and Systems, 2007, p. 30–5. https://doi.org/10.1109/ICCAS.2007.4406874.

[44] Pratt GA, Williamson MM. Series elastic actuators. Proceedings 1995 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems. Human Robot Interaction and Cooperative Robots, vol. 1, Pittsburgh, PA, USA: IEEE Comput. Soc. Press; 1995, p. 399–406. https://doi.org/10.1109/IROS.1995.525827.

[45] Bicchi A, Tonietti G, Bavaro M, Piccigallo M. Variable Stiffness Actuators for Fast and Safe Motion Control. In: Dario P, Chatila R, editors. Robotics Research. The Eleventh International Symposium, Berlin, Heidelberg: Springer; 2005, p. 527–36. https://doi.org/10.1007/11008941_56.

[46] Tonietti G, Schiavi R, Bicchi A. Design and Control of a Variable Stiffness Actuator for Safe and Fast Physical Human/Robot Interaction. 2005 IEEE International Conference on Robotics and Automation, 2005, p. 526–31. https://doi.org/10.1109/ROBOT.2005.1570172.

[47] Lauzier N, Gosselin C. Series Clutch Actuators for safe physical human-robot interaction. 2011 IEEE International Conference on Robotics and Automation, 2011, p. 5401–6. https://doi.org/10.1109/ICRA.2011.5979601.

[48] Schmitz A, Bhavaraju S, Somlor S, Dominguez GA, Kamezaki M, Wang W, et al. A Concept for a robot arm with adjustable series clutch actuators and passive gravity compensation for enhanced safety. 2015 IEEE International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM), 2015, p. 1322–7. https://doi.org/10.1109/AIM.2015.7222722.

[49] Kulkarni S, Schmitz A, Funabashi S, Sugano S. Development and Evaluation of a Linear Series Clutch Actuator for Vertical Joint Application with Static Balancing. 2020 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS), 2020, p. 6353–60. https://doi.org/10.1109/IROS45743.2020.9341293.

[50] WAM® Arm. Barrett Technology n.d. https://advanced.barrett.com/wam-arm-1 (accessed April 28, 2021).

[51] Cable Assembly Manufacturer Information | Sava n.d. https://www.savacable.com/cable-information (accessed June 8, 2021).

[52] Bolignari M, Moretti G, Fontana M. Design and Experimental Characterisation of a Hydrostatic Transmission for Upper Limb Exoskeletons. 2018 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS), 2018, p. 2768–73. https://doi.org/10.1109/IROS.2018.8593639.

[53] Whitney JP, Glisson MF, Brockmeyer EL, Hodgins JK. A low-friction passive fluid transmission and fluid-tendon soft actuator. 2014 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2014), 2014, p. 2801–8. https://doi.org/10.1109/IROS.2014.6942946.

[54] Lacasse M-A, Lachance G, Boisclair J, Ouellet J, Gosselin C. On the design of a statically balanced serial robot using remote counterweights. 2013 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), 6-10 May 2013, IEEE; 2013, p. 4189–94. https://doi.org/10.1109/ICRA.2013.6631169.

[55] Bellofram Diaphragm Division n.d. https://www.belloframdiaphragm.com/ (accessed March 5, 2021).

[56] Veronneau C, Lucking Bigue J-P, Lussier-Desbiens A, Plante J-S. A High-Bandwidth Back-Drivable Hydrostatic Power Distribution System for Exoskeletons Based on Magnetorheological Clutches. IEEE Robotics and Automation Letters 2018;3:2592–9. https://doi.org/10.1109/LRA.2018.2812910.

[57] Kollmorgen AKM Servomotor Selection Guide 2018. https://www.kollmorgen.com/en-us/products/catalogs/kollmorgen-akm-servomotor-selection-guide/ (accessed July 15, 2020).

[58] Robla-Gómez S, others, Llata JR, González-Sarabia E, Torre-Ferrero C, Pérez-Oria J. Working Together: A Review on Safe Human-Robot Collaboration in Industrial Environments. IEEE Access 2017;5:26754–73. https://doi.org/10.1109/ACCESS.2017.2773127.

[59] Ross CS, Route WD. A Method for Selecting Parallel-Connected, Planetary Gear Train Arrangements for Automotive Automatic Transmissions, SAE International; 1991. https://doi.org/10.4271/911941.

[60] Pham A-D, Ahn H-J. High Precision Reducers for Industrial Robots Driving 4th Industrial Revolution: State of Arts, Analysis, Design, Performance Evaluation and Perspective. Int J of Precis Eng and Manuf-Green Tech 2018;5:519–33. https://doi.org/10.1007/s40684-018-0058-x.

[61] Kircanski NM, Goldenberg AA. An Experimental Study of Nonlinear Stiffness, Hysteresis, and Friction Effects in Robot Joints with Harmonic Drives and Torque Sensors: The International Journal of Robotics Research 1997. https://doi.org/10.1177/027836499701600207.

[62] Seok S, Wang A, Otten D, Kim S. Actuator design for high force proprioceptive control in fast legged locomotion. 2012 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, 2012, p. 1970–5. https://doi.org/10.1109/IROS.2012.6386252.

[63] Zinn M, Khatib O, Roth B, Salisbury JK. Playing it safe [human-friendly robots]. IEEE Robotics Automation Magazine 2004;11:12–21. https://doi.org/10.1109/MRA.2004.1310938.

[64] Kim Y-J. Anthropomorphic Low-Inertia High-Stiffness Manipulator for High-Speed Safe Interaction. IEEE Transactions on Robotics 2017;33:1358–74. https://doi.org/10.1109/TRO.2017.2732354.

[65] Wehner M, others, Aubin PM, Martinez-Villalpando E, Baumann M, Stirling L, et al. A lightweight soft exosuit for gait assistance. 2013 IEEE International Conference on Robotics and Automation, 2013, p. 3362–9. https://doi.org/10.1109/ICRA.2013.6631046.

[66] Sulzer JS, Roiz RA, Peshkin MA, Patton JL. A Highly Backdrivable, Lightweight Knee Actuator for Investigating Gait in Stroke. IEEE Trans Robot 2009;25:539–48. https://doi.org/10.1109/TRO.2009.2019788.

[67] Chen D, Yun Y, Deshpande AD. Experimental characterization of Bowden cable friction. 2014 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), 2014, p. 5927–33. https://doi.org/10.1109/ICRA.2014.6907732.

[68] Veronneau C, Denis J, Lebel L-P, Denninger M, Blanchard V, Girard A, et al. Multifunctional Remotely Actuated 3-DOF Supernumerary Robotic Arm Based on Magnetorheological Clutches and Hydrostatic Transmission Lines. IEEE Robotics and Automation Letters 2020:1–1. https://doi.org/10.1109/LRA.2020.2967327.

[69] Lebel L-P, Busque B-P, Julio G, Denninger M, Girard A, Plante S. A cable-driven robotic arm powered by magnetorheological clutches for upper-limbs physical interaction in virtual reality environment. Workshop ICRA 2019 n.d.:4.

[70] Kooij H van der, Veneman JF, Ekkelenkamp R. Compliant Actuation of Exoskeletons. Mobile Robots: Towards New Applications 2006. https://doi.org/10.5772/4688.

[71] Zheng H, Wu M, Shen X. Pneumatic Variable Series Elastic Actuator. Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control 2016;138:081011. https://doi.org/10.1115/1.4033620.

[72] Budinger M, Passieux J-C, Gogu C, Fraj A. Scaling-law-based metamodels for the sizing of mechatronic systems. Mechatronics 2014;24:775–87. https://doi.org/10.1016/j.mechatronics.2013.11.012.

[73] UR5 collaborative robot arm | flexible and lightweight robot arm n.d. https://www.universal-robots.com/products/ur5-robot/ (accessed September 3, 2019).

[74] Moghani M, Kermani MR. Hysteresis modeling of a hybrid magneto-rheological actuator. 2016 IEEE International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM), 2016, p. 246–51. https://doi.org/10.1109/AIM.2016.7576774.

[75] Chouinard P, Bégin M-A, Marchetta Fortin J, Berry A, Masson P, Plante J-S. Preventing Lower Back Pain Among Truck Drivers: Design and Performance of a Controlled Slippage Magnetorheological Actuator for an Active Seat Suspension. ASME 2018 International Design Engineering Technical Conferences, Quebec: 2018.

[76] Khazoom C, Caillouette P, Girard A, Plante J-S. A Supernumerary Robotic Leg Powered by Magnetorheological Actuators to Assist Human Locomotion. IEEE Robotics and Automation Letters 2020;5:5143–50. https://doi.org/10.1109/LRA.2020.3005629.

[77] Khazoom C, Véronneau C, Bigué JL, Grenier J, Girard A, Plante J. Design and Control of a Multifunctional Ankle Exoskeleton Powered by Magnetorheological Actuators to Assist Walking, Jumping, and Landing. IEEE Robotics and Automation Letters 2019;4:3083–90. https://doi.org/10.1109/LRA.2019.2924852.

[78] Al-Sada M, Höglund T, Khamis M, Urbani J, Nakajima T. Orochi: Investigating Requirements and Expectations for Multipurpose Daily Used Supernumerary Robotic Limbs. Proceedings of the 10th Augmented Human International Conference 2019, New York, NY, USA: ACM; 2019, p. 37:1-37:9. https://doi.org/10.1145/3311823.3311850.

[79] Leigh S, Agrawal H, Maes P. Robotic Symbionts: Interweaving Human and Machine Actions. IEEE Pervasive Computing 2018;17:34–43. https://doi.org/10.1109/MPRV.2018.022511241.

[80] Sada MA, Khamis M, Kato A, Sugano S, Nakajima T, Alt F. Challenges and Opportunities of Supernumerary Robotic Limbs. Workshop on Amplification and Augmentation of Human Perception 2017:6.

[81] Parietti F. Design and control of supernumerary robotic limbs. Thesis. Massachusetts Institute of Technology, 2016.

[82] Bonilla BL-, Parietti F, Asada HH. Demonstration-based control of supernumerary robotic limbs. 2012 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, 2012, p. 3936–42. https://doi.org/10.1109/IROS.2012.6386055.

[83] Davenport C, Parietti F, Asada HH. Design and Biomechanical Analysis of Supernumerary Robotic Limbs 2012:787–93. https://doi.org/10.1115/DSCC2012-MOVIC2012-8790.

[84] Wu F, Asada H. Bio-Artificial Synergies for Grasp Posture Control of Supernumerary Robotic Fingers. Robotics: Science and Systems X, Robotics: Science and Systems Foundation; 2014. https://doi.org/10.15607/RSS.2014.X.027.

[85] Ort T, Wu F, Hensel NC, Asada HH. Supernumerary Robotic Fingers as a Therapeutic Device for Hemiparetic Patients. American Society of Mechanical Engineers (ASME) 2015.

[86] Khodambashi R, Weinberg G, Singhose W, Rishmawi S, Murali V, Kim E. User oriented assessment of vibration suppression by command shaping in a supernumerary wearable robotic arm. 2016 IEEE-RAS 16th International Conference on Humanoid Robots (Humanoids), 2016, p. 1067–72. https://doi.org/10.1109/HUMANOIDS.2016.7803403.

[87] Yamada T, Demura S, Takahashi K. Center of gravity transfer velocity during sit-to-stand is closely related to physical functions regarding fall experience of the elderly living in

community dwelling. Health 2013;05:2097–103. https://doi.org/10.4236/health.2013.512286.

[88] Roebroeck ME, Doorenbosch CAM, Harlaar J, Jacobs R, Lankhorst GJ. Biomechanics and muscular activity during sit-to-stand transfer. Clinical Biomechanics 1994;9:235–44. https://doi.org/10.1016/0268-0033(94)90004-3.

[89] Nenchev DN, Yoshida K, Vichitkulsawat P, Konno A, Uchiyama M. Experiments on reaction null-space based decoupled control of a flexible structure mounted manipulator system. Proceedings of International Conference on Robotics and Automation, vol. 3, 1997, p. 2528–34 vol.3. https://doi.org/10.1109/ROBOT.1997.619341.

[90] Hollerbach JM, Hunter IW, Ballantyne J. The Robotics Review 2. In: Khatib O, Craig JJ, Lozano-Pérez T, editors., Cambridge, MA, USA: MIT Press; 1992, p. 299–342.

[91] Gonzalez DJ, Asada HH. Hybrid Open-Loop Closed-Loop Control of Coupled Human–Robot Balance During Assisted Stance Transition With Extra Robotic Legs. IEEE Robot Autom Lett 2019;4:1676–83. https://doi.org/10.1109/LRA.2019.2897177.

[92] Bonilla BL, Asada HH. A robot on the shoulder: Coordinated human-wearable robot control using Coloured Petri Nets and Partial Least Squares predictions. 2014 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), 2014, p. 119–25. https://doi.org/10.1109/ICRA.2014.6906598.

[93] Zoss AB, Kazerooni H, Chu A. Biomechanical design of the Berkeley lower extremity exoskeleton (BLEEX). IEEE/ASME Transactions on Mechatronics 2006;11:128–38. https://doi.org/10.1109/TMECH.2006.871087.

[94] Eppinger SD, Seering WP. Three dynamic problems in robot force control. 1989 IEEE International Conference on Robotics and Automation, 14-19 May 1989, IEEE Comput. Soc. Press; 1989, p. 392–7. https://doi.org/10.1109/ROBOT.1989.100019.

[95] Jansen JF. Exoskeleton for Soldier Enhancement Systems Feasibility Study. Oak Ridge National Lab (ORNL) 2000. https://doi.org/10.2172/885757.

[96] Granosik G, Borenstein J. Minimizing air consumption of pneumatic actuators in mobile robots. 2004 IEEE International Conference on Robotics and Automation, 2004. Proceedings. ICRA '04, vol. 4, 2004, p. 3634-3639 Vol.4. https://doi.org/10.1109/ROBOT.2004.1308820.

[97] Véronneau C, Denis J, Lebel L-P, Denninger M, Plante J-S, Girard A. A Lightweight Force-Controllable Wearable Arm Based on Magnetorheological-Hydrostatic Actuators. 2019 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), Montréal, QC, Canada: 2019.

[98] Leigh S, Denton T, Parekh K, Peebles W, Johnson M, Maes P. Morphology Extension Kit: A Modular Robotic Platform for Physically Reconfigurable Wearables. Proceedings of the Twelfth International Conference on Tangible, Embedded, and Embodied Interaction, New York, NY, USA: ACM; 2018, p. 11–8. https://doi.org/10.1145/3173225.3173239.

[99] Hussain I, Spagnoletti G, Salvietti G, Prattichizzo D. Toward wearable supernumerary robotic fingers to compensate missing grasping abilities in hemiparetic upper limb. The International Journal of Robotics Research 2017;36:1414–36. https://doi.org/10.1177/0278364917712433.

[100] Hussain I, Salvietti G, Spagnoletti G, Prattichizzo D. The Soft-SixthFinger: a Wearable EMG Controlled Robotic Extra-Finger for Grasp Compensation in Chronic Stroke Patients. IEEE

Robotics and Automation Letters 2016;1:1000–6. https://doi.org/10.1109/LRA.2016.2530793.

[101] Parietti F, Asada HH. Independent, voluntary control of extra robotic limbs. 2017 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), 2017, p. 5954–61. https://doi.org/10.1109/ICRA.2017.7989702.

[102] Vatsal V, Hoffman G. Design and Analysis of a Wearable Robotic Forearm. 2018 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), 2018, p. 5489–96. https://doi.org/10.1109/ICRA.2018.8461212.

[103] Saraiji MY, Sasaki T, Kunze K, Minamizawa K, Inami M. MetaArms: Body Remapping Using Feet-Controlled Artificial Arms. Proceedings of the 31st Annual ACM Symposium on User Interface Software and Technology, New York, NY, USA: ACM; 2018, p. 65–74. https://doi.org/10.1145/3242587.3242665.

[104] Fukuoka M, Verhulst A, Nakamura F, Takizawa R, Masai K, Sugimoto M. FaceDrive: Facial Expression Driven Operation to Control Virtual Supernumerary Robotic Arms. The Eurographics Association; 2019. https://doi.org/10.2312/egve.20191275.

[105] Winter DA. Biomechanics and motor control of human movement. 4th ed. Hoboken, N.J: Wiley; 2009.

[106] Whitney JP, Chen T, Mars J, Hodgins JK. A hybrid hydrostatic transmission and human-safe haptic telepresence robot. 2016 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), 2016, p. 690–5. https://doi.org/10.1109/ICRA.2016.7487195.

[107] Olaru D, Puiu GC, Balan LC, Puiu V. A New Model to Estimate Friction Torque in a Ball Screw System. In: Talabă D, Roche T, editors. Product Engineering: Eco-Design, Technologies and Green Energy, Dordrecht: Springer Netherlands; 2005, p. 333–46. https://doi.org/10.1007/1-4020-2933-0_20.

[108] Ellis SR. What are virtual environments? IEEE Computer Graphics and Applications 1994;14:17–22. https://doi.org/10.1109/38.250914.

[109] Bright L. Supernumerary robotic limbs for human augmentation in overhead assembly tasks. Thesis. Massachusetts Institute of Technology, 2017.

[110] Vatsal V, Hoffman G. Wearing your arm on your sleeve: Studying usage contexts for a wearable robotic forearm. 2017 26th IEEE International Symposium on Robot and Human Interactive Communication (RO-MAN), Lisbon: IEEE; 2017, p. 974–80. https://doi.org/10.1109/ROMAN.2017.8172421.

[111] Parietti F, Chan K, Asada HH. Bracing the human body with supernumerary Robotic Limbs for physical assistance and load reduction. 2014 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), 2014, p. 141–8. https://doi.org/10.1109/ICRA.2014.6906601.

[112] Saraiji MY, Sasaki T, Matsumura R, Minamizawa K, Inami M. Fusion: Full Body Surrogacy for Collaborative Communication. ACM SIGGRAPH 2018 Emerging Technologies, New York, NY, USA: ACM; 2018, p. 7:1-7:2. https://doi.org/10.1145/3214907.3214912.

[113] Miron G, Plante J-S. Design Principles for Improved Fatigue Life of High-Strain Pneumatic Artificial Muscles. Soft Robotics 2016;3:177–85. https://doi.org/10.1089/soro.2016.0011.

[114] Miron G, Bédard B, Plante J-S. Sleeved Bending Actuators for Soft Grippers: A Durable Solution for High Force-to-Weight Applications. Actuators 2018;7:40. https://doi.org/10.3390/act7030040.

[115] Daerden F, Lefeber D. Pneumatic Artificial Muscles: actuators for robotics and automation. European Journal of Mechanical and Environmental Engineering 2000;47:10–21.

[116] Fluidic muscle DMSP/MAS. FESTO 2018. https://www.festo.com/cat/en-ca_ca/search?query=fluidic%20muscle (accessed September 8, 2019).

[117] Ching-Ping Chou, Hannaford B. Measurement and modeling of McKibben pneumatic artificial muscles. IEEE Transactions on Robotics and Automation 1996;12:90–102. https://doi.org/10.1109/70.481753.

[118] Hogan N. Impedance Control: An Approach to Manipulation: Part I—Theory. Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control 1985;107:1–7. https://doi.org/10.1115/1.3140702.

[119] Al-Shuka HFN, Leonhardt S, Zhu W-H, Song R, Ding C, Li Y. Active Impedance Control of Bioinspired Motion Robotic Manipulators: An Overview. Applied Bionics and Biomechanics 2018. https://doi.org/10.1155/2018/8203054.

[120] St-Jean A, Dorval F, Plante J-S, Alexis L-D. Magnetorheological-Actuators: An Enabling Technology for Fast, Safe and Practical Collaborative Robots. En Attente de Soumission n.d.

[121] Budinger M, Liscouët J, Hospital F, Maré J-C. Estimation models for the preliminary design of electromechanical actuators. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part G: Journal of Aerospace Engineering 2012;226:243–59. https://doi.org/10.1177/0954410011408941.

[122] FAULHABER 4221 BXT H n.d. https://www.faulhaber.com/en/products/series/ (accessed March 1, 2021).

[123] Kufieta K. Force Estimation in Robotic Manipulators: Modeling, Simulation and Experiments. Thesis. Norwegian University of Science and Technology, 2014.

[124] Universal Robots - DH Parameters for calculations of kinematics and dynamics n.d. https://www.universal-robots.com/articles/ur/application-installation/dh-parameters-for-calculations-of-kinematics-and-dynamics/ (accessed May 11, 2021).