Contributions à la maîtrise de la dynamique des robots parallèles

Sébastien Briot

▶ **To cite this version:**

Sébastien Briot. Contributions à la maîtrise de la dynamique des robots parallèles. Robotique [cs.RO]. Université de Nantes, 2016. tel-01269922

HAL Id: tel-01269922
https://theses.hal.science/tel-01269922

Submitted on 5 Feb 2016

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

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

Université de Nantes

ÉCOLE DOCTORALE

Sciences pour l'Ingénieur, Géosciences, Architecture

Année 2016

MÉMOIRE DE

THÈSE D'HABILITATION À DIRIGER DES RECHERCHES

Spécialité : Génie Mécanique

Proposé par :

SÉBASTIEN BRIOT

Le 8 janvier 2016
à l'Institut de Recherche en Communications et Cybernétique de Nantes

TITRE

CONTRIBUTIONS À LA MAÎTRISE DE LA DYNAMIQUE DES ROBOTS PARALLÈLES

JURY

Président :	Monsieur Jean-Pierre MERLET	Directeur de Recherche INRIA, INRIA Sophia-Antipolis
Rapporteurs :	Monsieur Nicolas ANDREFF	Professeur des Universités, Université de Franche Comté
	Monsieur Étienne DOMBRE	Directeur de Recherche CNRS Émérite, LIRMM
	Monsieur Saïd ZEGHLOUL	Professeur des Universités, Université de Poitiers
Examinateurs :	Monsieur Yannick AOUSTIN	Professeur des Universités, Université de Nantes
	Monsieur Philippe MARTINET	Professeur des Universités, École Centrale de Nantes

---

Directeur de recherche : Monsieur Philippe MARTINET
Laboratoire : Institut de Recherche en Communications et Cybernétique de Nantes

Remerciements

Je tiens à remercier dans un premier temps tous les membres de mon jury pour avoir accepté cette lourde tâche qu'est l'évaluation d'une HDR :

— Jean-Pierre Merlet, Directeur de Recherche à l'INRIA Sophia-Antipolis, pour m'avoir fait l'honneur de présider mon jury,

— Nicolas Andreff, Professeur à l'Université de Franche Comté, Étienne Dombre, Directeur de Recherche CNRS au LIRMM, et Saïd Zeghloul, Professeur à l'Université de Poitiers, pour avoir accepté d'être rapporteurs,

— Yannick Aoustin, Professeur à l'Université de Nantes, pour avoir accepté d'être examinateur,

— Philippe Martinet, Professeur à l'École Centrale de Nantes, pour avoir accepté d'être examinateur, mais surtout pour avoir accepté d'être mon directeur de recherche.

Bien sûr, je tiens aussi à remercier tous mes collègues de l'IRCCyN, qu'ils soient chercheurs, enseignants-chercheurs ou ITA, pour les moments vécus. En particulier, et de manière un peu plus nominative, merci à Alexandre Goldsztejn, Hamid Chriette, Stéphane Caro, Olivier Kermorgant, Anthony Jubien, Stéphane Jolivet, Philippe Perlot et tous ceux que j'ai pu oublier mais avec lesquels j'ai partagé de bons moments de rigolade entre deux séances de travail intense. Merci aussi aux ingénieurs qui m'ont aidé lors de la mise en place de mes expérimentations, en particulier : Anthony Jubien (à nouveau), Philippe Lemoine et Arnaud Hamon. Merci aussi à tout le staff administratif qui fait un boulot incroyable, en particulier Sylvie Julienne, Michèle-Anne Audrain et Emily Thureau.

De même, merci à tous les étudiants que j'ai encadrés / co-encadrés. Je suis souvent dur avec eux (pour leur bien), mais il faut qu'ils sachent tout le plaisir et la fierté qu'ils me procurent lorsqu'ils réalisent leur travail avec *brio* (mauvais jeu de mot).

Enfin, merci à tous les collègues hors IRCCyN avec lesquels j'ai du plaisir à collaborer. Une dédicace toute particulière à Nicolas Bouton, avec lequel j'ai passé un très bon moment au Québec.

Avant d'aller plus loin, et puisque je considère que trop souvent ils sont remerciés en dernier alors que leur place devrait arriver en premier, j'envoie un grand merci à toute ma famille : mes parents, ma femme Sylvie surtout pour son support au quotidien, et mes enfants Elouan et Guénaël qui endurent un papa qui passe parfois trop de temps à son travail.

Enfin, la recherche, c'est avant tout une aventure humaine. Or, dans ma (encore jeune) carrière, cette aventure humaine, je l'ai connue deux fois avec (par ordre chronologique) :

— mon directeur de thèse et maintenant collègue Vigen Arakelyan, qui m'a initié au monde de la recherche, qui m'a donné l'envie d'aller plus loin, qui m'a montré tout le

plaisir que l'on peut avoir dans la découverte et la résolution d'un problème ouvert, et qui a toujours fait preuve d'une gentillesse et d'un soutien sans faille à mon égard.

— mon collègue et ami Philippe Martinet qui a poursuivi l'action de Vigen mais qui en plus m'a ouvert les yeux sur des perspectives de recherche hors de mon domaine et m'a ainsi donné accès à un autre monde où mécanique et automatique s'entrecroisent. Merci aussi pour avoir lancé certains d'entre nous dans l'aventure ARMEN, qui est une des plus belles aventures au travail que j'ai vécue jusqu'à maintenant.

À vous tous, je dédicace ce manuscrit.

À Nantes, le 11 janvier 2016
Sébastien BRIOT

Table des matières

I Introduction Générale 1

II Curriculum Vitæ 9

II.1 État civil . . . 9
II.2 Formation universitaire . . . 9
II.3 Activités professionnelles . . . 10
II.4 Travail en entreprise . . . 11

III Encadrements, Projets de Recherche et Collaborations 13

III.1 Encadrements de thèses de doctorat . . . 13
III.2 Encadrements de thèses de master . . . 16
III.3 Projets de recherche . . . 17
III.3.1 Projets financés . . . 17
III.3.2 Projets en cours d'évaluation au 1er juillet 2015 . . . 19
III.4 Collaborations . . . 20
III.4.1 Collaborations internationales . . . 20
III.4.2 Collaborations nationales . . . 20
III.4.3 Mobilités . . . 20

IV Rayonnement et Publications 23

IV.1 Rayonnement . . . 23
IV.1.1 Activité d'intérêt général . . . 23
IV.1.2 Responsabilités, comités, expertises . . . 23
IV.1.3 Activité éditoriales . . . 24
IV.1.4 Organisation de colloques et d'écoles thématiques . . . 25
IV.1.5 Distinctions honorifiques . . . 26

IV.2 Publications 27
IV.2.1 Brevets 27
IV.2.2 Livres 27
IV.2.3 Chapitres d'ouvrages 27
IV.2.4 Revues internationales à comité de lecture 27
IV.2.5 Revues nationales à comité de lecture 29
IV.2.6 Actes de colloques internationaux à comité de lecture 30
IV.2.7 Actes de colloques nationaux à comité de lecture 35
IV.2.8 Séminaires, workshops 35
IV.2.9 Classement des revues 36
IV.2.10 Classement des colloques 37

V Activités d'Enseignement 39
V.1 École Centrale de Nantes 39
V.2 École Nationale Supérieure des Mines de Nantes 39
V.3 Institut National des Sciences Appliquées de Rennes 40

VI Synthèse des Activités de Recherche 43
VI.1 Maîtrise de la dynamique des robots parallèles 43
VI.1.1 Étude des conditions de dégénérescence du modèle dynamique des robots parallèles 44
VI.1.2 Identification des paramètres du modèle dynamique rigide 68
VI.1.3 Modélisation élastodynamique 91
VI.1.4 Techniques d'équilibrage 109
VI.2 Conception et commande de nouveaux robots parallèles aux performances statiques et dynamiques améliorées 129
VI.2.1 Conception de robots pour le déplacement de lourdes charges 129
VI.2.2 Conception et commande de robots rapides et précis 143

VII Conclusion Générale et Perspectives 173
VII.1 Conclusion Générale 173
VII.2 Perspectives 176
VII.2.1 Perspectives sur la maîtrise de la dynamique des systèmes 178
VII.2.2 Perspectives sur la conception de robots orientée environnements 188
VII.2.3 Rayonnement des activités prévues en perspectives de recherche et enjeux associés 204

Annexes 207

A Calcul du modèle dynamique inverse des robots parallèles 209
A.1 Modèle dynamique inverse des systèmes virtuels 209
A.2 Modèle dynamique inverse des robots parallèles 212

B Procédure usuelle d'identification des paramètres dynamiques par moindres carrés pondérés 217
B.1 Mise en place du système d'équations à résoudre 217
B.2 Algorithme numérique pour le calcul des paramètres de base 218
B.3 Identification des paramètres dynamiques par moindres carrés pondérés 219

Références Bibliographiques 221

Table des figures

VI.1 Modélisation générale d'un robot parallèle. 47
VI.2 Mécanisme 3-$R\underline{P}R$ en singularité de Type 2 50
VI.3 Exemple de singularité *LPJTS* 51
VI.4 Transmission des efforts dans le mécanisme à cinq barres dans une configuration quelconque. 54
VI.5 Transmission des efforts dans le mécanisme à cinq barres dans une configuration singulière de Type 2 : le mouvement incontrôlable est décrit par le vecteur $\mathbf{t}_s$. 55
VI.6 Le Tripteron. 55
VI.7 Architecture cinématique de la jambe i du Tripteron. 56
VI.8 Prototype de mécanisme plan à cinq barres réalisé à l'Institut Pascal de Clermont-Ferrand. 58
VI.9 Point de départ P_0 et point d'arrêt P_f pour la trajectoire traversant une singularité de Type 2 (figure à l'échelle). 59
VI.10 Le mécanisme à cinq barres suivant une trajectoire qui ne respecte pas le critère (VI.17). 60
VI.11 Le mécanisme à cinq barres suivant une trajectoire qui respecte le critère (VI.17). 61
VI.12 Équivalence entre la jambe i du Tripteron et l'architecture du mécanisme à cinq barres. 62
VI.13 Point de départ A_{130} et point d'arrêt A_{13f} pour la trajectoire de traversée de singularité *LPJTS* du Tripteron. 63
VI.14 Le mécanisme à cinq barres suivant la trajectoire qui ne respecte pas le critère (VI.21). 64

VI.15 Le mécanisme à cinq barres suivant la trajectoire qui respecte le critère (VI.21). 65
VI.16 Schéma bloc de la commande en couples calculés multi-modèle 66
VI.17 Exemple d'évolution de σ en fonction de la valeur de $\mathbf{w}_p$ 66
VI.18 Exemple de résultats expérimentaux obtenus avec la loi de commande multi-modèle (e_i représente l'erreur de poursuite sur le moteur i) 67
VI.19 Les autres prototypes ayant servis à valider les approches permettant de traverser les singularités. 68
VI.20 Le robot Orthoglide. 77
VI.21 Efforts moteurs mesurés et calculés pour l'Orthoglide avec la charge de 1.983 kg. 79
VI.22 Un robot parallèle redondant en actionnement à 1 *ddl*. 81
VI.23 The DualV. 85
VI.24 Les deux trajectoires utilisées pour les validations croisées. 87
VI.25 Couples d'entrée mesurés (lignes rouges) et estimés (ligne bleues) en utilisant les paramètres identifiés avec le cas 1 sur la trajectoire 1. 87
VI.26 Schéma du corps flexible $\mathcal{B}_j$. 94
VI.27 Assemblage de deux corps flexibles $\mathcal{B}_{il}$ et $\mathcal{B}_{ij}$. 97
VI.28 Le robot flexible DualEMPS. 104
VI.29 Dispositif expérimental pour la mesure des fréquences naturelles. 105
VI.30 Exemple de trajectoires tests. 105
VI.31 La trajectoire dans l'espace de travail (à l'échelle). 106
VI.32 Comparaison entre la mesure et la simulation pour l'accélération du point P. 106
VI.33 Comparaison entre la mesure et la simulation pour les couples moteurs. 107
VI.34 Le prototype de robot NaVARo avec le dispositif expérimental de mesure de ses fréquences naturelles. 108
VI.35 Schéma du robot plan 3-*RPR* étudié. 112
VI.36 Schéma du robot 3-*RPR* pleinement équilibré en utilisant le groupe d'Assur de type *RRR*. 112
VI.37 Force et moment d'inertie transmis sur le bâti avant (ligne pleine) et après (ligne pointillée) l'ajout des contrepoids, et après l'ajout des contre-rotations (ligne grisée). 114
VI.38 Une jambe du robot plan 3-*RPR* sur laquelle est ajoutée un mécanisme de Scott-Russell. 114
VI.39 Un mécanisme bielle-manivelle. 115
VI.40 Schéma d'un robot plan 3-*RPR* pleinement équilibré dynamiquement avec des mécanismes de Scott-Russel. 116
VI.41 Force et moment d'inertie transmis sur le bâti avant (ligne pleine) et après (ligne pointillée) l'ajout des contrepoids, et après l'ajout des contre-rotations (ligne grisée). 117
VI.42 Équilibrage dynamique complet des robots parallèles plans contenant des liaisons prismatiques obtenu par ajout d'un nombre réduit de mécanismes de Scott-Russel. 118
VI.43 Équilibrage dynamique complet des robots parallèles plans contenant des liaisons prismatiques obtenu par modification structurelle d'une jambe. 119
VI.44 Profils de mouvements utilisés pour la minimisation des forces d'inertie transmises au bâti. 121

VI.45 Schéma du robot $3R$ plan sériel. 122
VI.46 Les positions initiales et finales testées pour l'effecteur du robot $3R$ plan sériel. 123
VI.47 Déplacements du robot le long de la trajectoire $P_{15}P_7$. 124
VI.48 Couples moteur du robot $2R$ sériel plan le long d'une trajectoire définie par deux positions P_0 et P_f de l'effecteur suivant trois cas : (i) avec un robot non équilibré dont le mouvement de l'effecteur est paramétré par une loi polynomiale de degré 5 (ligne noire pleine), (ii) avec un robot équilibré par contrepoids dont le mouvement de l'effecteur est paramétré par la même loi polynomiale de degré 5 (ligne grise pleine) et (iii) avec un robot non équilibré dont le mouvement est paramétré par une loi d'accélération de type "bang-bang" sur le déplacement du centre des masses (ligne noire pointillée). 125
VI.49 Compensation de la gravité sur le robot Delta SurgiScope par l'ajout d'un mécanisme de pantographe passif. 127
VI.50 Schéma de la chaîne cinématique du PAMINSA 130
VI.51 Modèles cinématiques équivalents du PAMINSA 132
VI.52 Exemple de singularité de Type 1 132
VI.53 Exemples de singularité de Type 2 133
VI.54 Exemple de mouvement non contrôlé qui n'est pas de type infinitésimal (cercle s : lieu définissant le mouvement gagné non contrôlé de la plate-forme) 133
VI.55 Robot PAMINSA pleinement découplé à 3 *ddl* en translation 134
VI.56 Le prototype de robot PAMINSA développé à l'INSA de Rennes 139
VI.57 Position de la plate-forme pour $z = -0.6$ m et $\phi = 0$ deg. 139
VI.58 Efforts moteurs lorsque le robot est avec ou sans la charge de 200 N . . 140
VI.59 Maquette CAO de l'IRSBot-2 145
VI.60 Chaîne cinématique et paramètres de conception de la jambe k ($k = I$, II) (les articulations pivots d'axes (A_k, $\boldsymbol{y}_0$), (B_k, $\boldsymbol{y}_0$) (C_k, $\boldsymbol{y}_0$) et (D_k, $\boldsymbol{y}_0$) sont supprimées pour clarifier le dessin). 146
VI.61 Exemple de singularité de contrainte pour laquelle la plate-forme gagne un *ddl* en rotation autour d'un axe compris dans le plan ($\boldsymbol{x}_0O\boldsymbol{z}_0$). 146
VI.62 Solutions optimales au sens de Pareto pour la conception de l'IRSBot-2 et solution sélectionnée $\mathbf{s}^\star$. $l_1 = 321\ mm$, $l_{2eq} = 437\ mm$, $b = 83\ mm$, $p = 50\ mm$, $e_x = 80\ mm$, $e_z = 0\ mm$, $\alpha_I = 210\ deg$ $v_1 = 165\ mm$, $v_2 = 30\ mm$, $w_{Pa} = 110.4\ mm$ 149
VI.63 Modélisation CAO du prototype de l'IRSBot-2. 150
VI.64 Prototype de robot IRSBot-2. 151
VI.65 Répétabilité de l'IRSBot-2 : la répétabilité est meilleure en bas de l'espace de travail et suivant $\boldsymbol{x}$ et $\boldsymbol{z}$ est comprise autour de 10 microns (norme de l'erreur inférieure à 20 microns) ; la répétabilité suivant $\boldsymbol{y}$ ne peut pas être compensée par la commande dans l'état actuel du robot (le robot a deux *ddl* en translation suivant $\boldsymbol{x}$ et $\boldsymbol{z}$). 152
VI.66 Déformations de l'IRSBot-2 suivant $\boldsymbol{y}$ sous un chargement de 20 N dirigé suivant $\boldsymbol{y}$ dans l'espace de travail opérationnel : max = 120 μm, min = 90 μm. 152

VI.67 Erreurs de poursuite sur une trajectoire désirée ayant une accélération maximale de 4 G et une vitesse maximale de 4 m/s entre un contrôleur *PID* et une loi de commande à couples calculés (*CCC*). Sur cette trajectoire, les erreurs maximales de poursuite avec la *CCC* sont divisées par 20 sur chaque moteur par rapport au *PID*, tandis que l'erreur moyenne quadratique est 18 fois plus petite sur chaque moteur avec la *CCC* par rapport au *PID*. 153
VI.68 Dispositif expérimental pour quantifier les déformations de l'IRSBot-2. 154
VI.69 Dispositif expérimental de sonnage de l'IRSBot-2. 155
VI.70 Projection d'un cylindre dans l'image 157
VI.71 Comment assurer l'observabilité et la contrôlabilité du robot en utilisant une observation correcte des caractéristiques. 160
VI.72 Une plate-forme de Gough-Stewart de chez DeltaLab. 161
VI.73 Un robot 3-$\underline{U}PS$. 162
VI.74 Solutions du modèle géometrique direct pour un robot 3-$\underline{U}PS$ 162
VI.75 Trajectoire dans l'espace avec les configurations initiales, désirées et finales de la plate-forme. 163
VI.76 Solutions du modèle géometrique direct pour un robot 3-$\Pi\underline{R}R$ (robot caché pour le robot réel 3-$\underline{R}RR$ – Π dénote une articulation parallélogramme articulé plan) 163
VI.77 Le robot caché dans l'asservissement basé observation des jambes du Quattro et ses modes d'assemblage 164
VI.78 Exemple de non-convergence de la plate-forme du robot vers la configuration désirée quand les jambes 1 et 4 sont observées (convergence vers un autre mode d'assemblage du robot caché). 165
VI.79 Le robot $\underline{P}RRR\underline{P}$ et ses robots cachés associés en fonction des caractéristiques observées 167
VI.80 Configurations désirée et initiales du Quattro quand toutes les jambes sont observées. 168

VII.1 Perspectives globales de recherche 178
VII.2 Perspectives de recherche sur la reconfiguration dynamique des robots . 179
VII.3 Accélération de l'effecteur du DexTAR de l'ETS reconstruite (hors singularité) suivant deux méthodes différentes : (i) par l'utilisation du modèle cinématique du second ordre (en vert, ligne pleine) et (ii) par l'utilisation du modèle dynamique direct (en bleu, ligne pointillée). Le mouvement démarre à 1.5 sec et on voit qu'avant ce temps, à cause des imprécisions du modèle dynamique, l'accélération qu'il reconstruit est différente de zéro. On voit aussi nettement le bruitage des signaux d'accélération reconstruits à partir du modèle cinématique du second ordre et de la valeur des données codeurs dérivées numeriquement deux fois. 180
VII.4 Perspectives de recherche sur la modélisation et l'identification basées perception 184
VII.5 Robot collaboratif Justin manipulant un objet (boucle fermée), et l'architecture de robot parallèle correspondante dans le cas où seuls la mesure des codeurs moteurs est prise en compte. 185
VII.6 Étapes pour la conception d'un produit. 190

VII.7 Comment le concept de robot caché devrait être pris en compte dans le processus de conception. 190
VII.8 Perspectives de recherche sur la conception orientée commande 191
VII.9 Impact environnemental d'un robot Kuka KR 270 sur toute sa durée de vie (fabrication + 12 ans de service) / Consommation énergétique durant une phase d'utilisation de 12 ans. 193
VII.10 Perspectives de recherche sur la conception de robots à faibles impacts environnementaux 194
VII.11 Rejets de gaz à effet de serre (en kgeCO_2) pour la production d'un kilogramme de différents types de matériaux. 195
VII.12 Fronts de Pareto pour un *POMO* avec deux fonctions objectifs. 197
VII.13 Un robot industriel à quatre *ddl* avec système de compensation de la charge embarquée. 200
VII.14 Un mécanisme à impédance variable basique. 202

Liste des tableaux

III.1 Encadrements de thèses de doctorat 13
III.2 Encadrements de thèses de master 16
III.3 Collaborations internationales 20
III.4 Collaborations nationales 21
III.5 Mobilités internationales 21

IV.1 Publications scientifiques 27

V.1 Mes activités d'enseignement à l'École Centrale de Nantes 39
V.2 Mes activités d'enseignement à l'École Nationale Supérieure des Mines de Nantes 40
V.3 Mes activités d'enseignement à l'Institut National des Sciences Appliquées de Rennes 40

VI.1 Les paramètres essentiels de l'Orthoglide. 78
VI.2 Paramètres essentiels du DualV. 86
VI.3 Pourcentage de la norme de l'erreur relative. 86
VI.4 Comparaison des fréquences naturelles du DualEMPS calculées par le modèle et mesurées expérimentalement pour $q_{11} = q_{21} = 0$. 105
VI.5 Valeur maximale de la norme des forces d'inertie le long des trajectoires testées sur le robot $3R$ plan sériel. 125
VI.6 Valeur absolue maximale du moment d'inertie d'inertie le long des trajectoires testées sur le robot $3R$ plan sériel. 125
VI.7 Exemples de génération du mouvement du point A_j des mécanismes de pantographe 135

VI.7 Exemples de génération du mouvement du point A_j des mécanismes de pantographe 136
VI.8 Exemples de manipulateurs PAMINSA de trois à six *ddl* 137
VI.8 Exemples de manipulateurs PAMINSA de trois à six *ddl* 138
VI.9 Cahier des charges pour la conception du robot IRSBot-2 147
VI.10 Relations entre les paramètres de conception, les performances du robot, les données moteur et la trajectoire à réaliser 148
VI.11 Données constructeur pour le moteur ETEL TMB210–100 148
VI.12 Premières fréquences de vibration de l'IRSBot-2 pour la configuration $x = 0$ m, $z = -0.54$ m. 149

I

Introduction Générale

Ce mémoire résume mon activité depuis le 1er octobre 2009 en tant que chargé de recherche au CNRS et en tant que vacataire pour l'enseignement supérieur.

Mon travail de recheche s'est déroulé à l'IRCCyN au sein de l'équipe *Méthodes de Conception en Mécanique* (MCM) du 1er octobre 2009 au 31 décembre 2010, puis au sein de l'équipe *Robotique* depuis le 1er janvier 2011. L'équipe *Robotique* a été organisée à partir de janvier 2012 autour d'animateurs scientifiques. J'ai d'ailleurs été animateur scientifique du thème *Robotique industrielle* de janvier à décembre 2012. Puis, la taille de l'équipe augmentant, à partir de janvier 2013, nous nous sommes restructurés autour d'axes scientifiques menés par des responsables d'axes ayant des responsabilités proches de celles d'un responsable d'équipe. Personnellement, je m'intègre dans l'axe *Robotique de production*.

Depuis octobre 2011, je suis le coordinateur du projet ANR Blanc SIMI3 ARROW qui porte sur la conception de robots rapides et précis dans un grand espace de travail. Ce projet est en partenariat avec le LIRMM et Tecnalia France. J'ai également participé aux projets ANR COROUSSO, FUI IRIMI et IRT Jules Verne Dry Fiber Placement. En mars 2014, j'ai déposé un projet d'ERC Starting Grant nommé Robin Wood sur l'éco-conception de robots rapides et précis. Ce projet a passé la première étape de l'évaluation, ce qui m'a permis d'être auditionné à Bruxelles. Cependant, le projet n'a finalement pas été retenu. En mars 2015, j'ai déposé (en tant que coordinateur) un projet H2020 FET nommé DOLMEN sur l'éco-conception de robots industriels en partenariat avec l'École Supérieure du Bois de Nantes, le laboratoire GeM, Tecnalia (Espagne), l'université de Twente (Pays-Bas) et la société InteSpring (Pays-Bas). Ce projet est en cours d'évaluation et sera évoqué dans mes perspectives de recherche

Depuis 2009, mes activités d'enseignement ont eu lieu à l'École Centrale de Nantes, à l'École Nationale Supérieure des Mines de Nantes, et à l'Institut National des Sciences Appliquées de Rennes. À titre indicatif, mon volume horaire d'enseignement a été de 30 heures au cours de l'année universitaire 2014–2015.

Les activités de recherche que j'ai menées portent principalement sur la maîtrise de la dynamique des robots parallèles qui sont des architectures mécaniques complexes dont les performances dynamiques sont encore mal maîtrisées. J'ai cherché à mieux maîtriser la dynamique de ces machines à deux niveaux :

— un premier niveau *en aval* de la phase de réalisation du robot : pour une machine donnée, comment mieux maîtriser ses performances dynamiques (par une modélisation plus fine, par la compréhension des phénomènes physiques mis en jeu et leur gestion par planification de trajectoire ou mise en place de contrôleurs avancés, etc.) ?

— un second niveau *en amont* de la phase de réalisation du robot : pour des performances statiques et/ou dynamiques à atteindre, comment concevoir l'architecture de robot, voire la bonne adéquation {architecture de robot – contrôleur} qui permet de répondre au cahier des charges désiré ?

Je tiens à noter que tous les travaux théoriques de recherche *sur la dynamique des robots parallèles* synthétisés dans ce mémoire, exception faite de ceux sur *l'équilibrage dynamique*[1], ont fait l'objet de validations expérimentales.

Maîtrise de la dynamique des robots parallèles

L'amélioration et la maîtrise des performances dynamiques des robots parallèles (une fois le robot conçu et fabriqué) est un sujet vaste pour lequel de nombreux points restent à traiter. Aussi, j'ai décidé de me concentrer sur quatre points qui m'ont semblés majeurs :

1. L'étude des conditions de dégénérescence du modèle dynamique des robots parallèles,
2. L'identification des paramètres du modèle dynamique rigide,
3. La modélisation élastodynamique,
4. La proposition de techniques d'équilibrage.

Étude des conditions de dégénérescence du modèle dynamique des robots parallèles

L'étude de la dégénérescence du modèle dynamique des robots parallèles à proximité des singularités est un sujet qui a été étrangement peu traité dans la littérature. Il est connu depuis longtemps qu'à proximité des singularités de Type 2 (ou singularités parallèles), la transmission des efforts dans le mécanisme dégénère. Cependant, il a longtemps été pensé que cette dégénérescence apparaissait pour n'importe quel type de sollicitation appliquée sur le mécanisme, ce qui rendait impossible les déplacements à proximité des singularités (voire à travers, afin de changer le mode d'assemblage et donc d'avoir accès à des zones jusqu'alors inaccessibles de l'espace de travail).

Puis, quelques chercheurs ont commencé à comprendre de manière empirique qu'il était potentiellement possible de les traverser en utilisant l'inertie du robot en mouvement. Un des premiers travaux pertinents essayant de proposer une trajectoire permettant de traverser une singularité de Type 2 a défini un critère *purement mathématique* (qui n'a pas été associé à un phénomène physique) afin de générer une trajectoire permettant de traverser une singularité de Type 2. Outre la non-explication du phénomène physique mis en jeu, le travail :

— contient une erreur sur le calcul des efforts moteurs en singularité lorsque le critère est respecté,

— ne remarque pas le fait que la dynamique ne dégénère pas uniquement en singularité de Type 2, mais aussi dans d'autres types de singularités qui sont des singularités particulières de jambes.

1. Pour l'équilibrage statique, les travaux ont été validés expérimentalement.

— ne s'intéresse qu'au cas des robots rigides,

— considère que le robot est capable de suivre parfaitement la trajectoire, alors que ce n'est absolument pas le cas en réalité à cause des incertitudes de modélisation et aux erreurs numériques liées aux contrôleurs.

Le but de mes travaux a donc été de trouver des réponses à ces différents points :

— en proposant des explications physiques reliées aux critères de traversée de singularités,

— en faisant une étude complète et générique de toutes les conditions de dégénérescence du modèle dynamique des robots parallèles et en y associant systématiquement des critères de non dégénérescence,

— en étudiant le cas des robots flexibles,

— en trouvant des solutions permettant d'augmenter la robustesse de la traversée de la singularité,

— en développant des contrôleurs *ad hoc* dédiés au problème de la traversée de singularité.

J'ai mené une partie de ces travaux de recherche dans le cadre des encadrements de la thèse de master de Josselin Briand et de la thèse de doctorat de Georges Pagis.

Identification des paramètres du modèle dynamique rigide

Maîtriser les performances dynamiques d'un robot passe par la nécessité d'obtenir une modélisation la plus proche possible de la réalité. C'est pourquoi je me suis intéressé aux problèmes liés à l'identification des paramètres des modèles dynamiques rigides des robots parallèles (et quelques fois des modèles dynamiques rigides des robots sériels).

L'identification des paramètres des modèles dynamiques rigides des robots parallèles est un problème qui a été très peu traité dans la littérature, puisque l'on considère souvent (à tort) que les techniques usuelles d'identification utilisées sur les robots sériels sont transposables directement à cette classe de robots. En fait, il y a certaines spécificités qui font en sorte que l'application de ces techniques sur les robots parallèles n'est pas directe, à savoir :

— une identification fine nécessite un calcul systématique du modèle dynamique inverse d'identification complet, ceci afin de ne négliger aucun terme potentiellement impactant sur le modèle. Peu de méthodes d'identification du modèle dynamique des robots parallèles proposent un tel calcul, et celles qui existent nécessitent le calcul de certaines matrices jacobiennes. Or, le calcul des matrices jacobiennes nécessaires à l'obtention du modèle n'est pas trivial et aucune méthode de systématisation de ce calcul n'est proposée.

— de plus, la procédure utilisée afin de calculer les paramètres de base (qui représentent le jeu minimal de paramètres identifiables) peut conduire, pour un robot parallèle ayant des jambes d'architecture identique (ce qui est le cas pour la plupart des robots parallèles) à un jeu de paramètres de base qui ne conserve pas une symétrie

dans la représentation des paramètres dynamiques des jambes. Ainsi, les résultats d'identification peuvent être difficiles à analyser.

— le cas des robots redondants en actionnement n'est jamais traité, alors que pour ces derniers, un problème majeur résulte du fait que leur modèle dynamique inverse donnant la valeur des efforts moteurs en fonction des positions, vitesses et accélérations du robot ne peut être déterminé de manière unique que si la valeur de la surcontrainte dans le mécanisme est connue (ce qui n'est généralement pas le cas puisque les constructeurs ne souhaitent pas donner accès à leurs contrôleurs).

Outre ces problèmes spécifiques au cas des robots parallèles, des problèmes plus génériques sur les méthodologies d'identification existent :

— une bonne identification nécessite de connaître les gains des chaînes d'actionnement qui relient les valeurs des consignes de courant aux couples moteurs. Ces gains sont donnés de manière usuelle par les constructeurs de moteurs, mais sont entâchés d'erreur (généralement supérieure à 10 %). Des méthodes de calibration de ces gains existent mais sont très complexes et nécessitent un investissement en temps et en personnel conséquent.

— l'identification basée modèle de puissance fonctionne bien sur les robots deux axes, mais est dépassée si on l'applique à des robots plus complexes. Or, au vu de la complexité de calcul du modèle dynamique inverse d'identification des robots parallèles contrairement au modèle d'identification en puissance, comprendre quelles sont les limitations des modèles de puissance peut permettre de simplifier leur procédure d'identification.

— l'identification d'un jeu de paramètres standard réalistes est toujours un challenge alors que cette connaissance peut donner des informations importantes sur l'intégrité d'un robot après un choc ou tout simplement certifier qu'un contrôleur à couples calculés ne deviendra jamais instable. Des méthodes existent, qui, soit, sont basées sur des algorithmes d'essais/erreurs (et donc coûteux en temps de calcul), soit, utilisent des approches ajoutant des contraintes dans le système à résoudre en obligeant, par exemple, la masse d'un corps donné à être positive, sa matrice d'inertie à être définie positive, etc. Cependant, cette dernière approche ne conduit pas à une solution optimale puisqu'elle ne minimise pas la norme de l'erreur de modélisation.

Le but de mes travaux a donc été de trouver des réponses à ces différents points en proposant des méthodologies d'identification :

— basées sur un calcul systématique, complet et direct du modèle dynamique inverse d'identification des robots parallèles, redondants ou pas,

— permettant d'obtenir un jeu de paramètres dynamiques symétrique si le robot a des jambes d'architecture identique,

— permettant d'identifier "en un coup" sans avoir recours à des méthodes lourdes (i) tous les paramètres dynamiques de tous les corps du robot et (ii) tous les gains d'actionnement,

— basées sur d'autres types de modèles que les modèles dynamiques inverses (ex : modèles en puissance),

— permettant le calcul de jeux de paramètres standard les plus proches des paramètres *a priori* issus de la CAO.

Ces travaux ont fait l'objet de mes activités personnelles de recherche, et ont été partiellement menés dans le cadre des projets ANR ARROW et COROUSSO, et du projet FUI IRIMI.

Modélisation élastodynamique

Pour les robots rapides, des phénomènes complexes, qui vont faire décroître les performances du mécanisme (en termes de précision, temps de cycle, fatigue, etc.), entrent en jeu. Les déformations et vibrations des robots liées aux fortes vitesses et accélérations en font partie.

Il existe quelques méthodes génériques permettant un calcul fin des modèles élastodynamiques des robots parallèles. Cependant, ces méthodes ne proposent pas une procédure systématique qui permet de calculer le modèle élastodynamique des robots parallèles avec un nombre minimal d'opérateurs. Ces modèles optimisés en termes d'opérations sont très utiles pour différentes raisons :

— dans un processus de conception optimale, les algorithmes d'optimisation testent des milliers de paramètres de conception possibles pour le robot à concevoir. Si le temps de calcul requis pour une itération de calcul du modèle élastodynamique d'un robot n'est pas minimisé, il peut se passer des jours, voire des mois, avant d'obtenir les résultats.

— ce temps de calcul élevé est aussi un problème dans le cadre de la synthèse de contrôleurs puisque le temps de simulation est ralenti.

— des modèles sous forme symbolique, avec un nombre d'opérateurs et de variables intermédiaires minimal, sont requis pour les procédures d'identification de modèle afin de minimiser le risque de propagation des erreurs liées aux données mesurées bruitées.

Afin de minimiser le nombre d'opérations, j'ai proposé d'utiliser un modèle de Newton-Euler généralisé (connu pour réduire le nombre d'opérateurs) combiné avec le principe des puissances virtuelles et des algorithmes récursifs pour le calcul des vitesses et accélérations des corps. Cette approche a été utilisée pour calculer les vibrations des robots et a été encore simplifiée pour être utilisée pour le calcul (uniquement) des fréquences propres.

J'ai mené une partie de ces travaux de recherche dans le cadre des encadrements de la thèse de master de Cornelius Barnard et de la thèse de doctorat de Coralie Germain. Ils ont été réalisés dans le cadre du projet ANR ARROW.

Techniques d'équilibrage

L'équilibrage permet d'annuler, ou de minimiser, des composantes des torseurs d'actions mécaniques appliqués sur certains corps du mécanisme. On distingue généralement deux

grands types d'équilibrage pour les robots :

— l'équilibrage statique qui permet d'annuler/minimiser les efforts moteurs sous l'action de la pesanteur seulement. Il est possible dans ce cas d'utiliser des moteurs de faible puissance afin de porter les mêmes charges, ou bien, pour une même puissance moteur, porter des charges plus grandes.

— l'équilibrage dynamique qui, pour les mécanismes rapides, se concentre sur l'annulation des effets inertiels transmis sur certains corps du mécanisme (ces effets inertiels étant une source significative d'excitation des vibrations, de bruit et de fatigue pour les matériaux.). Le plus souvent, on cherche à équilibrer les effets inertiels transmis sur le bâti (c'est le cas dans ce mémoire).

La plupart des techniques d'équilibrage sont complexes à mettre en œuvre. Mes travaux dans ce domaine se sont donc concentrés sur la diminution de la complexité de mise en œuvre des techniques d'équilibrage (statique ou dynamique) afin de pouvoir les utiliser sur les robots parallèles. Je les ai essentiellement menés dans le cadre de mes activités personnelles de recherche, mais ils ont aussi été réalisés dans le cadre de l'encadrement de la thèse de master de Nayelli Sauvestre.

Conception et commande de nouveaux robots parallèles aux performances statiques et dynamiques améliorées

Les travaux réalisés dans la partie précédente s'appliquent usuellement une fois que le robot a été réalisé. Cependant, il est possible de travailler plus en amont, en concevant l'architecture du robot pour garantir des performances dynamiques données.

Concevoir l'architecture de robot, voire le couple optimal {architecture de robot – contrôleur} qui permet de répondre à des performances dynamiques à atteindre (mais pas uniquement) est aussi un sujet que l'on peut aborder sous plusieurs angles. Dans le cadre de mes activités de recherche, j'ai décidé de me concentrer sur deux points qui m'ont semblés majeurs :

1. La conception de robots pour le déplacement de lourdes charges,
2. La conception et la commande de robots rapides et précis.

Conception de robots pour le déplacement de lourdes charges

L'un des avantages des robots parallèles est d'avoir un très bon rapport {masse en mouvement} / {charge embarquée} grâce à une forte raideur intrinsèque, ce qui fait qu'ils ont été conçus au départ pour appliquer ou transporter des lourdes charges. Cependant, pour transporter des lourdes charges, il est toujours nécessaire d'avoir des moteurs puissants permettant de porter la charge embarquée.

J'ai travaillé sur l'analyse, la conception et l'amélioration des performances d'une nouvelle famille de robots parallèles aux mouvements découplés (appelés PAMINSA) ayant une particularité : le nouveau type de découplage mis en jeu conduit au fait que les moteurs permettant le déplacement de l'effecteur des robots PAMINSA dans le plan horizontal n'ont

pas à supporter la charge sur l'effecteur dans un mode de fonctionnement quasi-statique tandis que ce sont les moteurs permettant les autres types de déplacements qui supportent la charge. Un tel type de découplage permet de créer des robots capables de manipuler de lourdes charges, car la création de tels robots nécessite l'utilisation de moins de moteurs de forte puissance (et donc coûteux) contrairement à des robots classiques.

Ces travaux ont été essentiellement menés durant ma thèse de doctorat.

Conception et commande de robots rapides et précis

De nombreux robots parallèles pouvant atteindre des vitesses et accélérations élevées (supérieures à 10 G) existent, mais leurs performances en termes de précision sont usuellement médiocres. Ceci est lié au fait que les grandes accélérations mises en jeu entraînent l'apparition de phénomènes complexes qui perturbent le comportement du mécanisme et altèrent sa précision. Or il est clair que réussir à combiner les deux avantages, c'est-à-dire créer des robots ultra-rapides et ultra-précis, pourrait résoudre des problématiques industrielles telles que :

— l'amélioration des performances de découpe laser puisque cette technique nécessite une avance à vitesse constante ainsi qu'une bonne précision, et que les congés de raccordement ont un rayon inversement proportionnel (pour une vitesse donnée) à l'accélération maximale possible de l'effecteur,

— l'assemblage de composants électroniques qui requiert des vitesses et accélérations importantes pour la manipulation des composants et une grande précision pour leur assemblage.

Personnellement, je me suis surtout intéressé au cas des robots rapides et précis pour l'assemblage de composants électroniques qui doivent se déplacer le plus rapidement possible entre les points de prise et de dépose (afin de minimiser le temps de cycle) tout en garantissant des précisions importantes et des vibrations minimales (afin de gagner en temps de cycle) aux points extrémité de la trajectoire.

Dans le but de contribuer à ce problème, j'ai proposé une nouvelle architecture de robot à deux degrés de liberté en translation (nommée IRSBot-2) ayant la particularité d'avoir une architecture spatiale, ce qui lui confère une bonne raideur intrinsèque contrairement à ses concurrents. Dans le cadre du projet ARROW, nous avons travaillé sur la conception optimale d'un prototype de robot IRSBot-2 capable d'atteindre des vitesses pour l'effecteur de 6 m/s, des accélérations de 20 G tout en ayant une répétabilité de 20 microns et une précision absolue de l'ordre de 50 microns dans un espace de travail opérationnel de 800×100 mm.

Concevoir des architectures capables d'atteindre ces performances est une chose, mais ces performances ne pourront jamais être atteintes si le contrôleur dédié au robot n'est pas bien adapté. Ainsi, afin de garantir les précisions désirées malgré les fortes dynamiques rencontrées, je me suis intéressé à l'utilisation de contrôleurs basés capteurs extéroceptifs. Certains de ces contrôleurs basés sur l'observation des jambes en mouvement ont montré qu'ils avaient un potentiel intéressant afin d'améliorer les performances en termes de pré-

cision absolue des robots rapides. Cependant, certaines de leurs caractéristiques restaient incomprises. J'ai développé un outil nommé "robot caché" qui permet de comprendre les caractéristiques de ces contrôleurs. Cet outil permet d'étudier les singularités de la cartographie entre l'espace des observations et l'espace cartésien, et de savoir si cette cartographie est un difféomorphisme global ou pas. Cet outil simplifie et certifie l'analyse de la contrôlabilité des robots utilisant ce type de contrôleur.

J'ai mené une partie de ces travaux de recherche dans le cadre des encadrements des thèses de master de Yingcong Deng, Coralie Germain, Latifah Nuhrami, Marteen Samuel et Alessia Vignolo et des thèses de doctorat de Coralie Germain et de Victor Rosenzveig.

Organisation du mémoire

Il est à noter que mon activité de recherche a une influence importante sur mon activité d'enseignement et sur ma compréhension des phénomènes physiques. De plus, j'ai encadré des étudiants en master et en thèse de doctorat qui poursuivent actuellement leur propre chemin dans les domaines de la robotique. Enfin, mon travail de recherche s'est nourri intensément de collaborations locales avec mes collègues de l'IRCCyN, de collaborations nationales initiées notamment par des projets financés par l'Agence Nationale de la Recherche (ANR) et de collaborations internationales.

Le corps de ce mémoire est organisé en sept chapitres. Une introduction générale est rédigée dans le chapitre I. Mon curriculum vitæ est présenté dans le chapitre II. Mes activités d'encadrement, les projets de recherche que j'ai montés ainsi que ceux auxquels j'ai participé et une synthèse de mes collaborations nationales et internationales sont mentionnés dans le chapitre III. Mon rayonnement au sein de la communauté scientifique, qui se traduit par des activités d'intérêt général, la participation à des comités d'expertise, des activités éditoriales, la participation à l'organisation de colloques et quelques distinctions scientifiques, ainsi que la liste de mes publications sont décrits dans le chapitre IV. Mes activités d'enseignement sont synthétisées dans le chapitre V. La synthèse de mes activités de recherche est détaillée dans le chapitre VI. Enfin, une conclusion générale et mes perspectives de recherche sont rédigées dans le chapitre VII.

II

Curriculum Vitæ

II.1 État civil

Nom	BRIOT
Prénom	Sébastien
Date de naissance	04 août 1981
Lieu de naissance	Rennes (35), France
Nationalité	Française
Situation de famille	Marié, père de deux enfants (2 et 4 ans)
Fonction	Chargé de recherche CNRS 1ère classe, Section n° 07
Laboratoire	Institut de Recherche en Communications et Cybernétique de Nantes (UMR CNRS 6597)
Téléphone	02 40 37 69 58
Télécopie	02 40 37 69 30
Email	Sebastien.Briot@irccyn.ec-nantes.fr

II.2 Formation universitaire

2004–2007 **Thèse de Doctorat**, Institut National des Sciences Appliquées (INSA) de Rennes

Titre	:	*Analyse et Optimisation d'une Nouvelle Famille de Manipulateurs Parallèles aux Mouvements Découplés*
Soutenance	:	20 juin 2007
Lieu	:	Besançon, Centre des congrès
Spécialité	:	*Génie Mécanique*
Encadrant	:	Vigen Arakelyan
Laboratoire	:	Laboratoire de Génie Civil et Génie Mécanique
Membres du jury	:	P. Bidaud (Président), G. Gogu et P. Wenger (Rapporteurs), V. Arakelyan, D. Chablat, V. Glazunov et S. Guégan

2004 **Diplôme d'Études Approfondies**, spécialité Mécanique des Matériaux et des Fluides, Génie Mécanique et Génie Civil, Université de Rennes 1

Titre	:	*Dimensionnement et Optimisation Dynamique d'un Nouveau Manipulateur Parallèle à 4 degrés de liberté : le PAMINSA (PArallel Manipulator of the INSA)*
Soutenance	:	23 juin 2004
Lieu	:	INSA de Rennes
Encadrant	:	Vigen Arakelyan
Laboratoire	:	Laboratoire de Génie Mécanique et Génie Civil

2004 **Diplôme d'Ingénieur** de l'INSA de Rennes, spécialité Génie Mécanique et Automatique

2001–2004 Élève-ingénieur à l'INSA de Rennes, Département Génie Mécanique et Automatique

1999–2001 Élève-ingénieur à l'INSA de Rennes, classe préparatoire intégrée

1999 **Baccalauréat Série S (SVT)**, Lycée Émile Zola, Rennes

II.3 Activités professionnelles

Depuis oct. 2009 **Chargé de recherche CNRS**, Institut de Recherche en Communications et Cybernétique de Nantes

Octobre 2010	:	*Chargé de recherche $2^{ème}$ classe titulaire*
Octobre 2013	:	*Chargé de recherche $1^{ère}$ classe*

Depuis oct. 2009 **Vacataire** à l'École Centrale de Nantes, l'École des Mines de Nantes, l'INSA de Rennes

Oct. 2008 – sep. 2009 **Post-Doctorat** à l'Institut de Recherche en Communications et Cybernétique de Nantes, financement de la Région des Pays de la Loire (financement géré par l'École des Mines de Nantes)

Oct. 2007 – sep. 2008 **Post-Doctorat** au laboratoire de Commande et de Robotique (CoRo) de l'École supérieure de technologie (ETS) de Montréal, *Lauréat de la bourse LAVOISIER du Ministère des Affaires Étrangères* + financement de l'ETS

Oct. 2004 – sep. 2007 **Doctorat** de l'École Doctorale SDLM "Sciences de la Matière" de l'INSA de Rennes et de l'Université de Rennes 1. Allocataire de recherche du Ministère de l'Enseignement Supérieur, de la Recherche et des Technologies rattaché au Laboratoire de Génie Civil et de Génie Mécanique (EA 3913).

Oct. 2004 – sep. 2007 **Moniteur** Universitaire en Sciences pour l'ingénieur du Ministère de l'Enseignement Supérieur, de la Recherche et desTechnologies rattaché à l'INSA de Rennes, département de Génie Mécanique et Automatique, 64h equivalent TD par an.

II.4 Travail en entreprise

2003 Stage ingénieur

Entreprise	:	Bretagne routage, Janzé (35)
Sujet	:	Etude de remise en état d'une machine de mise sous plis de documents papier
Durée	:	11 semaines

III

Encadrements, Projets de Recherche et Collaborations

III.1 Encadrements de thèses de doctorat

J'ai co-encadré quatre thèses de doctorat depuis le 1er octobre 2009. Trois d'entre elles ont été soutenues, une autre a malheureusement été arrêtée.

Table III.1 – Encadrements de thèses de doctorat

	Doctorant(e)	Date de soutenance	% encadrement
1	Coralie GERMAIN	9 décembre 2013	30
2	Georges PAGIS	13 janvier 2015	30
3	Victor ROSENZVEIG	25 septembre 2015	60
4	Vamshi Krishna VUNDEKODE	arrêt pour raison de santé en juin 2015	30

Les dates de soutenances des quatre thèses de doctorat et mes pourcentages d'encadrement pour ces thèses sont synthétisés dans le tableau III.1. Les quatre thèses de doctorat sont décrites plus en détail ci-après.

1 Coralie GERMAIN

Titre	:	*Conception d'un robot parallèlle à deux degrés de liberté pour les opérations de prise et dépose*
Établissement	:	École Centrale de Nantes
Financement	:	Bourse AMN
Date	:	Débutée le 1er sep. 2010, soutenue le 9 déc. 2013
Lieu de travail	:	Institut de Recherche en Communications et Cybernétique de Nantes (IRCCyN)
Jury	:	C. Baradat, S. Briot, S. Caro, O. Company, J.-P. Merlet (rapporteur), P. Wenger et S. Zeghloul (président et rapporteur)
Encadrement	:	**30 %** (P. Wenger à 40 % et S. Caro à 30 %)
Publications	:	3 articles de revues (2 acceptés, 1 en cours d'évaluation), 4 articles de conférences internationales, 1 brevet international
Situation actuelle	:	Professeur Agrégé à AgroCampus Ouest (Rennes)

2 Georges PAGIS

Titre	:	*Augmentation de la taille de l'espace de travail opérationnel des robots parallèles en traversant les singularités de Type 2 : Génération de trajectoires optimales et commande avancée*
Établissement	:	École Centrale de Nantes
Financements	:	Résidu sur contrat Européen NEXT + Fond FEDER Région Auvergne + Complément projet ANR ARMS
Date	:	Débutée le 1er oct. 2011, soutenue le 13 jan. 2015
Lieux de travail	:	Institut de Recherche en Communications et Cybernétique de Nantes (IRCCyN) et Institut Pascal
Jury	:	N. Andreff (rapporteur), N. Bouton, S. Briot, P. Martinet, J.-P. Merlet (rapporteur) et P. Poignet (président)
Encadrement	:	**30 %** (P. Martinet à 40 % et N. Bouton à 30 %)
Publications	:	3 articles de revues (1 accepté, 2 en cours d'évaluation), 2 articles de conférences internationales
Situation actuelle	:	Ingénieur de Recherche dans l'entreprise EXTIA (Paris)

3 Victor Rosenzveig

Titre	:	*Conception orientée commande et commande avancée de robots parallèlles rapides*
Établissement	:	École Centrale de Nantes
Financements	:	1/2 bourse École Centrale de Nantes + Complément projet ANR ARROW
Date	:	Débutée le 1er oct. 2012, soutenue le 25 sep. 2015
Lieu de travail	:	Institut de Recherche en Communications et Cybernétique de Nantes (IRCCyN)
Encadrement	:	**60 %** (P. Martinet à 40 %)
Publications	:	2 articles de revues en cours d'évaluation, 3 articles de conférences internationales

4 Vamshi Krishna VUNDEKODE

Titre	:	*Amélioration de la précision des systèmes robotisés multi-bras low-cost utilisés pour la manipulation fine de corps déformables*
Établissement	:	École Centrale de Nantes
Financements	:	Bourse ERAMUS MUNDUS INTERWEAVE
Date	:	Débutée le 1er oct. 2014, arrêt pour raison de santé en juin 2015
Lieu de travail	:	Institut de Recherche en Communications et Cybernétique de Nantes (IRCCyN)
Encadrement	:	**30 %** (S. Caro à 30 % et P. Martinet à 40 %)

III.2 Encadrements de thèses de master

J'ai co-encadré onze thèses de master depuis le 1er octobre 2009. J'ai encadré deux d'entre elles à 100 %, deux d'entre elles à 80 % et sept d'entre elles à 50 %, comme le synthétise le tableau III.2.

Les étudiant(e)s encadré(e)s et l'intitulé de leur thèse sont présentés ci-après.

Table III.2 – Encadrements de thèses de master

	% encadrement
2 étudiants	100
2 étudiants	80
7 étudiants	50

1. **Coralie GERMAIN**, 2010, *Analyse et conception d'un robot parallèlle à deux degrés de liberté pour les opérations de pick-and-place*. Encadrement : 100 %.
2. **Dinh-Quan NGUYEN**, 2010, *Analysis of the dynamic performances of serial 3R orthogonal robots*. Encadrement : 50 % (P. Wenger à 50 %).
3. **Nayelli SAUVESTRE**, 2010, *Shaking force minimization of high-speed robots*. Encadrement : 50 % (V. Arakelyan à 50 %).
4. **Cornelius BARNARD**, 2011, *Creation of an optimal motion generator for minimizing the vibrations of a new high-speed robot with 2 DOF*. Encadrement : 50 % (S. Caro à 50 %).
5. **Yingcong DENG**, 2012, *Sensitivity analysis of the IRSBot-2 robot*. Encadrement : 50 % (S. Caro à 50 %).
6. **Miguel MORALES-GONZALES**, 2012, *Analysis of the performances of serial robots with 4-DOF based on RPaR orthogonal architecture*. Encadrement : 50 % (P. Wenger à 50 %).
7. **Latifah NURAHMI**, 2012, *Conceptual design and analysis of 2-DOF parallel robot*. Encadrement : 50 % (S. Caro à 50 %).
8. **Marteen SAMUEL**, 2013, *Stiffness Analysis of 2-DOF Translational Parallel Manipulators : Determination of an Intrinsic Stiffness*. Encadrement : 50 % (S. Caro à 50 %).
9. **Josselin BRIAND**, 2014, *Changing operation modes of parallel robots through constraint singularity crossing*. Encadrement : 100 %.
10. **Alessia VIGNOLO**, 2014, *Visual servoing of the Monash Epicyclic-Parallel Manipulator*. Encadrement : 80 % (P. Martinet à 20 %).
11. **Abilash-Uday NAYAK**, 2015, *Modelling and design of a robot made of wooden links*. Encadrement : 80 % (M. Irle à 20 %).

III.3 Projets de recherche

Depuis mon arrivée à l'IRCCyN le 1er octobre 2009, j'ai participé au montage et/ou à la réalisation des projets de recherche décrits ci-après.

III.3.1 Projets financés

Projet FUI IRIMI (05/2010 à 06/2012) : Ce projet piloté par GE-Healthcare a porté sur le développement d'un "Imageur Robotisé pour les Interventions Mini-Invasives". J'ai participé à la modélisation et à l'identification des paramètres du modèle dynamiques et des flexibilités du robot conçu dans le cadre de ce projet.
Partenaires : GE-Healthcare, BA Systèmes, C&K Components, CEA-LIST, IRCCyN, CR2i.
Budget : coût projet 12 M€, financement 5.6 M€, part IRCCyN 400 k€.

Projet ANR COROUSSO (10/2010 à 06/2014) : Ce projet intitulé "modélisation et COmmande de RObots d'USinage de pièces composites de grandes dimensions et de SOudage FSW" a consisté à fournir des résultats théoriques et expérimentaux sur la mise au point de cellules robotisées d'usinage de pièces en matériaux composites et de soudure FSW (Friction Stir Welding) de pièces métalliques. Les essais expérimentaux choisis par les partenaires industriels pour mettre en lumière les opérations critiques et les plus significatives pour le procédé considéré ont conduit à faciliter le transfert technologique dans le secteur de la production ainsi que d'envisager la robotisation d'autres procédés de fabrication. Ma contribution scientifique dans COROUSSO a concerné l'identification des paramètres dynamiques et des gains d'actionnement des robots porteurs de la tête de soudage FSW et de la broche d'usinage de composites.
Partenaires : Europe Technologies, Institut de Soudure, IRCCyN, LCFC.
Budget : 1.2 M€, part IRCCyN 333 k€.

Projet PHC FAST (01/2011 à 12/2012) : Ce projet PHC (Partenariat Hubert Curien) géré par Campus France et intitulé Conception Optimale d'une Interface Haptique Dédiée à La Robotique Médicale et a permis d'initier une collaboration scientifique avec le Dr. Chao CHEN de l'Université Monash, Melbourne, Australie. Ce projet a également conduit à des contributions scientifiques très intéressantes sur la commande basée vision des robots parallèles. Mes contributions dans ce projet ont porté sur l'identification des paramètres dynamiques de l'interface haptique nommée MEPaM et à sa commande basée vision.
Partenaires : IRCCyN, Université Monash (Melbourne, Australie).
Budget : 24 k€, part IRCCyN 12 k€.

Projet ANR ARROW (10/2011 à 04/2016) : Ce projet intitulé "Accurate and Rapid Robots with large Operational Workspace" a pour but de concevoir et fabriquer des robots capables d'atteindre une accélération de 20 G avec une précision absolue inférieure à 20 μm dans un espace de travail parallélépipédique d'arête égale à 1 m. Le principal verrou technologique du projet ARROW concerne la définition de solutions pour la conception et la commande de robots satisfaisant les deux performances

antagonistes que sont la précision et la rapidité. Les principaux verrous scientifiques associés sont : (i) la synthèse de nouvelles architectures de robots capables d'atteindre les performances mentionnées, (ii) l'écriture de modèles complets, dont les temps de calcul sont compatibles avec la synthèse dimensionnelle et la commande temps réel ; (iii) la planification optimale de trajectoires qui devra permettre de minimiser les vibrations du robot ; (iv) la définition d'une commande avancée permettant de contrôler au mieux les déplacements des robots rapides et précis. Je suis le **coordinateur du projet** au niveau national ainsi que le **responsable** de la Tâche 3 intitulée "Modélisation et Identification" du projet ARROW. J'ai également participé aux encadrements des thèses de doctorat de Coralie GERMAIN et de Victor ROSENZVEIG dans le cadre du projet ARROW.
Partenaires : IRCCyN, LIRMM, Tecnalia.
Budget : 823 k€, part IRCCyN 320 k€.

Projet IA EquipEx RobotEx (10/2011 à 10/2018) : *Réseau national de plateformes robotiques d'excellence*. Participation au montage et à la réalisation du projet. **Responsable scientifique** de la cellule expérimentale de robotique rapide et précise (sous-thème du projet RobotEx AccuFast).
Budget : 10.5 M€, part IRCCyN 962 k€.

Projet Région "Banc d'essai pour la robotique rapide et précise" (10/2012 à 10/2015) : Financement de grand équipement de recherche fourni à l'IRCCyN pour la conception du prototype de robot rapide et précis conçu et réalisé dans le cadre des projets ARROW et RobotEx. Je suis le **coordinateur du projet**. *Budget* : 156 k€.

Projet Feder Région Pays de la Loire RobotEx (10/2012 à 10/2016) : Financement Feder obtenu en appui du projet d'EquipEx RobotEx afin de financer des moyens humains associés aux plateforme achetées à l'IRCCyN. Participation au montage et à la réalisation du projet.
Budget total : 2700 k€, *Budget Feder* : 617 k€.

Projet Paris scientifiques Région Pays de la Loire RobEcolo (10/2015 à 10/2018) : Ce projet preuve de concept envisage de construire un robot parallèle à deux degrés de liberté en bois (afin de diminuer l'impact environnemental du robot) tout en garantissant les performances en raideur et précision. Je suis le **coordinateur du projet**.
Partenaires : IRCCyN, ESB.
Budget : financement 200 k€, part IRCCyN 170 k€.

Projet IRT JV–DFP (05/2013 à 04/2016) : Ce projet intitulé "Dry Fiber Placement" a pour but de développer un moyen robotisé pour faire de la dépose de fibres sèches. La dépose de fibres sèches nécessite des vitesses sous effort de l'effecteur de 2 Ã 30 m/min et une tolérance de positionnement des fibres de ±0.5 mm. Participation à la tâche d'identification des paramètres dynamiques du système de correction de placement de la tête de dépose de fibres et à sa commande.
Partenaires : IRT JV, ECN GeM, CNRS-IRCCyN, ICAM, AIRBUS, AEROLIA, COMPOSE

Budget : 1.9 M€, part IRCCyN 69.6 k€.

Projet CNRS d'échanges de chercheurs entre la France et l'Académie des Sciences de Russie (01/2012 à 12/2013) : Projet intitulé "Optimal design and motion planning for parallel robots in the neighbourhood of singularities". Ce projet a permis de continuer une collaboration scientifique avec le Prof. Victor GLAZUNOV de l'Académie des Sciences de Russie. Ce projet a également conduit à des contributions scientifiques très intéressantes sur l'analyse de la transmission des efforts dans les articulations des robots parallèles. Je suis le **coordinateur du projet**.
Budget : 7.4 k€.

Projet AtlanSTIC ARMOR-ROB (10/2014 à 12/2015) : Ce projet intitulé "AméliorRation de la précision des systèMes rObotisés multi-bRas low-cost utilisés pour la manipulation fine de coRps défOrmaBles" a permis de continuer la collaboration scientifique avec le Dr. Chao CHEN de l'université de Monash. Je suis le **coordinateur du projet**.
Budget : 10 k€.

III.3.2 Projets en cours d'évaluation au 1er juillet 2015

Projet H2020 FET DOLMEN (durée de 4 ans) : Ce projet propose de diminuer drastiquement l'impact environnemental des robots industriels en les reconcevant dans leur globalité, en utilisant des matériaux à faibles impacts environnementaux (matériaux bio-sourcés), en améliorant les performances énergétiques des baies de commande et en utilisant des techniques d'équilibrage afin de réduire la consommation énergétique des moteurs. Je suis le **coordinateur du projet**.
Partenaires : IRCCyN, Tecnalia, GeM, ESB, Twente University, InteSpring.
Budget : financement 2700 k€, part IRCCyN 900 k€.

Projet FP7 Echord++ RoboLayup (durée de 18 mois) : Ce projet propose robotiser les tâches de mise en place de bandes de composites pré-imprégnés dans des moules de formes complexe, par l'utilisation de robots bi-bras dont la commande intégrera des modèles actifs de déformation des bandes recalés par capteurs extéroceptifs.
Partenaires : Tecnalia, IRCCyN, Carbures.
Budget : financement 300 k€, part IRCCyN 140 k€.

Projet prématuration CNRS DIDEN (durée de 2 ans) : Ce projet preuve de concept envisage de construire un robot parallèle rapide à deux degrés de liberté avec une consommation énergétique drastiquement réduite (80 % d'énergie économisée). Je suis le **coordinateur du projet**.
Partenaire : IRCCyN.
Budget : financement 200 k€.

III.4 Collaborations

Cette section synthétise mes collaborations avec d'autres chercheurs au niveau national et international. Ces collaborations se font sur la base de visites et séminaires (qui sont présentés à la section III.4.3), de projets communs, de rédaction d'articles conjoints et d'échanges d'étudiants.

III.4.1 Collaborations internationales

Le tableau III.3 synthétise mes collaborations internationales.

Table III.3 – Collaborations internationales

Collaborateur	Laboratoire	Sujets de recherche
BIGRAS Pascal	Lab. de Commande et Robotique, ETS Montréal, **Canada**	Etudes comparatives des performances des robots parallèles lors de traversées de différents types de singularités
BONEV Ilian	Lab. de Commande et Robotique, ETS Montréal, **Canada**	Étude de l'impact des sources d'erreur sur la précision des robots parallèles
CHEN Chao	Dpt. of Mechanical and Aerospace Engineering, Monash Univ., **Australie**	Asservissement visuel des robots parallèles
GLAZUNOV Victor	Mechanical Engineering Research Institute, Academy of Sciences, **Russie**	Etude de la transmission des efforts dans les articulations des robots parallèles
GOSSELIN Clément	Université Laval, Québec city, **Canada**	Équilibrage dynamique des robots parallèles
VENTURE Gentiane	Venture lab., Tokyo University of Agriculture & Technology, **Japon**	Nouvelles techniques d'identification des paramètres dynamiques des robots

III.4.2 Collaborations nationales

Le tableau III.4 synthétise mes collaborations nationales. Seules les collaborations externes à l'IRCCyN sont recensées.

III.4.3 Mobilités

Le tableau III.5 présente mes séjours à l'étranger dans le cadre de mes activités de recherche. Ces séjours ont conduits à des publications conjointes et/ou à des montages de projets de recherche internationaux.

Table III.4 – Collaborations nationales

Collaborateur	Laboratoire / entreprise	Sujets de recherche
BARADAT Cédric	Tecnalia France, **Montpellier**	Conception de robots parallèles rapides et précis (projet ANR ARROW)
BOUDAUD Clément	École Supérieure du Bois, **Nantes**	Eco-conception de robots en bois
BOUTON Nicolas	IFMA, Institut Pascal, **Clermont-Ferrand**	Commande avancée des robots parallèles pour traverser les singularités de Types 2
CHEMORI Ahmed	LIRMM, **Montpellier**	Conception de robots parallèles rapides et précis (projet ANR ARROW)
COMPANY Olivier	LIRMM, **Montpellier**	Conception de robots parallèles rapides et précis (projet ANR ARROW)
IRLE Mark	École Supérieure du Bois, **Nantes**	Eco-conception de robots en bois
KRUT Sébastien	LIRMM, **Montpellier**	Conception de robots parallèles rapides et précis (projet ANR ARROW)
LE BARON Jean-Paul	Institut National des Sciences Appliquées, **Rennes**	Génération de trajectoires optimales pour l'équilibrage dynamique des robots

Table III.5 – Mobilités internationales

Dates	Pays	Établissement	Source de financement
7 au 18 juillet 2014	Canada	Lab. de Commande et Robotique, ETS Montréal	Financement ETS pour les chercheurs étrangers invités
6 au 13 septembre 2012	Russie	Mechanical Engineering Research Institute, Academy of Sciences	Projet CNRS d'échanges de chercheurs France / Russie
11 au 27 mars 2012	Japon	Venture lab., Tokyo University of Agriculture & Technology (TUAT)	Financement TUAT pour les chercheurs étrangers invités
20 novembre au 5 décembre 2011	Australie	Dpt. of Mechanical and Aerospace Engineering, Monash University	Programme Hubert Curien FAST (Egide)
19 au 27 août 2010	Canada	Lab. de Commande et Robotique, ETS Montréal	Fonds propres (dans le cadre de la conférence IDETC 2010)
23 octobre 2007 au 30 septembre 2008	Canada	Lab. de Commande et Robotique, ETS Montréal	Bourse Lavoisier pour post-doctorat + financement ETS
1er juin au 31 août 2006	Canada	Lab. de Commande et Robotique, ETS Montréal	Bourse de mobilité pour les étudiants au doctorat

IV

Rayonnement et Publications

IV.1 Rayonnement

Mon rayonnement au sein de la communauté scientifique, qui se traduit par des activités d'intérêt général, des prises de responsabilité, des participations à des comités d'expertises, des activités éditoriales et des participations à l'organisation de colloques et quelques distinctions scientifiques, est synthétisé dans les sections suivantes.

IV.1.1 Activité d'intérêt général

- **Membre** du **comité de prospective** de l'IRCCyN depuis septembre 2014.
- **Chargé de mission** aux **relations avec la Fédération AtlanSTIC** de septembre 2012 à septembre 2014, ce qui a impliqué entre autre de participer
  - au **conseil de la Fédération AtlanSTIC**,
  - au **bureau de la Fédération AtlanSTIC**,
  - au **conseil du laboratoire** de l'IRCCyN.
- **Animateur scientifique** de l'**axe Robotique Industrielle** de l'équipe Robotique de l'IRCCyN de janvier à décembre 2012.

IV.1.2 Responsabilités, comités, expertises

- **Membre du "International Program Committee"** pour *International Conference on Informatics in Control, Automation and Robotics (ICINCO)* depuis sept. 2015.
- **Expert scientifique** pour l'Agence Nationale de la Recherche (**ANR**) en 2013.
- **Expert scientifique** pour le Fonds de recherche du Québec - Nature et technologies (**FRQNT**) en 2013.
- **Examinateur** de la **thèse de Doctorat** de l'université Blaise Pascal (Clermont-Ferrand) soutenue le 12 juillet 2012 par Erol Özgür et intitulée "*From Lines To Dynamics of Parallel Robots*". Jury : Nicolas ANDREFF, Sébastien BRIOT, Jacques GANGLOFF, Grigore GOGU, Philippe MARTINET, Jean-Pierre MERLET.
- **Membre** d'un **comité de sélection** pour un poste de maître de conférence associé à une chaire CNRS à l'université de Cergy-Pontoise (2011).
- **Relecture** d'articles pour les **revues internationales** :
  - Mechanism and Machine Theory (64)

  - IEEE Transactions on Robotics (16)
  - ASME Journal of Mechanisms and Robotics (11)
  - ASME Journal of Mechanical Design (7)
  - ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control (4)
  - ASME Journal of Applied Mechanics (1)
  - The International Journal of Robotics Research (4)
  - Control Engineering Practice (1)
  - Robotics and Computer Integrated Manufacturing (4)
  - Transactions of the Canadian Society for Mechanical Engineering (2)
  - Journal of Mechanical Science and Technology (2)
  - Meccanica (1)
- **Relecture** d'articles pour les **conférences internationales** et **nationales** (8–10 articles par an) :
  - The ASME International Design Engineering Technical Conferences & Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE)
  - The IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)
  - The IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)
  - The International Symposium on Advances in Robot Kinematics (ARK)
  - The IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)
  - Congrès Français de Mécanique (CFM)

IV.1.3 Activité éditoriales

- **Co-rédacteur** de la collection de livres Springer "Parallel Robots : Theory and Applications" lancée en janvier 2015.

  But de la collection : À l'heure actuelle, nous avons atteint un point où la recherche sur les robots parallèles a mené à la définition d'une quantité de résultats scientifiques qui, pour le moment, manquent d'être compilés afin d'être facilement utilisables par les chercheurs, enseignants, professionnels et étudiants pour leur formation et leurs travaux futurs. Cette collection a pour but de combler ce manque, en proposant une série de livres dédiée à tous les aspects scientifiques et technologiques nécessaires pour avoir une meilleure compréhension du comportement des robots parallèles et/ou pour aider le futur concepteur de robots parallèles dans son travail.

  C'est pourquoi, nous avons l'intention de couvrir tous les sujets sur les robots parallèles, de leur modélisation (géometrique, cinématique, dynamique, élastique, etc.) à leur commande avancé, en considérant aussi l'analyse des singularités, l'étalonnage et

les problèmes d'identification des paramètres des modèles, la définition d'outils algébriques avancés nécessaires à leur étude, leur conception optimale, et d'autres aspects scientifiques et technologiques.

Cinq livres sont actuellement en cours de rédaction (contrats signés) :

- A. Pashkevich, A. Klimchik et D. Chablat, "Stiffness Modeling of Parallel Robots,"
- M. Gouttefarde, T. Brückmann et A. Pott, "Cable-Driven Parallel Robots,"
- D. Daney, "Calibration of Parallel Robots,"
- V. Parenti-Castelli, R. Vertechy, "Geometric Modeling of Parallel Robots,"
- A. Müller, T. Hufnagel, J. Kotlarski et S. Krut "Redundant Parallel Manipulators."

D'autres livres sont prévus à moyens termes (discussions en cours avec les auteurs), dont :

- S. Caro, (autres auteurs à définir), "Singularity Analysis of Parallel Robots,"
- P. Martinet et N. Andreff, "Visual Servoing of Parallel Robots,"
- J.P. Merlet, M. Husty, (autres auteurs à définir), "Algebraic Geometry and Numerical Algorithms,"
- J.P. Merlet, "Cable-Driven Parallel Robots for Teaching,"
- I.A. Bonev, P. Bigras, N. Bouton et S. Briot "Singular Working and Assembly Mode Changing."

— **Associate Editor** pour la conférence ICRA "*International Conference on Robotics and Automation*" (depuis sept. 2015).

IV.1.4 Organisation de colloques et d'écoles thématiques

— **Membre** du comité d'organisation de l'école de printemps (à venir) "Parallel Manipulators : From kinematics and control theory to running prototypes" (PKMs 2016), Montpellier, France, 14-18 mars 2016.
Enseignant des cours "Dynamics of Parallel Robots" et "Introduction to ADAMS / Controls."

— **General chair** du "***European Workshop*** *on Applications of Parallel and Cable-driven Robots*", Innorobo 2014, Lyon, France, 19 mars 2014.

— **Membre** du comité d'organisation des 1$^{\text{ères}}$ Journées Scientifiques Robotique et Automatique (JRA 2012), Nantes, France, 23 octobre 2012.

— **Membre** du comité d'organisation des Journées Nationales de la Recherche en Robotique (JNRR 2011), La Rochelle, France, 19-21 octobre 2011.

IV.1.5 Distinctions honorifiques

Mes travaux ont reçu les distinctions scientifiques suivantes :

— Prix de la **Section Française de l'ASME**, décerné le 12 mars 2012 à Paris.

— Prix **Bretagne Jeune Chercheur**, catégorie *Sciences, technologies et interdisciplinarités*, décerné le 6 décembre 2011 à Rennes.

— Premier **Prix de Thèse** pour les thèses soutenues en 2007, décerné par le GDR Robotique le 23 octobre 2008 à Paris.

— Nomination en 2012 en tant que "Reviewer that supplied outstanding and timely reviews" par *IEEE Transactions on Robotics*.

IV.2 Publications

Mon activité en terme de publications est synthétisée dans le tableau IV.1. Les sections suivantes listes les différentes publications réalisées.

Table IV.1 – Publications scientifiques

Type de publications	Nombre
Brevets	2
Livres	2
Chapitres d'ouvrages	3
Revues internationales à comité de lecture	31
Revues nationales à comité de lecture	3
Actes de colloques internationaux à comité de lecture	70
Actes de colloques nationaux à comité de lecture	6
Séminaires, workshops	14

IV.2.1 Brevets

1. **S. Briot**, S. Caro et C. Germain. "Robot Parallèle à Deux Degrés de Liberté Présentant Deux Chaînes Cinématiques dont la Raideur en Flexion est Maximisée". FR 2967603 – JP 2013-540316 – US 2014-0020500 – PCT/EP 2011/070598. 25 mai 2012.
2. V. Arakelian, P. Maurine, **S. Briot** et E. Pion. "Robot Parallèle Comprenant des Moyens de Mise en Mouvement Décomposés en Deux Sous-Ensembles". FR 2873317 – EP 1786602 – CA 2574788 – PCT WO 2006021629. 27 jan. 2006.

IV.2.2 Livres

1. V. Arakelian et **S. Briot**. *Balancing of Linkages and Robot Manipulators – New Methodologies for Advanced Applications*. ISBN : 978-3-319-12489-6. Springer, 2015.
2. **S. Briot** et W. Khalil. *Dynamics of Parallel Robots – From Rigid Links to Flexible Elements*. ISBN : 978-3-319-19787-6. Springer, 2015.

IV.2.3 Chapitres d'ouvrages

1. **S. Briot** et V. Arakelian. "Design of reactionless mechanisms with Assur group". In : *Dynamic balancing of mechanisms and synthesizing of parallel robots*. ISBN : 978-3-319-17682-6. Springer, 2015.
2. O. Company et **S. Briot**. "Les Robots Parallèles". In : *Les Techniques de l'Ingénieur*. Mar. 2015. Chap. S7768.
3. A. Klimchik, D. Bondarenko, A. Pashkevich, **S. Briot** et B. Furet. "Compliance error compensation in robotic-based milling". In : *Lecture Notes in Electrical Engineering*. Springer, 2013.

IV.2.4 Revues internationales à comité de lecture

1. **S. Briot** et M. Gautier. "Global Identification of Joint Drive Gains and Dynamic Parameters of Parallel Robots". In : *Multibody System Dynamics* 33.1 (2015), p. 3–26.
2. **S. Briot**, S. Krut et M. Gautier. "Dynamic Parameter Identification of Over-actuated Parallel Robots". In : *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control* 137.11 (2015).

3. **S. Briot**, P. Martinet et V. Rosenzveig. "The Hidden Robot : an Efficient Concept Contributing to the Analysis of the Controllability of Parallel Robots in Advanced Visual Servoing Techniques". In : *IEEE Transactions on Robotics* 31.6 (2015), p. 1337–1352.
4. **S. Briot**, G. Pagis, N. Bouton et P. Martinet. "Degeneracy Conditions of the Dynamic Model of Parallel Robots". In : *Multibody System Dynamics* (2015). accepted.
5. C. Germain, **S. Briot**, S. Caro et P. Wenger. "Natural Frequency Computation of Parallel Robots". In : *ASME Journal of Computational and Nonlinear Dynamics* 10.2 (2015).
6. G. Pagis, N. Bouton, **S. Briot** et P. Martinet. "Enlarging Parallel Robot Workspace through Type-2 Singularity Crossing". In : *Control Engineering Practice* 39 (2015), p. 1–11.
7. **S. Briot** et W. Khalil. "Recursive and Symbolic Calculation of the Elastodynamic Model of Flexible Parallel Robots". In : *The International Journal of Robotics Research* 33.3 (2014), p. 469–483.
8. M. Gautier et **S. Briot**. "Global Identification of Joint Drive Gains and Dynamic Parameters of Robots". In : *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control* 136.5 (2014).
9. **S. Briot**, V. Glazunov et V. Arakelian. "Investigation on the Effort Transmission in Planar Parallel Manipulators". In : *ASME Journal of Mechanisms and Robotics* 5.1 (2013).
10. C. Germain, S. Caro, **S. Briot** et P. Wenger. "Singularity-free Design of the Translational Parallel Manipulator IRSBot-2". In : *Mechanism and Machine Theory* 64 (2013), p. 262–285.
11. **S. Briot** et V. Arakelian. "Complete Shaking Force and Shaking Moment Balancing of In-line Four-bar Linkages by adding a Class-two RRR or RRP Assur Group". In : *Mechanism and Machine Theory* 57 (2012), p. 13–26.
12. **S. Briot**, V. Arakelian et J.P. Le Baron. "Shaking Force Minimization of High-Speed Robots via Centre of Mass Acceleration Control". In : *Mechanism and Machine Theory* 57 (2012), p. 1–12.
13. V. Glazunov, V. Arakelian, **S. Briot** et G.V. Rashoyan. "Speed and force criteria for the proximity to singularities of parallel structure manipulators". In : *Journal of Machinery Manufacture and Reliability* 41.3 (2012), p. 194–199.
14. **S. Briot** et V. Arakelian. "On the Dynamic Properties of Flexible Parallel Manipulators in the Presence of Type 2 Singularities". In : *ASME Journal of Mechanisms and Robotics* 3.3 (2011).
15. J. Blaise, I.A. Bonev, B. Monsarrat, **S. Briot**, M. Lambert et C. Perron. "Kinematic Characterisation of Hexapods for Industry". In : *Industrial Robots : an International Journal* 37.1 (2010), p. 79–88.
16. **S. Briot** et V. Arakelian. "On the Dynamic Properties of Rigid-Link Flexible-Joint Parallel Manipulators in the Presence of Type 2 Singularities". In : *ASME Journal of Mechanisms and Robotics* 2.2 (2010).
17. **S. Briot** et V. Arakelian. "Simultaneous Inertia Force/Moment Balancing and Torque Compensation of Slider-Crank Mechanisms". In : *Mechanics Research Communications* 37.2 (2010), p. 265–269.
18. **S. Briot** et I.A. Bonev. "Accuracy Analysis of 3T1R Fully-Parallel Robots". In : *Mechanism and Machine Theory* 45.5 (2010), p. 695–706.

19. **S. Briot** et I.A. Bonev. "Pantopteron-4 : a New 3T1R Decoupled Parallel Manipulator for Pick-and-Place Applications". In : *Mechanism and Machine Theory* 45.5 (2010), p. 707–721.
20. **S. Briot**, V. Arakelian et S. Guégan. "PAMINSA : a New Family of Decoupled Parallel Manipulators". In : *Mechanism and Machine Theory* 44.2 (2009), p. 425–444.
21. **S. Briot** et I.A. Bonev. "Pantopteron : a New Fully-Decoupled 3-DOF Translational Parallel Robot for Pick-and-Place Applications". In : *ASME Journal of Mechanisms and Robotics* 1.2 (2009).
22. **S. Briot**, I.A. Bonev, C.M. Gosselin et V. Arakelian. "Complete Shaking Force and Shaking Moment Balancing of Planar Parallel Manipulators with Prismatic Pairs". In : *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part K : Journal of Multi-body Dynamics* 223.1 (2009), p. 43–52.
23. V. Arakelian, **S. Briot** et V. Glazunov. "Increase of Singularity-Free Zones in the Workspace of Parallel Manipulators Using Mechanisms of Variable Structure". In : *Mechanism and Machine Theory* 43.9 (2008), p. 1129–1140.
24. C. Baradat, V. Arakelian, **S. Briot** et S. Guégan. "Design and prototyping of a new balancing mechanism for spatial parallel manipulators". In : *ASME Journal of Mechanical Design* 130.7 (2008).
25. **S. Briot** et V. Arakelian. "Optimal force generation of parallel manipulators for passing through the singular positions". In : *The International Journal of Robotics Research* 27.8 (2008), p. 967–983.
26. **S. Briot**, V. Arakelian et S. Guégan. "Design and Prototyping of a Partially Decoupled 4-DOF 3T1R Parallel Manipulator with High-Load Carrying Capacity". In : *ASME Journal of Mechanical Design* 130.12 (2008).
27. **S. Briot** et I.A. Bonev. "Accuracy Analysis of 3-DOF Planar Parallel Robots". In : *Mechanism and Machine Theory* 43.4 (2008), p. 445–458.
28. **S. Briot**, I.A. Bonev, D. Chablat, P. Wenger et V. Arakelian. "Self Motions of General 3-RPR Planar Parallel Robots". In : *The International Journal of Robotics Research* 27.7 (2008), p. 855–866.
29. V. Glazunov, **S. Briot**, V. Arakelian, M.M. Gruntovitch et M.T. Nguyen. "Development of manipulators with a parallel-cross structure". In : *Journal of Machinery Manufacture and Reliability* 37.2 (2008), p. 100–110.
30. **S. Briot** et I.A. Bonev. "Are Parallel Robots More Accurate than Serial Robots". In : *CSME Transactions* 31.4 (2007), p. 445–456.
31. V. Arakelian, **S. Briot** et V. Glazunov. "Singular Position of a PAMINSA Parallel manipulator". In : *Journal of Machinery Manufacture and Reliability* 35.1 (2006), p. 62–69.

IV.2.5 Revues nationales à comité de lecture

1. **S. Briot**, V. Glazunov et V. Arakelian. "The Conditions of Motion Transmission in Planar Parallel Structure Manipulators". In : *Machinery and Engineering Education* 24.3 (2010). in Russian.
2. V. Glazunov, **S. Briot** et V. Arakelian. "New Class of Parallel-Cross Structure Mechanisms. Classification and Investigations". In : *Handbook, Engineering Journal* 4 (2008). in Russian, p. 35–40.
3. V. Glazunov, **S. Briot** et V. Arakelian. "New Class of Parallel-Cross Structure Mechanisms. Comparation Analysis. Continued". In : *Handbook, Engineering Journal* 2 (2008). in Russian, p. 16–20.

IV.2.6 Actes de colloques internationaux à comité de lecture

1. **S. Briot** et V. Arakelian. "A New Energy-free Gravity-compensation Adaptive System for Balancing of 4-DOF Robot Manipulators with Variable Payloads". In : *Proceedings of the Fourteenth International Federation for the Promotion of Mechanism and Machine Science World Congress (2015 IFToMM World Congress)*. Taipei, Taiwan, oct. 2015.
2. A. Vignolo, **S. Briot**, P. Martinet et C. Chen. "End-effector pose estimation of the Monash Epicyclic-Parallel Manipulator through the visual observation of its legs". In : *Proceedings of the 2015 International Conference on Advanced Robotics (ICAR 2015)*. Istanbul, Turkey, juil. 2015.
3. **S. Briot**, A. Jubien et M. Gautier. "In situ calibration of joint torque sensors of the KUKA LightWeight Robot using only internal controller data". In : *Proceedings of the 2014 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM 2014)*. Besançon, France, juil. 2014.
4. **S. Briot** et W. Khalil. "Recursive and Symbolic Calculation of the Stiffness and Mass Matrices of Parallel Robots". In : *Proceedings of the 20-th CISM-IFToMM Symposium on Theory and Practice of Robots and Manipulators (RoManSy 2014)*. Moscow, Russia, juin 2014.
5. **S. Briot**, V. Rosenzveig et P. Martinet. "The Hidden Robot Concept : a Tool for Control Analysis and Robot Control-based Design". In : *Advances in Robot Kinematic (ARK 2014)*. Ljubljana, Slovenia, juil. 2014.
6. C. Germain, **S. Briot**, S. Caro, J.B. Izard et C. Baradat. "Task-oriented design of a high-speed parallel robot for pick-and-place operations". In : *Proceedings of the Task-based Optimal Design of Robots (ICRA 2014 WS), 2014 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2014)*. Hong Kong, China, mai 2014.
7. G. Pagis, N. Bouton, **S. Briot** et P. Martinet. "Design of a Controller for Enlarging Parallel Robots Workspace through Type 2 Singularity Crossing". In : *Proceedings of 2014 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2014)*. Hong Kong, China, mai 2014.
8. V. Rosenzveig, **S. Briot**, P. Martinet, E. Özgür et N. Bouton. "A Method for Simplifying the Analysis of Leg-Based Visual Servoing of Parallel Robots". In : *Proceedings of 2014 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2014)*. Hong Kong, China, mai 2014.
9. A. Vignolo, **S. Briot**, P. Martinet et C. Chen. "Comparative Analysis of two Types of Leg-observation-based Visual Servoing Approaches for the Control of the Five-bar Mechanism". In : *Proceedings of the 2014 Australasian Conference on Robotics and Automation (ACRA 2014)*. University of Melbourne, Australia, déc. 2014.
10. V. Arakelian, **S. Briot** et J.P. Le Baron. "Shaking Force Minimisation of Slider-Crank Mechanism via Optimal Motion Control". In : *Proceedings of the 5th International Conference on Trends in Agricultural Engineering (TAE 2013)*. Prague, Czech Republic, sept. 2013.
11. **S. Briot**, M. Gautier et S. Krut. "Dynamic Parameter Identification of Actuation Redundant Parallel Robots : Application to the DualV". In : *Proceedings of the 2013 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM 2013)*. Wollongong, Australia, juil. 2013.
12. **S. Briot**, M. Gautier et S. Krut. "Dynamic Parameter Identification of Actuation Redundant Parallel Robots using their Power Identification Model : Application to the DualV". In : *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2013)*. Tokyo Big Sight, Japan, nov. 2013.

13. **S. Briot** et W. Khalil. "Recursive Symbolic Calculation of the Dynamic Model of Flexible Parallel Robots". In : *Proceedings of the 2013 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2013)*. Karlsruhe, Germany, mai 2013.

14. **S. Briot** et P. Martinet. "Minimal Representation for the Control of Gough-Stewart Platforms via Leg Observation Considering a Hidden Robot Model". In : *Proceedings of the 2013 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2013)*. Karlsruhe, Germany, mai 2013.

15. M. Gautier et **S. Briot**. "Dynamic Parameter Identification of a 6 DOF Industrial Robot using Power Model". In : *Proceedings of the 2013 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2013)*. Karlsruhe, Germany, mai 2013.

16. M. Gautier, **S. Briot** et G. Venture. "Identification of Consistent Standard Dynamic Parameters of Industrial Robots". In : *Proceedings of the 2013 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM 2013)*. Wollongong, Australia, juil. 2013.

17. C. Germain, S. Caro, **S. Briot** et P. Wenger. "Optimal Design of the IRSBot-2 Based on an Optimized Test Trajectory". In : *Proceedings of the ASME 2013 International Design Engineering Technical Conferences & Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2013)*. Portland, Oregon, USA, août 2013.

18. L. Nurahmi, S. Caro et **S. Briot**. "Type Synthesis of Two DOF Translational Parallel Manipulators with Hybrid Legs". In : *Computational Kinematics (CK 2013)*. Barcelona, Spain, mai 2013.

19. G. Pagis, **S. Briot**, N. Bouton et P. Martinet. "Optimal Motion Generation for Exiting a Parallel Manipulator from a Type 2 Singularity". In : *Proceedings of the ASME 2013 International Design Engineering Technical Conferences & Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2013)*. Portland, Oregon, USA, août 2013.

20. V. Rosenzveig, **S. Briot** et P. Martinet. "Minimal Representation for the Control of the Adept Quattro with Rigid Platform via Leg Observation Considering a Hidden Robot Model". In : *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2013)*. Tokyo Big Sight, Japan, nov. 2013.

21. C.J. Barnard, **S. Briot** et S. Caro. "Trajectory Generation for High Speed Pick-and-Place Robots". In : *Proceedings of the ASME 2012 11th Biennial Conference on Engineering Systems Design and Analysis (ESDA 2012)*. Nantes, France, juil. 2012.

22. D. Bondarenko, A. Pashkevich, **S. Briot**, M. Ritou et B. Furet. "Elasto-Dynamic Model of Robotic Milling Process Considering Interaction between Tool and Workpiece". In : *Proceedings of the ASME 2012 11th Biennial Conference on Engineering Systems Design and Analysis (ESDA 2012)*. Nantes, France, juil. 2012.

23. **S. Briot**, V. Arakelian, D. Chablat et P. Wenger. "Optimal Force Generation of 3-RRR Decoupled Planar Robots for Ensuring Unlimited Platform Rotation". In : *Proceedings of the 19th CISM-IFToMM Symposium on Robot Design, Dynamics, and Control (RoManSy 2012)*. Paris, France, juin 2012.

24. **S. Briot**, V. Arakelian et J.P. Le Baron. "Shaking Force Minimization of High-Speed Robots via Optimal Control". In : *Proceedings of the 11th International Conference on the Theory of Machines and Mechanisms (TMM 2012)*. Liberec, Czech Republic, sept. 2012.

25. **S. Briot** et M. Gautier. "Global Identification of Drive Gains and Dynamic Parameters of Parallel Robots - Part 1 : Theory". In : *Proceedings of the 19th CISM-IFToMM Symposium on Robot Design, Dynamics, and Control (RoManSy 2012)*. Paris, France, juin 2012.

26. **S. Briot** et M. Gautier. "Global Identification of Drive Gains and Dynamic Parameters of Parallel Robots - Part 2 : Case Study". In : *Proceedings of the 19th CISM-IFToMM Symposium on Robot Design, Dynamics, and Control (RoManSy 2012)*. Paris, France, juin 2012.

27. D. Chablat, G. Moroz, V. Arakelian, **S. Briot** et P. Wenger. "Solution Regions in the Parameter Space of a 3-RRR Decoupled Robot for a Prescribed Workspace". In : *Advances in Robot Kinematics (ARK 2012)*. Innsbruck, Austria, juin 2012.

28. M. Gautier et **S. Briot**. "Global Identification of Drive Gains Parameters of Robots Using a Known Payload". In : *Proceedings of the 2012 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2012)*. Saint Paul, Minnesota, USA, mai 2012.

29. M. Gautier et **S. Briot**. "Global Identification of Robot Drive Gains Parameters Using a Known Payload and Weighted Total Least Square Techniques". In : *Proceedings of the 16th IFAC Symposium on System Identification (SYSID 2012)*. Brussels, Belgium, juil. 2012.

30. C. Germain, **S. Briot**, S. Caro et P. Wenger. "Constraint Singularity-Free Design of the IRSBot-2". In : *Advances in Robot Kinematics (ARK 2012)*. Innsbruck, Austria, juin 2012.

31. A. Klimchik, D. Bondarenko, A. Pashkevich, **S. Briot** et B. Furet. "Compensation of Tool Deflection in Robotic-Based Milling". In : *Proceedings of the 9th International Conference on Informatics in Control, Automation and Robotics (ICINCO 2012)*. Rome, Italy, juil. 2012.

32. D.Q. Nguyen, **S. Briot** et P. Wenger. "Analysis of the Dynamic Performance of Serial 3R Orthogonal Manipulators". In : *Proceedings of the ASME 2012 11th Biennial Conference on Engineering Systems Design and Analysis (ESDA 2012)*. Nantes, France, juil. 2012.

33. S. Sargsyan, V. Arakelian et **S. Briot**. "Robotic Rehabilitation Devices of Human Extremities : Design Concepts and Functional Particularities". In : *Proceedings of the ASME 2012 11th Biennial Conference on Engineering Systems Design and Analysis (ESDA 2012)*. Nantes, France, juil. 2012.

34. V. Arakelian, **S. Briot**, S. Yatsun et A. Yatsun. "A New 3-DoF Planar Parallel Manipulator with Unlimited Rotation Capability". In : *Proceedings of the 13th World Congress in Robot and Machine Science*. Guanajuato, Mexico, juin 2011.

35. **S. Briot**, V. Glazunov et V. Arakelian. "On the Design Conditions of Planar Parallel Manipulators in Near-Singular Configurations". In : *Proceedings of the 13th World Congress in Mechanism and Machine Science*. Guanajuato, Mexico, juin 2011.

36. **S. Briot**, A. Pashkevich et D. Chablat. "Reduced Elastodynamic Modelling of Parallel Robots for the Computation of their Natural Frequencies". In : *Proceedings of the 13th World Congress in Mechanism and Machine Science*. 13. Guanajuato, Mexico, juin 2011.

37. M. Gautier et **S. Briot**. "New Method for Global Identification of the Joint Drive Gains of Robots using a Known Inertial Payload". In : *Proceedings of the 50th IEEE Conference on Decision and Control and European Control Conference (CDC-ECC 2011)*. Orlando, Florida, USA, déc. 2011, p. 526–531.

38. M. Gautier et **S. Briot**. "New Method for Global Identification of the Joint Drive Gains of Robots using a Known Payload Mass". In : *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2011)*. San Francisco, California, USA, sept. 2011.

39. C. Germain, **S. Briot**, V. Glazunov, S. Caro et P. P. Wenger. "IRSBOT-2 : A Novel Two-Dof Parallel Robot for High-Speed Operations". In : *Proceedings of the ASME 2011 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2011)*. Washington DC, USA, août 2011.

40. **S. Briot** et V. Arakelian. "On The Dynamic Properties of Flexible Parallel Manipulators in the Presence of Payload and Type 2 Singularities". In : *Proceedings of the ASME 2010 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2010)*. Montreal, Quebec, Canada, août 2010.

41. **S. Briot**, V. Arakelian, N. Sauvestre et J.P. Le Baron. "Shaking Forces Minimization of High-Speed Robots via an Optimal Motion Planning". In : *Proceedings of the 18th CISM-IFToMM Symposium on Robot Design, Dynamics, and Control (RoManSy 2010)*. Udine, Italy, juil. 2010.

42. **S. Briot**, A. Pashkevich et D. Chablat. "Optimal Technology-Oriented Design of Parallel Robots for High-Speed Machining Applications". In : *Proceedings of the 2010 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2010)*. Anchorage, Alaska, USA, mai 2010.

43. **S. Briot**, A. Pashkevich et D. Chablat. "Technology-Oriented Optimization of the Secondary Design Parameters of Robots for High-Speed Machining Applications". In : *Proceedings of the ASME 2010 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2010)*. Montreal, Quebec, Canada, août 2010.

44. A. Pashkevich, A. Klimchik, **S. Briot** et D. Chablat. "Performance Evaluation of Parallel Manipulators for Milling Application". In : *Proceedings of the 20th CIRP Design Conference*. Nantes, France, avr. 2010.

45. **S. Briot** et V. Arakelian. "Complete Shaking Force and Shaking Moment Balancing of the Position-Orientation Decoupled PAMINSA Manipulator". In : *Proceedings of the IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM2009)*. Singapore, juil. 2009.

46. **S. Briot** et I.A. Bonev. "Self Motions of the Pantopteron". In : *Proceedings of the ASME 2009 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2009)*. San Diego, California, USA, août 2009.

47. **S. Briot**, A. Pashkevich et D. Chablat. "On the optimal design of parallel robots taking into account their deformations and natural frequencies". In : *Proceedings of the ASME 2009 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2009)*. San Diego, California, USA, août 2009.

48. V. Glazunov, **S. Briot**, V. Arakelian et M.T. Nguyen. "A New Class of Parallel Cross Mechanisms". In : *Computational Kinematics (CK 2009)*. Duisburg, Germany, mai 2009.

49. V. Arakelian et **S. Briot**. "Dynamic Balancing of the SCARA robot". In : *Proceedings of 17th CISM-IFToMM Symposium on Robot Design, Dynamics, and Control (RoManSy 2008)*. Tokyo, Japan, juil. 2008.

50. I.A. Bonev, **S. Briot**, D. Chablat et P. Wenger. "Changing Assembly Modes without Passing Parallel Singularities in Non-Cuspidal 3-RPR Planar Parallel Robots". In : *Proceedings of the 2nd Workshop on Fundamental Issues an Future Research Directions for Parallel Mechanisms and Manipulators*. Montpellier, France, sept. 2008.

51. **S. Briot** et V. Arakelian. "On the Dynamic Properties and Optimum Control of Parallel Manipulators in the Presence of Singularity". In : *Proceedings of the 2008 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2008)*. Pasadena, Californie, USA, mai 2008.

52. **S. Briot** et V. Arakelian. "On the Kinematic, Kinetostatic and Dynamic Properties of Parallel Manipulators in the Presence of Singularity". In : *Proceedings of 10th International Conference on the Theory of Machines and Mechanisms (TMM 2008)*. Liberec, Czech Republic, sept. 2008.

53. **S. Briot**, V. Arakelian et V. Glazunov. "Design and analysis of the properties of the Delta inverse robot". In : *Proceedings of 10th International Conference on the Theory of Machines and Mechanisms (TMM 2008)*. Liberec, Czech Republic, sept. 2008.

54. **S. Briot** et I.A. Bonev. "A Pair of Measures of Rotational Error for Axisymmetric Robot End-Effectors". In : *Advances in Robot Kinematics (ARK 2008)*. Batz-sur-Mer, France, juin 2008.

55. **S. Briot** et I.A. Bonev. "Singularity Loci of Zero-Torsion Parallel Mechanisms". In : *Proceedings of the IEEE/RJS 11th International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2008)*. Nice, France, sept. 2008.

56. V. Arakelian, **S. Briot** et V. Glazunov. "Improvement of Functional Performance of Spatial Parallel Manipulators Using Mechanisms of Variable Structure". In : *Proceedings of the 12th IFToMM World Congress*. Besançon, France, juin 2007.

57. **S. Briot** et V. Arakelian. "Optimum control of parallel manipulators in the presence of singular positions manipulators". In : *Proceedings of the 19th International Internet Conference of Young Scientists and Students on Modern Problems of Machinery*. in Russian. Moscow, Russia, déc. 2007.

58. **S. Briot** et V. Arakelian. "Singularity Analysis of PAMINSA Manipulators". In : *Proceedings of the 12th IFToMM World Congress*. Besançon, France, juin 2007.

59. **S. Briot**, V. Arakelian et V. Glazunov. "A new class of parallel-cross structures handling mechanisms". In : *Proceedings of the International Conference on Dynamic Problems and Strength of Mechanisms*. in Russian. Astrakhan, Russia, sept. 2007, p. 50–51.

60. **S. Briot**, C. Baradat, S. Guégan et V. Arakelian. "Contribution to the Improvement of the Medical Device SurgiScope". In : *Proceedings of the 2007 ASME International Design Engineering Technical Conferences (DETC 2007)*. Las Vegas, Nevada, USA, sept. 2007.

61. **S. Briot**, M.M. Gruntovitch, V. Glazunov et V. Arakelian. "Synthesis and analysis of parallel-cross structure manipulators". In : *Proceedings of the 19th International Internet Conference of Young Scientists and Students on Modern Problems of Machinery*. in Russian. Moscow, Russia, déc. 2007.

62. **S. Briot**, S. Guégan, E. Courteille et V. Arakelian. "PAMINSA : New Classes of Decoupled Parallel Manipulators For High-Load Carrying". In : *Proceedings of the 2007 ASME International Design Engineering Technical Conferences (DETC 2007)*. Las Vegas, Nevada, USA, sept. 2007.

63. S. Lessard, P. Bigras, I.A. Bonev, **S. Briot** et V. Arakelian. "Optimum Static Balancing of a Parallel Robot for Medical 3D-Ultrasound Imaging". In : *Proceedings of the 12th IFToMM World Congress*. Besançon, France, juin 2007.

64. V. Arakelian et **S. Briot**. "Improvement of Positioning Accuracy of PAMINSA (Parallel Manipulator of the I.N.S.A.)" In : *Proceedings of 16th CISM-IFToMM Symposium on Robot Design, Dynamics, and Control (RoManSy 2006)*. Warsaw, Poland, juin 2006.

65. V. Arakelian, **S. Briot**, C. Baradat et V. Glazunov. "Kinematic and Dynamic Decoupling Methods of Parallel Manipulators". In : *Proceedings of the International Conference on Mechanism Theory and Mechanics of Machines*. in Russian. Krasnodar, Russia, oct. 2006.
66. V. Arakelian, **S. Briot** et V. Glazunov. "Kinematic Decoupling of Parallel Manipulators". In : *Proceedings of the Conference of Young Scientists on Artificial Intellect*. Moscow, Russia, avr. 2006.
67. **S. Briot**, V. Arakelian et V. Glazunov. "Analysis and Synthesis of Parallel-Variable Structure Manipulators". In : *Proceedings of the 18th International Conference on Modern Problems of Mechanical Design*. in Russian. Moscow, Russia, déc. 2006.
68. V. Arakelian, **S. Briot** et V. Glazunov. "Elaboration of Parallel Structure Robot Based on Pantographs". In : *Proceedings of the 17th International Internet Conference of Young Scientists and Students on Modern Problems of Machinery*. in Russian. Award of the best scientific presentation. Moscow, Russia, 2005.
69. V. Arakelian, **S. Briot** et S. Guégan. "Static and Dynamic Analysis of the PAMINSA". In : *Proceedings of the ASME 2005 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2005)*. Long Beach, California, USA, sept. 2005.
70. V. Arakelian, **S. Briot**, S. Guégan et J. Le Flecher. "Design and Prototyping of New 4, 5 and 6 Degrees of Freedom Parallel Manipulators Based on the Copying Properties of the Pantograph Linkage". In : *Proceedings of the 36th International Symposium on Robotics (ISR 2005)*. Keidanren Kaikan, Tokyo, Japan, nov. 2005.

IV.2.7 Actes de colloques nationaux à comité de lecture

1. G. Pagis, **S. Briot**, N. Bouton et P. Martinet. "Génération de trajectoires optimales de sortie de position singulière pour les mécanismes parallèles". In : *Actes du 21ème Congrès Français de Mécanique*. Bordeaux, France, août 2013.
2. C. Germain, **S. Briot**, S. Caro et P. Wenger. "IRSBOT-2 : Un nouveau robot parallèle à deux degrés de liberté pour des applications de manipulation rapide". In : *Actes du 20ème Congrès Français de Mécanique*. Besançon, France, août 2011.
3. **S. Briot** et I.A. Bonev. "Are Parallel Robots More Accurate than Serial Robots". In : *Proceedings of the 2007 CCToMM Symposium on Mechanisms, Machines and Mechatronics (CCToMM M3 Symposium)*. Montreal, Quebec, Canada, mai 2007.
4. V. Arakelian et **S. Briot**. "A New Decoupled Parallel Manipulator with Four Degrees of Freedom". In : *Proceedings of the 20th Canadian Congress of Applied Mechanics (CANCAM 2005)*. Montreal, Quebec, Canada, juin 2005, p. 415–416.
5. C. Baradat, V. Arakelian et **S. Briot**. "Design of a Torque-Minimizing Mechanism for the Delta Parallel Robot". In : *Proceedings of the 20th Canadian Congress of Applied Mechanics (CANCAM 2005)*. Montreal, Quebec, Canada, juin 2005, p. 413–414.
6. **S. Briot**, P. Maurine, S. Guégan et V. Arakelian. "Le PAMINSA : Un Nouveau Manipulateur d'Architecture Parallèle aux Mouvements Découplés". In : *Actes du 17ème Congrès Français de Mécanique*. Troyes, France, sept. 2005.

IV.2.8 Séminaires, workshops

1. **S. Briot**. *Les Robots Parallèles : État de l'art et problématiques de recherche associées*. ENS Rennes. Fév. 2015.
2. **S. Briot**. *Degeneracy Conditions for the Dynamic Model of Parallel Robots*. Université Laval, Québec, QC, Canada. Juil. 2014.

3. **S. Briot**, S. Caro, A. Chemori, O. Company, S. Krut et C. Baradat. *The French Project ARROW : Design of Accurate and Fast Robots with Large Operational Workspaces*. European Workshop on Applications of Parallel and Cable-driven Robots. Mar. 2014.
4. G. Pagis, N. Bouton, **S. Briot** et P. Martinet. *Accessing all Aspects of Parallel Robot Workspace through Robust Singularity Crossing*. European Workshop on Applications of Parallel and Cable-driven Robots. Mar. 2014.
5. **S. Briot**. *Design of New Robot Architectures*. Seminaire of the Blagonravov Institute of Machine Science (Russian Academy of Sciences). Moscow, Russia, sept. 2012.
6. **S. Briot**, S. Caro, O. Company, A. Chemori et C. Baradat. *Projet ANR ARROW : De la conception à la commande de robots parallèles rapides et précis*. Journées de la Robotique et de l'Automatique 2012 (JRA 2012). Oct. 2012.
7. **S. Briot** et M. Gautier. *Total Least Square Identification of Parallel Robots*. Tokyo University of Agriculture et Technology, Tokyo, Japan, mar. 2012.
8. **S. Briot**. *Analyse et Optimisation d'une Nouvelle Famille de Manipulateurs Parallèles aux Mouvements Découplés*. Espace des Sciences, Rennes, France, déc. 2011.
9. **S. Briot**. *Dynamic Performance Optimization of Robots*. Monash University, Melbourne, Australia, nov. 2011.
10. **S. Briot**. *Planification de Mouvements Optimaux Permettant aux Robots Parallèles de Franchir les Singularités de Type 2*. Journées conjointes des GT4-GT6 (GDR Robotique). Paris, France, oct. 2010.
11. **S. Briot**. *Analyse et Optimisation du Comportement Dynamique des Systèmes Robotisés*. Journées du Technocampus. IRCCyN, Nantes, France, nov. 2008.
12. **S. Briot**. *Analyse et Optimisation d'une Nouvelle Famille de Manipulateurs Parallèles aux Mouvements Découplés*. Université Laval, Québec, QC, Canada. Mar. 2008.
13. **S. Briot**. *Conception et Analyse du Comportement Cinématique, Cinétostatique et Dynamique des Manipulateurs Parallèles*. Journées du GDR Robotique. Paris, France, oct. 2008.
14. **S. Briot**. *Analyse et Optimisation d'une Nouvelle Famille de Manipulateurs Parallèles aux Mouvements Découplés*. ETS Montréal, QC, Canada. Nov. 2007.

IV.2.9 Classement des revues

Rang A :

— The International Journal of Robotics Research (3 articles)

— IEEE Transactions on Robotics (1 article)

— Multibody System Dynamics (2 articles)

— Mechanism and Machine Theory (8 articles)

— ASME Journal of Mechanisms and Robotics (4 articles)

— ASME Journal of Mechanical Design (2 articles)

— ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control (2 articles)

— ASME Journal of Computational and Nonlinear Dynamics (1 article)

— Control Engineering Practice (1 article).

Rang B et inférieur :

— Industrial Robots : an International Journal (1 article)

— Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part K : Journal of Multi-body Dynamics (1 article)

— Mechanics Research Communications (1 article)

— Journal of Machinery Manufacture and Reliability (3 articles)

— CSME Transactions (1 article)

— Machinery and Engineering Education (1 article)

— Handbook, Engineering Journal (2 articles).

IV.2.10 Classement des colloques

Rang A :

— IEEE International Conference on Robotics and Automation – ICRA (9 articles)

— IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems – IROS (4 articles)

— ASME International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference – IDETC/CIE (10 articles)

— Advanced Robot Kinematics – ARK (4 articles)

— Computational Kinematics – CK (2 articles)

— IEEE Conference on Decision and Control and European Control Conference – ECC/CDC (1 article)

— IFToMM World Congress (7 articles).

Rang B et inférieur :

— CISM-IFToMM Symposium on Robot Design, Dynamics and Control – RoManSy (7 articles)

— IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics – AIM (4 articles)

— Workshop on Fundamental Issues on Future Research Directions for Parallel Mechanisms and Manipulators (1 article)

— others (ISR, SYSID, TMM, ESDA, CIRP, ICINCO, ACRA, ICAR, TAE, CFM, ...) (27 articles).

V

Activités d'Enseignement

Depuis 2009, mes activités d'enseignement ont eu lieu à l'École Centrale de Nantes, à l'École Nationale Supérieure des Mines de Nantes et à l'Institut National des Sciences Appliquées de Rennes. A titre indicatif, mon volume horaire d'enseignement a été de **30 heures** au cours de l'année universitaire 2014–2015. Mon volume global d'enseignement depuis 2009 s'élève à 138 heures. Mes activités d'enseignement sont synthétisées dans les sections suivantes.

V.1 École Centrale de Nantes

Le tableau V.1 récapitule le volume horaire par an de mes enseignements [1] [2] à l'École Centrale de Nantes depuis 2014. Ces enseignements se font sous la forme de vacations [3].

Depuis septembre 2014, mes seules activités d'enseignement ont lieu à l'École Centrale de Nantes.

Table V.1 – Mes activités d'enseignement à l'École Centrale de Nantes

Dates	Public	Intitulé du cours	CM [h/an]	TD [h/an]	TP [h/an]
Depuis sep. 2014	Masters EMARO+ et ARIA	Advanced Modelling of Robots (AMORO), **en anglais**, **responsable du cours**, **mise en place des TPs**, **mise en place du cours**, **rédaction d'un support de cours de plus de 200 pages.**	12	0	4
Depuis sep. 2014	Élèves-ingénieurs 2ème et 3ème année	Conception de Robots (COROB), **responsable du cours** **mise en place des TPs**, **mise en place du cours**.	10	0	4

V.2 École Nationale Supérieure des Mines de Nantes

Le tableau V.2 récapitule le volume horaire par an de mes enseignements à l'École Nationale Supérieure des Mines de Nantes entre septembre 2009 et juin 2014. Ces enseignements

1. EMARO+ : Erasmus Mundus Advanced RObotics. Le Master ARIA (Automatique, Robotique et Informatique appliquée) est co-habilité par l'École Centrale de Nantes, l'École des Mines de Nantes et l'Université de Nantes.
2. Les enseignements donnés aux élèves-ingénieurs le sont dans le cadre de l'option Robotique.
3. CM : Cours Magistraux ; TD : Travaux Dirigés ; TP : Travaux Pratiques.

se font sous la forme de vacations.

Il est à noter que pour l'année universitaire 2010–2011, j'ai accepté de remplacer l'enseignant qui donnait le cours de *Mécanique Générale*, ce dernier ayant quitté l'école sans avoir été remplacé.

Depuis septembre 2014, j'ai cessé mes activités d'enseignement à l'École Nationale Supérieure des Mines de Nantes pour me consacrer à celles que j'ai à l'École Centrale de Nantes.

Table V.2 – Mes activités d'enseignement à l'École Nationale Supérieure des Mines de Nantes

Dates	Public	Intitulé du cours	CM [h/an]	TD [h/an]	TP [h/an]
sep. 2009 à juin 2014	Élèves-ingénieurs 1ère année	Calcul Variationnel	12	0	0
sep. 2010 à juin 2011	Élèves-ingénieurs 1ère année	Mécanique Générale	24	0	0

V.3 Institut National des Sciences Appliquées de Rennes

Le tableau V.3 récapitule le volume horaire par an de mes enseignements à l'Institut National des Sciences Appliquées de Rennes[4]. Mes interventions y ont principalement eu lieu lorsque j'étais moniteur universitaire en sciences pour l'ingénieur du Ministère de l'Enseignement Supérieur, de la Recherche et des Technologies, rattaché à l'Institut National des Sciences Appliquées de Rennes dans le département de Génie Mécanique et Automatique.

Table V.3 – Mes activités d'enseignement à l'Institut National des Sciences Appliquées de Rennes

Dates	Public	Intitulé du cours	CM [h/an]	TD [h/an]	TP [h/an]
sep. 2012 à juin 2013	Élèves-ingénieurs 1ère année	Mécanique Générale	16	20	0
sep. 2004 à juin 2007	Élèves-ingénieurs 1ère année	Mécanique Générale	12	20	12
sep. 2004 à juin 2007	Élèves-ingénieurs 4ème année	Mécanique des Fluides	0	0	32
sep. 2005 à juin 2007	Élèves-ingénieurs 2ème année	Mécanique des Milieux Continus	0	8	0

Il est à noter que pour l'année universitaire 2012–2013, j'ai accepté de remplacer un des enseignants qui donnait le cours de *Mécanique Générale*, ce dernier ayant quitté l'école sans avoir été remplacé.

4. L'enseignement à l'INSA se fait en cinq ans, les étudiants étant recrutés directement après le Baccalauréat.

À l'heure actuelle, je ne donne plus d'enseignements à l'Institut National des Sciences Appliquées de Rennes.

VI

Synthèse des Activités de Recherche

En complément de la description succincte de mes activités de recherche faite dans le chapitre I, cette partie détaille davantage mes travaux autour de la maîtrise de la dynamique des robots parallèles.

Ce chapitre se divise en deux sections :

— la section VI.1 est une approche qu'on pourrait qualifier de "classique" qui part du principe qu'on ne cherche pas à modifier l'architecture du robot créé pour améliorer ses performances dynamiques (ou bien qu'on la modifie à la marge), mais que l'on cherche à les maîtriser par une planification de trajectoires optimales, une modélisation fine, un contrôleur avancé, etc.

— la section VI.2 s'inscrit dans une autre démarche plus "intégrée" qui est de penser que, pour certaines applications, il est nécessaire de réaliser un travail de reconception des mécanismes robotisés permettant d'obtenir un robot avec des performances dynamiques améliorées de manière intrinsèque, grâce à son architecture, voire grâce à la bonne adéquation {architecture de robot – contrôleur} (et pas uniquement grâce au contrôleur, à une planification de trajectoires optimales, à la modélisation, etc.)

Notons que ces deux approches ne sont pas antagonistes, mais qu'au contraire, elles sont complémentaires.

VI.1 Maîtrise de la dynamique des robots parallèles

L'amélioration et la maîtrise des performances dynamiques des robots parallèles (une fois le robot conçu et fabriqué) est un sujet vaste avec de nombreux points restant à traiter. Aussi ai-je décidé de me concentrer sur les quatre points suivants qui ont retenu mon attention :

1. L'étude des conditions de dégénérescence du modèle dynamique des robots parallèles,
2. L'identification des paramètres du modèle dynamique rigide,
3. La modélisation élastodynamique,
4. La proposition de techniques d'équilibrage.

Les résultats associés à ces travaux de recherche sont synthétisés dans les sections VI.1.1 à VI.1.4.

VI.1.1 Étude des conditions de dégénérescence du modèle dynamique des robots parallèles

VI.1.1.1 Introduction

Les robots parallèles ont été de plus en plus utilisés dans l'industrie depuis les dernières décénies. Cela est dû à leurs principaux avantages (par rapport aux robots sériels) qui sont [Mer06b] :

— une meilleure raideur intrinsèque,

— un rapport {charge utile} / {masse totale en mouvement} élevé,

— de plus grandes capacités de vitesse et d'accélération.

Cependant, leur principal inconvénient est sans doute la présence de singularités dans leur espace de travail, singularités qui divisent l'espace de travail en différents aspects (chaque aspect correspondant à un ou plusieurs modes d'assemblage [Mer06b]) et à proximité desquelles leurs performances sont drastiquement réduites.

Il existe différents types de singularités, qui en général, conduisent à deux types différents de phénomènes (qui peuvent se combiner éventuellement pour une même configuration) :

1. la perte de capacité pour le robot de se mouvoir suivant une (ou plusieurs) direction(s) donnée(s) (de manière instantanée ou pas) : c'est le cas des singularités dites de *Type 1* [GA90] qui correspondent de manière usuelle à une extrémité de l'espace de travail,
2. le gain d'un (ou plusieurs) degré(s) de liberté (*ddl*) non contrôlé(s) (de manière instantanée ou pas) : les singularités dites de *Type 2* [GA90] ou les *singularités de contrainte* [ZBG02] appartiennent à cette catégorie. Un autre type de singularités, qui est moins connu que celles mentionnées précédemment, appartient aussi à cette catégorie : les *singularités LPJTS* (pour "*Leg Passive Joint Twist System*[1]") qui correspondent à la dégénérescence du système des torseurs cinématiques représentant les déplacements des articulations passives d'une jambe donnée [ZFB94b] ; [ZFB94a] ; [CC09]. A proximité de ces configurations, la raideur du robot est diminuée et la transmission des efforts est détériorée.

Notons que des robots très connus ont des singularités *LPJTS* : les robots de la famille Tripteron ou Isoglide [Gos09] ; [KG11] ; [KG02] ; [Gog04] ; [CP02a] ; [Riz+07] ; [SB14].

Afin d'augmenter la taille de l'espace de travail opérationnel des robots parallèles, plusieurs approches ont été envisagées dans le passé :

— La conception de robots sans singularité : ceci peut être obtenu par des approches de conception optimale [BPC10] ; [LWP06] ou en créant des mécanismes pleinement isotropes [KG02] ; [Gog04] ; [CP02a] (c'est-à-dire des mécanismes qui n'ont pas de singularités de Type 2, mais qui peuvent cependant avoir des singularités *LPJTS*). Cette solution est la plus usuelle, mais elle conduit souvent à la réalisation de robots

1. Pour simplifier la notation, et en m'excusant auprès des puristes, j'utiliserai délibérément une dénomination anglophone ici.

avec un petit rapport {taille de l'espace de travail opérationel} / {encombrement du robot} ou à la réalisation d'architectures de faible intérêt pratique.

— L'utilisation de la redondance [YFT94] ; [KH92] ; [Mül05] ; [Kot+10] ou l'utilisation de mécanismes à modes d'actionnement variables [ABG08a] ; [RCC08] : Ces derniers peuvent changer leurs modes d'actionnement et ainsi éviter des singularités sans ajout de moteurs additionnels. Cependant, le changement de mode d'actionnement doit se faire à l'arrêt, ce qui implique une augmentation du temps de cycle.

— La planification de trajectoires pour changer le mode de fonctionnement des jambes du robot : la manière usuelle de procéder est de traverser une singularité de Type 1 et de reconfigurer une jambe [BBB14], c'est pourquoi on parle de *changement singulier de mode de fonctionnement*. En changeant la configuration de la jambe, la position des singularités de Type 2 qui divisent l'espace de travail en plusieurs aspects change. Ainsi, le robot est capable d'accéder à de nouvelles zones [Cam+10]. Il doit être mentionné qu'on peut aussi changer la configuration de la jambe en passant par une singularité *LPJTS*, mais, comme je vais le montrer plus loin, ceci implique la planification de trajectoires spéciales évitant la dégénérescence du modèle dynamique.

— La planification de trajectoires pour changer le mode d'assemblage du robot : une possibilité est de contourner un point particulier de l'espace de travail, par exemple un point "*cusp*" [ZWC08]. Cependant cette solution est difficile à mettre en place pour deux raisons majeures :

  - peu de mécanismes possèdent ces points particuliers,
  - la recherche de ces points particuliers dans l'espace de travail nécessite des compétences avancées dans les techniques de résolution algébrique des modèles géométriques et est pour l'instant laissée entre les mains de quelques spécialistes reconnus au niveau international.

  Une autre approche consiste à traverser directement une singularité de Type 2 en s'aidant de l'inertie générée par les corps du robot en mouvement [BA08b] ; [Ide05] ; [Hes+04]. Dans ce cas, on parle de *changement singulier de mode d'assemblage*.

Les deux dernières solutions (c'est-à-dire le changement singulier de modes de fonctionnement ou d'assemblage) semblent prometteuses, car elles permettent d'augmenter considérablement la taille de l'espace de travail opérationnel de n'importe quel robot parallèle, en utilisant seulement un générateur de trajectoires optimales associé éventuellement à un contrôleur dédié. Cependant, comme je vais le montrer par la suite, pour traverser une singularité de Type 2 ou une singularité *LPJTS*, il est nécessaire de satisfaire des critères basés sur l'analyse de la dégénérescence du modèle dynamique des robots parallèles.

C'est pourquoi, dans cette section, j'ai étudié les conditions de dégénérescence du modèle dynamique des robots parallèles. Notons que, bien que généralisable, l'étude est restreinte au cas des robots parallèles non redondants, car les robots redondants sont réalisés à la base pour éviter les problèmes liés aux singularités.

VI.1.1.2 Modèle dynamique inverse des robots parallèles

Il existe de nombreuses méthodes permettant le calcul du modèle dynamique inverse (*MDI*) des robots parallèles rigides. On citera par exemple les ouvrages [Moo07] ; [KD02] ; [SSD13] ; [Ang03] ; [BK15a].

Le travail sur la modélisation dynamique des robots parallèles a débuté avec l'analyse de la dynamique des plates-formes de Gough-Stewart [HH79] ; [Fic86]. Ces études étaient centrées la plupart du temps sur des hypothèses simplificatrices ne prenant en compte que la dynamique de la plate-forme, ou bien ne prenant pas en compte le fait que les premières liaisons étaient des cardans, et non pas des rotules. Par la suite, d'autres travaux ont présenté des méthodes plus élaborées permettant de calculer le modèle dynamique des robots parallèles en utilisant différents formalismes de la mécanique. Par exemple, Lee & Shah [LS88], Geng et al. [Gen+92], Lebret et al. [LLL93], Ait-Ahmed [Ait93], Bhattacharya et al. [BHG97] ; [BNU98], Liu et al. [LLL00], Abdellatif et al. [AH09], Gugliemetti et al. [GL94] et Miller [Mil04] ont utilisé le formalisme d'Euler-Lagrange. Le principe des travaux virtuels a été utilisé par Codourey [CB97] et Tsai [Tsa00]. D'un autre côté, les équations de Newton-Euler (appelées couramment en France "*principe fondamental de la dynamique*" qui dérive de la deuxième loi de Newton) ont été utilisées par Sugimoto [Sug89], Reboulet et al. [RB91], Ji [Ji93], Gosselin [Gos93], Dasgupta et al. [DM98b] ; [DM98a] ; [DC99].

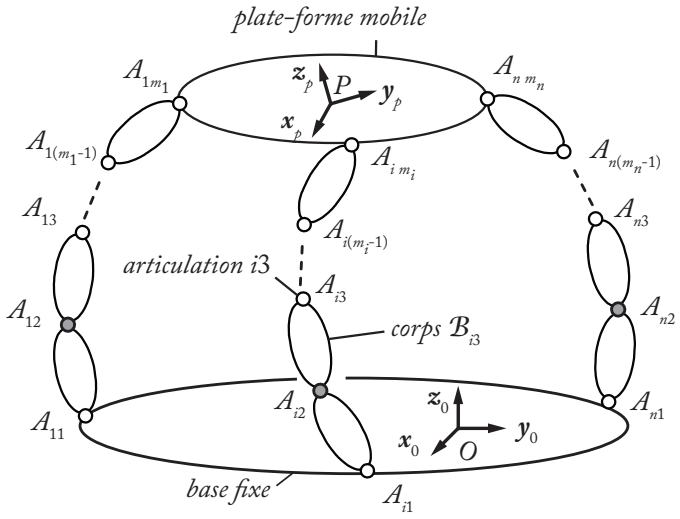
Plus récemment, Fu et al. [FYW07], Vakil et al. [VPZ08], Carricato & Gosselin [CG09b] et Afroun et al. [ADV12] ont mis en exergue des erreurs communes dans de nombreuses méthodes qui sont liées au paramétrage des articulations des jambes (principalement sur l'exemple de la plate-forme de Gough-Stewart). Ces erreurs de paramétrage conduisent à des erreurs de calcul du modèle dynamique. Un autre travail [ÖAM13] a présenté une réécriture du modèle dynamique basée sur le fait que les codeurs du robot n'étaient plus utilisés pour contrôler le robot, cette information étant remplacée par l'observation de ses jambes par vision.

Dans ce mémoire, la méthode de modélisation proposée dans [KD04] ; [KI07] ; [BK15a] est utilisée car elle présente deux avantages pour notre étude. Tout d'abord, elle permet de prendre en compte la dynamique de tous les corps du mécanisme. Par ailleurs, l'utilisation de cette méthode conduit à l'obtention d'une forme analytique *générique* du modèle dynamique qui permet de facilement distinguer ses problèmes de dégénérescence. Cette méthode est donc celle appliquée dans la suite de ce mémoire.

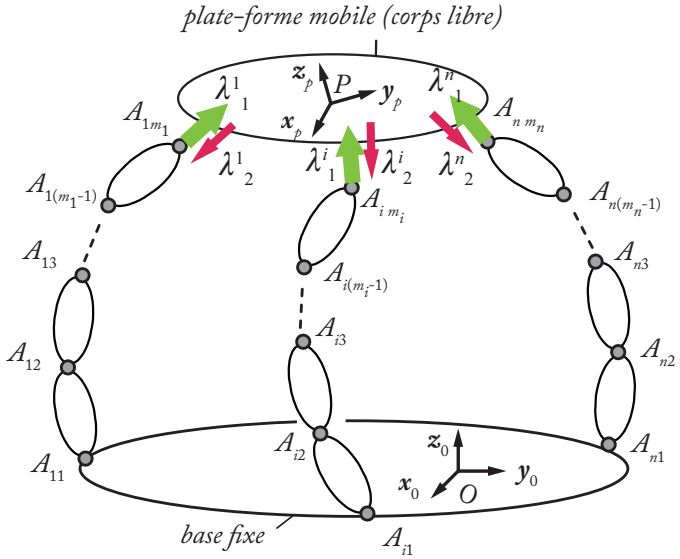
On considère un robot parallèle générique composé d'une plate-forme mobile reliée à une base fixe par n jambes (Fig. VI.1(a)). Ici, chaque jambe est considérée d'architecture sérielle avec un seul actionneur par jambe, mais la méthodologie s'étend aisément à des jambes d'architectures plus complexes avec plusieurs actionneurs par jambe.

Le calcul du *MDI* suivant la méthode décrite dans [KD04] ; [KI07] ; [BK15a] se fait en deux étapes :

1. Dans un premier temps, on ouvre virtuellement toutes les boucles et on détache chaque



(a) Chaîne cinématique (A_{kj} est la $j^{\text{ème}}$ articulation de la jambe k, notée articulation jk, le corps situé entre les articulations kj et $k, j+1$ est noté corps $\mathcal{B}_{kj}$)



(b) Système virtuel ouvert

Figure VI.1 – Modélisation générale d'un robot parallèle.

jambe de la plate-forme mobile (figure VI.1(b)). Pour chaque jambe, on considère que chaque articulation est virtuellement actionnée. On a alors deux systèmes virtuels : un robot arborescent virtuel composé de n jambes indépendantes dont toutes les articulations deviennent actionnées, et un corps mobile virtuel libre (la plate-forme). On peut alors calculer le modèle dynamique de chacun de ces deux systèmes virtuels en utilisant une procédure basée sur les équations de Newton-Euler [KI07] ; [BK15a],

2. Dans un second temps, on referme chaque boucle en reliant chaque jambe à la plate-forme mobile. Pour que cela soit possible, les deux systèmes virtuels doivent s'as-

sembler (conditions géométriques et cinématiques correspondant aux équations de fermeture de boucle) et avoir des comportements dynamiques compatibles (les efforts de contrainte à appliquer sur ces deux systèmes virtuels afin de fermer la structure représentés par des multiplicateurs de Lagrange doivent être égaux). Cette dernière étape nécessite le calcul de matrices jacobiennes cinématiques du mécanisme.

On peut alors obtenir le *MDI* complet du mécanisme parallèle par l'utilisation directe des multiplicateurs de Lagrange [KD04] ; [BK15a], en combinaison avec les équations de contrainte cinématique reliant les vitesses de la plate-forme aux vitesses des articulations passives et actives, et qui sont définies dans l'annexe A par :

$$\mathbf{A}_p\mathbf{t}_r + \mathbf{B}_p\dot{\mathbf{q}}_a = \mathbf{0} \tag{VI.1}$$

$$\mathbf{J}_{tk}\mathbf{t}_r - \mathbf{J}_{k_a}\dot{\mathbf{q}}_a - \mathbf{J}_{kd}\dot{\mathbf{q}}_d = \mathbf{0} \tag{VI.2}$$

où :

— $\mathbf{t}_r$ est le vecteur regroupant les composantes indépendantes du torseur cinématique $\mathbf{t}$ et est défini tel que :

$$\mathbf{t} = \mathbf{D}\mathbf{t}_r \tag{VI.3}$$

avec $\mathbf{D}$ une matrice de dimension $(n \times 6)$,

— $\dot{\mathbf{q}}_a$ est le vecteur des vitesses des articulations actives du robot,

— $\dot{\mathbf{q}}_d$ est le vecteur des vitesses des articulations passives du robot,

— $\mathbf{A}_p$ est la matrice jacobienne cinématique parallèle de dimension $(n \times n)$ [Mer06b],

— $\mathbf{B}_p$ est la matrice jacobienne cinématique sérielle de dimension $(n \times n)$ [Mer06b],

— $\mathbf{J}_{k_d}$ est la matrice jacobienne cinématique reliant les mouvements indépendants de l'extrémité des jambes aux mouvements des articulations passives. Il s'agit d'une matrice carrée diagonale par blocs, de taille $(n_d \times n_d)$,

— $\mathbf{J}_{k_a}$ est la matrice jacobienne cinématique reliant les mouvements indépendants de l'extrémité des jambes aux mouvements des articulations actives de chaque jambe. Cette matrice est de dimension $(n_d \times n)$,

— $\mathbf{J}_{tk}$ est une matrice jacobienne cinématique de dimension $(n_d \times 6)$ qui décrit le déplacement de l'extrémité des jambes en fonction du torseur cinématique de la plate-forme.

Ainsi, le modèle dynamique prend la forme (cf. annexe A) :

$$\boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{\tau}_{t_a} - \mathbf{J}_{k_a}^T\boldsymbol{\lambda}_1 - \mathbf{B}_p^T\boldsymbol{\lambda}_2 \tag{VI.4}$$

où :

— $\boldsymbol{\tau}$ est le vecteur des efforts (de taille n) appliqués par les n actionneurs du robot,

— $\boldsymbol{\tau}_{t_a}$ est le vecteur de taille n des efforts virtuels dans les articulations de la structure virtuelle *correspondant aux articulations actives* de la structure réelle, et est défini tel que

$$\boldsymbol{\tau}_{t_a} = \frac{d}{dt}\left[\frac{\partial L}{\partial \dot{\mathbf{q}}_a}\right] - \frac{\partial L}{\partial \mathbf{q}_a} \tag{VI.5}$$

où L est le Lagrangien du robot virtuel arborescent.

— $\boldsymbol{\tau}_{t_d}$ est le vecteur de taille n_d (n_d représentant le nombre d'articulations passives) des efforts virtuels dans les articulations de la structure virtuelle *correspondant aux articulations passives* de la structure réelle, et est défini tel que

$$\boldsymbol{\tau}_{t_d} = \frac{d}{dt}\left[\frac{\partial L}{\partial \dot{\mathbf{q}}_d}\right] - \frac{\partial L}{\partial \mathbf{q}_d} \tag{VI.6}$$

— $\boldsymbol{\lambda}_1$ regroupe les torseurs des efforts de contrainte $\boldsymbol{\lambda}_1^1$ à $\boldsymbol{\lambda}_1^n$ (définis sur la figure VI.1(b)). Ces contraintes sont celles appliquées par le robot arborescent virtuel sur la plate-forme aux points A_{k,m_k}. Le vecteur $\boldsymbol{\lambda}_1$ est relié aux efforts virtuels $\boldsymbol{\tau}_{t_d}$ dans les articulations du robot arborescent virtuel par l'équation :

$$\mathbf{J}_{k_d}^T \boldsymbol{\lambda}_1 = \boldsymbol{\tau}_{t_d} \tag{VI.7}$$

On notera que l'équation (VI.7) représente la dynamique des jambes passives en contact avec l'environnement extérieur (dans notre cas, il s'agit de la plate-forme sur laquelle sont appliqués les torseurs regroupés dans $\boldsymbol{\lambda}_1$).

— $\boldsymbol{\lambda}_2$ regroupe les valeurs des normes des torseurs des efforts appliqués par la plate-forme sur les jambes aux points A_{k,m_k} ($\boldsymbol{\lambda}_2^T = [\lambda_2^1 \dots \lambda_2^n]$ – Fig. VI.1(b)). Le vecteur $\boldsymbol{\lambda}_2$ est relié aux vecteurs $\boldsymbol{\lambda}_1$ et $\boldsymbol{\tau}_p$ ($\boldsymbol{\tau}_p$ représentant le torseur des efforts de réaction de la plate-forme virtuelle libre) par l'équation :

$$-\mathbf{J}_{tk}^T \boldsymbol{\lambda}_1 + \mathbf{A}_p^T \boldsymbol{\lambda}_2 = \boldsymbol{\tau}_{pr} \tag{VI.8}$$

où $\boldsymbol{\tau}_{pr}$ est un sous-ensemble de $\boldsymbol{\tau}_p$ tel que

$$\boldsymbol{\tau}_{pr} = \mathbf{D}^T \boldsymbol{\tau}_p \tag{VI.9}$$

la matrice $\mathbf{D}$ étant définie en (VI.3).

On remarquera que l'équation (VI.8) traduit l'équilibre de la plate-forme et le fait que le système virtuel est contraint à réaliser le même mouvement que le système réel. En d'autres termes, cette équation traduit les conditions dynamiques de fermeture des boucles.

En introduisant les valeurs de $\boldsymbol{\lambda}_1$ et $\boldsymbol{\lambda}_2$ calculées à partir des équations (VI.7) et (VI.8) dans l'équation (VI.4), on obtient le modèle dynamique du robot parallèle réel :

$$\boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{\tau}_{t_a} + (-\mathbf{J}_{k_a}^T - \mathbf{B}_p^T \mathbf{A}_p^{-T} \mathbf{J}_{tk}^T) \mathbf{J}_{k_d}^{-T} \boldsymbol{\tau}_{t_d} - \mathbf{B}_p^T \mathbf{A}_p^{-T} \boldsymbol{\tau}_{pr} \tag{VI.10}$$

L'équation (VI.10) donne l'expression *générale et complète* du modèle dynamique inverse d'un robot parallèle.

Remarquons que le modèle n'est valide que si les matrices $\mathbf{A}_p$ et $\mathbf{J}_{k_d}$ sont de rang plein. Les conditions de dégénérescence de ces matrices et leur impact sur la dynamique du robot parallèle sont étudiés dans la partie suivante.

VI.1.1.3 Analyse des conditions de dégénérescence du *MDI*

Conditions de dégénérescence liées à la perte de rang de la matrice $\mathbf{A}_p$

L'équation de contrainte cinématique reliant les vitesses articulaires $\dot{\mathbf{q}}_a$ aux vitesses cartésiennes de l'effecteur $\mathbf{t}_r$ est donnée par (VI.1). Dans cette équation, on appelle $\mathbf{A}_p$ la matrice jacobienne cinématique parallèle [Mer06a] ; [GA90].

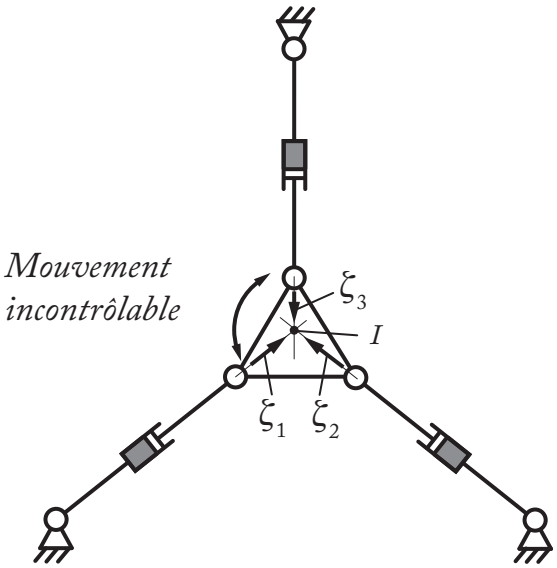


Figure VI.2 – Mécanisme 3-$R\underline{P}R$ en singularité de Type 2

La matrice $\mathbf{A}_p$ devient singulière si et seulement si le mécanisme est en singularité de Type 2 [GA90] (également appelée singularité parallèle [Mer06b]). La figure VI.2 représente un mécanisme 3-$R\underline{P}R$ en singularité de Type 2. Dans une singularité de Type 2, au moins un mouvement de la plate-forme devient incontrôlable. Dans le cas du mécanisme 3-$R\underline{P}R$ présenté ici, ce mouvement est une rotation instantanée autour du point I.

Réécrivons l'équation (VI.8) sous la forme

$$\mathbf{A}_p^T \boldsymbol{\lambda}_2 = \mathbf{w}_p \tag{VI.11}$$

avec $\mathbf{w}_p = \boldsymbol{\tau}_{pr} + \mathbf{J}_{tk}^T \boldsymbol{\lambda}_1$.

D'après l'équation (VI.11), lorsque la matrice $\mathbf{A}_p$ est singulière, il peut exister un vecteur $\boldsymbol{\lambda}_2$ non nul correspondant à des valeurs nulles de $\mathbf{w}_p$. Il existe alors une infinité de solutions pour le vecteur $\boldsymbol{\lambda}_2$ et la plate-forme n'est donc pas en position d'équilibre. Une autre conséquence est que, à proximité d'une singularité de Type 2, le vecteur des efforts des actionneurs $\boldsymbol{\tau}$ peut considérablement augmenter puisqu'il est proportionnel à l'inverse du déterminant de $\mathbf{A}_p$ (qui tend vers 0 lorsque le mécanisme approche d'une singularité de Type 2). En singularité de Type 2, le mécanisme peut donc casser si les efforts sont supérieurs aux efforts maximums tolérés par les éléments du robot ou être incapable de suivre la trajectoire désirée si les efforts appliqués par les actionneurs sont saturés (par mesure de sécurité ou suite aux contraintes technologiques des actionneurs).

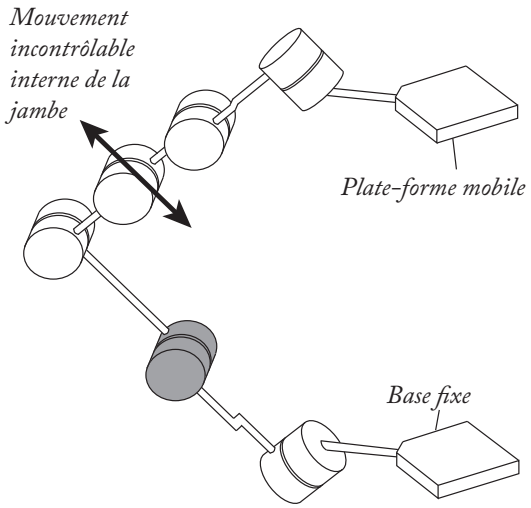


Figure VI.3 – Exemple de singularité *LPJTS*

Conditions de dégénérescence liées à la perte de rang de la matrice $\mathbf{J}_{k_d}$

On a vu précédemment que la matrice $\mathbf{J}_{k_d}$ est la matrice jacobienne cinématique reliant les mouvements indépendants de l'extrémité des jambes aux déplacements des articulations passives de chaque jambe. Cette matrice est diagonale par bloc, elle est donc singulière si et seulement si au moins une matrice bloc de sa diagonale $\mathbf{J}_{k_{di}}$ est singulière.

Chaque matrice $\mathbf{J}_{k_{di}}$ est la matrice jacobienne cinématique reliant le torseur cinématique de la dernière articulation de la jambe i (articulation reliée à la plate-forme mobile) aux vitesses $\dot{\mathbf{q}}_{d_i}$ des articulations passives de cette même jambe. Si le $i^{\text{ème}}$ bloc de $\mathbf{J}_{k_d}$ est singulier, alors la sous-chaîne cinématique composée de l'ensemble des articulations passives de la jambe i est singulière. Ces singularités, appelées singularités *LPJTS*, ont été décrites dans [CC09] ; [ZFB94b] ; [ZFB94a]. La figure VI.3 représente un exemple d'une telle singularité (l'articulation représentée en gris étant là encore une articulation active). Dans une telle configuration, une jambe du mécanisme acquiert un mouvement interne incontrôlable, alors que la plate-forme mobile reste contrôlée et rigide. Les singularités *LPJTS* peuvent donc séparer l'espace des positions accessibles par la partie passive de la jambe en différents aspects, empêchant ainsi la jambe d'atteindre l'ensemble des configurations possibles [CC09].

Ces singularités sont présentes sur un certain nombre d'architectures parallèles, dont les exemples les plus connus sont probablement les architectures de type Tripteron, Quadrupteron et Isoglide [Gos09] ; [Gog04].

D'après l'équation (VI.7), lorsque la matrice $\mathbf{J}_{k_d}$ est singulière, il peut exister un vecteur $\boldsymbol{\lambda}_1$ non nul correspondant à des valeurs nulles de $\boldsymbol{\tau}_{t_d}$. De plus, il existe une infinité de solutions pour le vecteur $\boldsymbol{\lambda}_1$ et au moins une jambe n'est donc pas en position d'équilibre. Une autre conséquence est que, à proximité d'une singularité *LPJTS*, le vecteur des efforts des actionneurs $\boldsymbol{\tau}$ peut considérablement augmenter puisqu'il est proportionnel à l'inverse du déterminant de $\mathbf{J}_{k_d}$ (qui tend vers 0 lorsque le mécanisme approche d'une singularité *LPJTS*). De manière analogue à ce qui se passe en singularité de Type 2, en singularité

LPJTS, le mécanisme peut donc casser (si les efforts sont supérieurs aux efforts maximums tolérés par la structure) ou être incapable de suivre la trajectoire désirée si les efforts appliqués par les actionneurs sont saturés (par mesure de sécurité ou suite aux contraintes technologiques des actionneurs).

VI.1.1.4 Conditions de non-dégénérescence du *MDI*

Trajectoires permettant la traversée de singularités de Type 2

On s'intéresse ici à la dégénérescence de la matrice $\mathbf{A}_p$ (et donc à la dégénérescence du *MDI* en singularités de Type 2) afin de prouver qu'il est possible de planifier une trajectoire permettant de traverser ces singularités sans que le modèle dynamique ne dégénère.

Comme expliqué précédemment, l'équation (VI.11) représente l'équilibre de la plate-forme de sorte que les boucles du mécanisme puissent être refermées. Le terme $\mathbf{w}_p$ représente donc la somme des termes :

— d'inertie, des effets gravitationnels et des efforts extérieurs appliqués sur la plate-forme,

— des forces de réaction appliquées par les jambes sur la plate-forme (forces dues aux inerties et aux effets gravitationnels des jambes).

On définit $\mathbf{w}_b$ de sorte que l'équation (VI.4) s'écrive sous la forme :

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{w}_b - \mathbf{B}_p^T \boldsymbol{\lambda}_2 \tag{VI.12}$$

où $\mathbf{w}_b$ est donc donné par :

$$\mathbf{w}_b = \boldsymbol{\tau}_{t_a} - \mathbf{J}_{k_a}^T \boldsymbol{\lambda}_1 = \boldsymbol{\tau}_{t_a} - \mathbf{J}_{k_a}^T \mathbf{J}_{k_d}^{-T} \boldsymbol{\tau}_{t_d} \tag{VI.13}$$

Pour des raisons de clarté, on rappelle que $\boldsymbol{\lambda}_2$ se calcule grâce à l'équation (VI.11) donnée par :

$$\mathbf{A}_p^T \boldsymbol{\lambda}_2 = \mathbf{w}_p \tag{VI.14}$$

avec $\mathbf{w}_p = \boldsymbol{\tau}_{pr} + \mathbf{J}_{tk}^T \boldsymbol{\lambda}_1$.

Lorsque la matrice $\mathbf{A}_p$ n'est pas inversible [2], il existe par définition un vecteur $\mathbf{t}_s$ non nul tel que :

$$\mathbf{A}_p \mathbf{t}_s = \mathbf{0} \Leftrightarrow \mathbf{t}_s^T \mathbf{A}_p^T = \mathbf{0} \tag{VI.15}$$

Ce vecteur $\mathbf{t}_s$ représente un torseur cinématique qui décrit le mouvement incontrôlable de la plate-forme en singularité de Type 2 [Mer06b] ; [BK15a].

En multipliant la partie gauche de l'égalité (VI.14) par $\mathbf{t}_s^T$ lorsque le robot est en singularité de Type 2, on obtient :

$$\mathbf{t}_s^T \mathbf{A}_p^T \boldsymbol{\lambda}_2 = 0 \tag{VI.16}$$

2. On considère par la suite des pertes de rang égales à 1 pour les matrices $\mathbf{A}_p$ et $\mathbf{J}_{k_d}$, mais les méthodologies sont applicables à des pertes de rang d'ordre supérieur.

En multipliant la partie droite de l'équation (VI.14) par $\mathbf{t}_s^T$, on doit donc obtenir :

$$\mathbf{t}_s^T \mathbf{w}_p = 0 \tag{VI.17}$$

Si ce n'est pas le cas, le modèle dynamique dégénère.

> Cette condition traduit le fait que lorsque le manipulateur traverse une singularité de Type 2, la somme des torseurs des efforts appliqués sur la plate-forme (par les jambes, les effets d'inertie et de gravitation ainsi que les efforts extérieurs) $\mathbf{w}_p$ doit être réciproque au mouvement incontrôlable de la plate-forme $\mathbf{t_s}$.

En d'autres termes, la puissance de ces torseurs suivant la direction du mouvement incontrôlable doit être nulle. Sinon, le modèle dynamique sera dégénéré.

Notons que (VI.17) est une équation qui, pour une configuration singulière donnée, relie la vitesse et l'accélération du robot lors de la traversée de la singularité. Ainsi, on peut utiliser cette relation pour définir des conditions de vitesse et accélération à respecter pour traverser la singularité.

Trajectoires permettant la traversée de singularités LPJTS

Pour des raisons de clarté, on rappelle l'équation (VI.7) :

$$\mathbf{J}_{k_d}^T \boldsymbol{\lambda}_1 = \boldsymbol{\tau}_{t_d} \tag{VI.18}$$

Comme expliqué précédemment, le terme $\boldsymbol{\tau}_{t_d}$ représente les efforts d'entrée virtuels dans les articulations de la structure virtuelle arborescente correspondant aux articulations passives de la structure réelle. De plus, nous avons vu que l'équation (VI.18) représente la dynamique des jambes passives en contact avec l'environnement extérieur (dans notre cas, il s'agit de la plate-forme sur laquelle sont appliqués les torseurs des efforts $\boldsymbol{\lambda}_1$).

Lorsque la matrice $\mathbf{J}_{k_d}$ est singulière, il existe un vecteur non nul $\dot{\mathbf{q}}_d^s$ tel que :

$$\mathbf{J}_{k_d} \dot{\mathbf{q}}_d^s = \mathbf{0} \quad \Leftrightarrow \quad \dot{\mathbf{q}}_d^{sT} \mathbf{J}_{k_d}^T = \mathbf{0} \tag{VI.19}$$

$\dot{\mathbf{q}}_d^s$ représente les vitesses des articulations passives décrivant le mouvement incontrôlable des jambes en singularité *LPJTS*. En multipliant la partie gauche de l'équation (VI.18) par $\dot{\mathbf{q}}_d^{sT}$, on obtient :

$$\dot{\mathbf{q}}_d^{sT} \mathbf{J}_{k_d}^T \boldsymbol{\lambda}_1 = 0 \tag{VI.20}$$

De même que pour les singularités de Type 2, on en déduit donc que pour que le *MDI* du robot parallèle ne dégénère pas, le torseur des efforts $\boldsymbol{\tau}_{t_d}$ doit respecter le critère :

$$\dot{\mathbf{q}}_d^{sT} \boldsymbol{\tau}_{t_d} = 0 \tag{VI.21}$$

Ce critère signifie que :

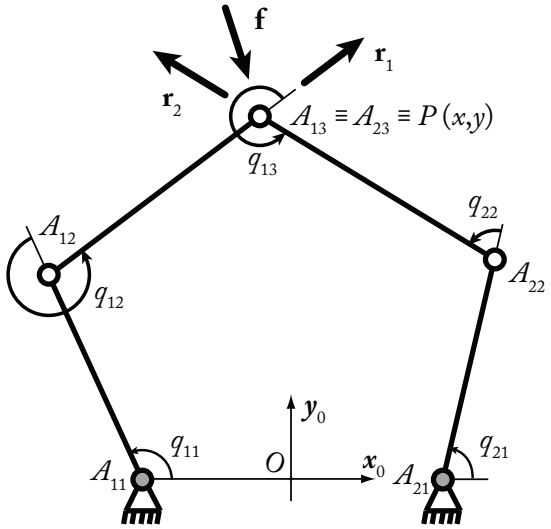


Figure VI.4 – Transmission des efforts dans le mécanisme à cinq barres dans une configuration quelconque.

> Afin d'éviter de calculer des efforts infinis en traversant une singularité *LPJTS*, les efforts d'entrée dans les articulations du système virtuel correspondant aux articulations passives du mécanisme réel doivent être réciproques au mouvement incontrôlable de la jambe passive qui est en singularité.

Autrement dit, la puissance de ces efforts suivant la direction incontrôlable de la jambe doit être nulle.

Notons que, comme pour le critère (VI.17), le critère (VI.21) est une équation qui, pour une configuration singulière donnée, relie la vitesse et l'accélération du robot lors de la traversée de la singularité. Ainsi, on peut utiliser cette relation pour définir des conditions de vitesse et accélération à respecter pour traverser la singularité.

VI.1.1.5 Exemples illustratifs

Exemple illustratif de non-dégénérescence du MDI *en singularité de Type 2*

Pour illustrer la condition (VI.17), on considère un mécanisme à cinq barres tel que représenté sur la figure VI.4. Ce mécanisme est composé de cinq liaisons pivots, deux actives (en gris sur la figure) et trois passives d'axe $\boldsymbol{z}_0$. Les liaisons pivots sont reliées entre elles par cinq corps, dont un est fixe (la base) et quatre sont mobiles.

Pour expliquer les phénomènes mis en jeu, considérons que le mécanisme ne bouge pas et que les efforts de la gravité sont annulés. Une unique force $\mathbf{f}$ est appliquée sur l'effecteur. Une analyse de la transmission des efforts montre que les réactions dans les articulations passives situées aux points A_{12} et P (A_{22} et P, resp.) sont colinéaires au vecteur $\overrightarrow{A_{12}P}$ ($\overrightarrow{A_{22}P}$, resp.) pour n'importe quelle configuration du mécanisme et que $\mathbf{f} = \mathbf{r}_1 + \mathbf{r}_2$ (avec $\mathbf{r}_i$ la force dans les articulations passives de la jambe i).

En singularité de Type 2, $\overrightarrow{A_{12}P}$ est colinéaire à $\overrightarrow{A_{22}P}$ et, donc, $\mathbf{r}_1$ est colinéaire à $\mathbf{r}_2$. On peut montrer que, dans une telle configuration, le robot gagne un *ddl* non contrôllé

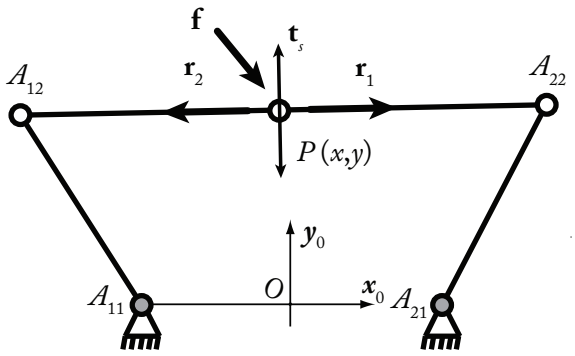


Figure VI.5 – Transmission des efforts dans le mécanisme à cinq barres dans une configuration singulière de Type 2 : le mouvement incontrôlable est décrit par le vecteur $\mathbf{t}_s$.

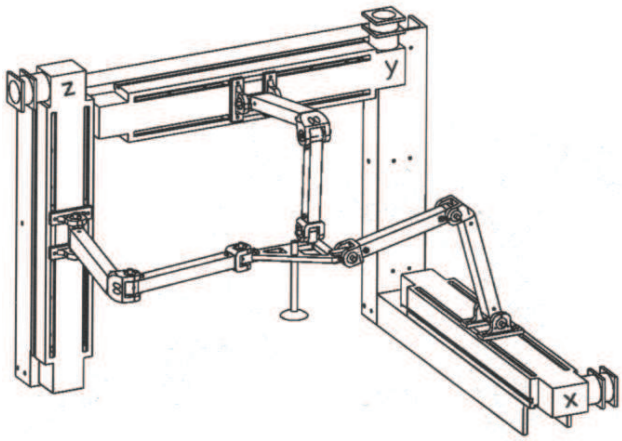


Figure VI.6 – Le Tripteron.

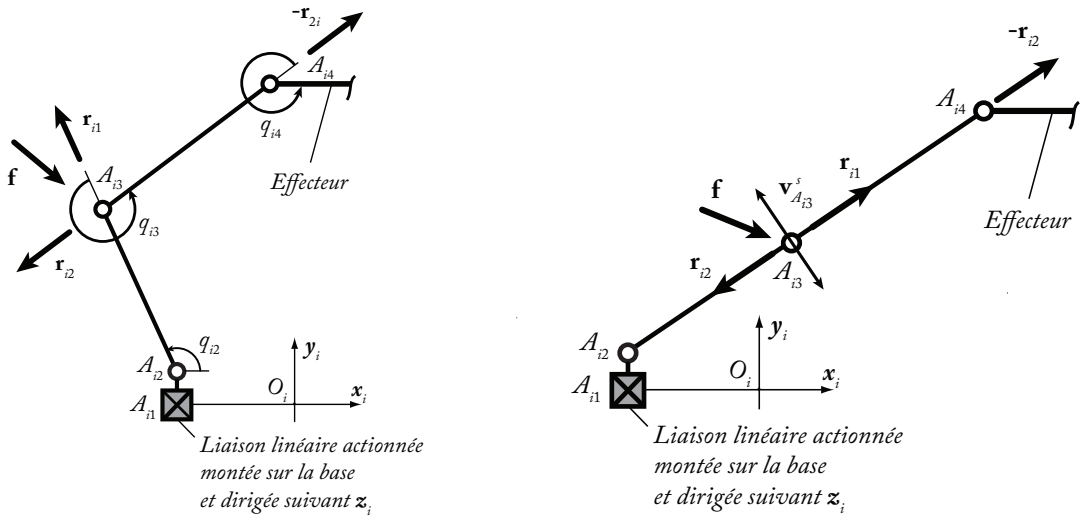
selon le vecteur $\mathbf{t}_s$ qui est perpendiculaire à $\overrightarrow{A_{12}P}$ et $\overrightarrow{A_{22}P}$ (Fig. VI.5). Afin de compenser une force $\mathbf{f}$ *non colinéaire* à $\mathbf{r}_1$ et $\mathbf{r}_2$ (c'est-à-dire pour laquelle le critère (VI.17) n'est pas satisfait puisque dans ce cas, $\mathbf{t}_s^T\mathbf{f}$ sera non nul), les réactions $\mathbf{r}_1$ et $\mathbf{r}_2$ doivent avoir une norme infinie. Si la force $\mathbf{f}$ est *colinéaire* à $\mathbf{r}_1$ et $\mathbf{r}_2$ (c'est-à-dire que le critère (VI.17) est satisfait puisque dans ce cas, $\mathbf{t}_s^T\mathbf{f}$ sera nul), les réactions $\mathbf{r}_1$ et $\mathbf{r}_2$ seront de normes finies.

On peut aussi voir le problème de la manière suivante : si la trajectoire désirée nécessite que le torseur des efforts appliqués sur la plate-forme $\mathbf{f}$ soit réciproque à la direction du mouvement incontrôlable $\mathbf{t}_s$ (c'est-à-dire que le critère (VI.17) soit respecté), les actionneurs seront capables de générer le mouvement désiré.

A contrario, si la trajectoire désirée nécessite que le torseur des efforts appliqués sur la plate-forme $\mathbf{f}$ soit orienté suivant n'importe quelle direction autre que réciproque à $\mathbf{t}_s$, les actionneurs seront incapables de générer la trajectoire désirée et les efforts désirés tendront vers l'infini.

Exemple illustratif de non-dégénérescence du *MDI* en singularité *LPJTS*

Pour illustrer le résultat précédent, on se propose d'étudier les singularités *LPJTS* du mécanisme Tripteron [KG02] représenté sur la figure VI.6. Ce robot comporte trois jambes identiques, chacune composée d'une articulation linéaire active (P) montée sur la base et reliée à la plate-forme mobile par une chaîne cinématique passive RRR faite de trois pivots



(a) Jambe i hors singularité

(b) Jambe i en singularité *LPJTS*

Figure VI.7 – Architecture cinématique de la jambe i du Tripteron.

passifs (Fig. VI.7(a)). Pour une jambe donnée, les axes de toute les liaisons sont colinéaires entre eux et sont orthogonaux aux axes des liaisons des deux autres jambes.

On considère que le mécanisme est en équilibre et que les forces de gravité sont annulées. On rappelle que dans le cas du mécanisme Tripteron, la matrice jacobienne cinématique $\mathbf{J}_p$ est la matrice identité $\mathbf{I}_3$ de dimension (3×3). En l'absence de toute force extérieure, si une force $\mathbf{f}_p$ est appliquée sur n'importe quel point de la plate-forme, les efforts des actionneurs valent :

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{J}_p^T \mathbf{f}_p = \mathbf{f}_p, \text{ avec } \mathbf{J}_p = \mathbf{I}_3 \tag{VI.22}$$

Afin d'illustrer la dégénérescence des efforts dans les actionneurs liée à une singularité *LPJTS*, on applique une force $\mathbf{f}$ au point A_{i3} (Fig. VI.7(a)). En analysant la transmission des efforts, on déduit que la réaction $\mathbf{r}_{i1}$ appliquée par la jambe $(A_{i2}A_{i3})$ dans l'articulation passive située au point A_{i3} (respectivement la réaction $\mathbf{r}_{i2}$ appliquée par la jambe $(A_{i3}A_{i2})$ dans l'articulation passive située au point A_{i3}) doit être colinéaire au vecteur $\overrightarrow{A_{i2}A_{i3}}$ (respectivement $\overrightarrow{A_{i3}A_{i4}}$) pour n'importe quelle configuration du robot, et $\mathbf{f} = \mathbf{r}_{i1} + \mathbf{r}_{i2}$. De plus, comme la force $-\mathbf{r}_{i2}$ est appliquée à la plate-forme à travers l'articulation passive située au point A_{i4}, on a d'après l'équation (VI.22) :

$$\boldsymbol{\tau} = -\mathbf{r}_{i2} \tag{VI.23}$$

En singularité *LPJTS* (figure VI.7(b)), les vecteurs $\overrightarrow{A_{i2}A_{i3}}$ et $\overrightarrow{A_{i3}A_{i4}}$ sont colinéaires, et donc les forces $\mathbf{r}_{i1}$ et $\mathbf{r}_{i2}$ le sont également. On peut prouver que, dans une telle configuration, le robot gagne un mouvement incontrôlable paramétré par le vecteur $\dot{\mathbf{q}}_d^s$ (qui représente le déplacement des articulations passives), et qui génère un déplacement $\mathbf{v}_{A_{i3}}^s$ au point A_{i3}. Ce déplacement est contenu dans le plan $\boldsymbol{x}_i O_i \boldsymbol{y}_i$ et orthogonal au vecteur $\overrightarrow{A_{i2}A_{i3}}$ (et donc au vecteur $\overrightarrow{A_{i3}A_{i4}}$).

Afin de contrer une force $\mathbf{f}$ non colinéaire à $\mathbf{r}_{i1}$ et $\mathbf{r}_{i2}$, et donc non réciproque au déplacement $\mathbf{v}^s_{A_{i3}}$, les réactions $\mathbf{r}_{i1}$ et $\mathbf{r}_{i2}$ doivent être de normes infinies, ce qui conduit d'après l'équation (VI.23) au calcul d'efforts infinis.

Étudions le critère de non dégénérescence du modèle dynamique en singularité *LPJTS*. Puisque ce mécanisme est entièrement découplé, on peut montrer que son modèle cinématique s'écrit sous la forme :

$$\dot{\mathbf{q}}_a = \mathbf{t}_r \tag{VI.24}$$

où $\dot{\mathbf{q}}_a$ est le vecteur des vitesses des articulations actives et $\mathbf{t}_r$ est le vecteur des vitesses de translation de la plate-forme. Soit $\mathbf{J}_{A_{i3}}$ la matrice jacobienne cinématique reliant la vitesse du point A_{i3} (représenté sur la figure VI.7(b)) notée $\mathbf{v}_{A_{i3}}$ aux vitesses des articulations passives $\dot{\mathbf{q}}_d$ (si on considère fixe l'actionneur de la jambe i), définie telle que :

$$\mathbf{v}_{A_{i3}} = \mathbf{J}_{A_{i3}}\dot{\mathbf{q}}_d \tag{VI.25}$$

D'après le principe des puissances virtuelles, $\boldsymbol{\tau}_{t_d}$ est le vecteur des efforts de la structure virtuelle défini tel que :

$$\boldsymbol{\tau}_{t_d} = \mathbf{J}^T_{A_{i3}}\mathbf{f} \Leftrightarrow \mathbf{f} = \mathbf{J}^{-T}_{A_{i3}}\boldsymbol{\tau}_{t_d} \tag{VI.26}$$

La puissance virtuelle due à $\mathbf{f}$ et au déplacement du point A_{i3} est donc égale à :

$$\mathbf{v}^T_{A_{i3}}\mathbf{f} = \dot{\mathbf{q}}^T_d\mathbf{J}^T_{A_{i3}}\mathbf{J}^{-T}_{A_{i3}}\boldsymbol{\tau}_{t_d} = \dot{\mathbf{q}}^T_d\boldsymbol{\tau}_{t_d} \tag{VI.27}$$

Si la force $\mathbf{f}$ est colinéaire à $\mathbf{r}_{i1}$ et $\mathbf{r}_{i2}$, elle est alors réciproque au déplacement $\mathbf{v}^s_{A_{i3}}$. Dans ce cas, on a $\dot{\mathbf{q}}^{sT}_d\boldsymbol{\tau}_{t_d} = {\mathbf{v}^s_{A_{i3}}}^T\mathbf{f} = 0$, et le critère (VI.21) est respecté. Les réactions $\mathbf{r}_{i1}$ et $\mathbf{r}_{i2}$ seront alors de normes finies et les efforts d'entrée $\boldsymbol{\tau}$ resteront également finis.

Si la force $\mathbf{f}$ n'est pas colinéaire à $\mathbf{r}_{i1}$ et $\mathbf{r}_{i2}$, elle n'est alors pas réciproque au déplacement $\mathbf{v}^s_{A_{i3}}$. Dans ce cas, on a $\dot{\mathbf{q}}^{sT}_d\boldsymbol{\tau}_{t_d} = {\mathbf{v}^s_{A_{i3}}}^T\mathbf{f} \neq 0$, et le critère (VI.21) n'est pas respecté. Les réactions $\mathbf{r}_{i1}$ et $\mathbf{r}_{i2}$ seront alors de normes infinies, tout comme les efforts d'entrée $\boldsymbol{\tau}$.

VI.1.1.6 Validation expérimentale

Validation de la traversée des singularités de Type 2

Je montre ici les résultats obtenus sur le mécanisme à cinq barres réalisé à l'Institut Pascal de Clermont-Ferrand (Fig. VI.8). Ce dernier n'a pas de singularités *LPJTS*, mais il peut rencontrer des singularités de Type 2 dans son espace de travail [BBB14]. Il est bon de noter que les paramètres de son modèle dynamique ont été identifiés en utilisant la méthode qui sera présentée à la section VI.1.2.

Afin de valider l'approche permettant de traverser une singularité de Type 2, deux trajectoires différentes pour l'effecteur sont définies, d'une durée $t_f = 1.5$ sec entre les points P_0 ($\mathbf{x}_{P_0} = [x_{p_0}\ y_{p_0}]^T = [0; 0.338]^T$ m) et P_f ($\mathbf{x}_{P_f} = \left[x_{p_f}\ y_{p_f}\right]^T = [0.1; 0.1]^T$ m) qui sont séparés par une singularité de Type 2 (Fig. VI.9) :

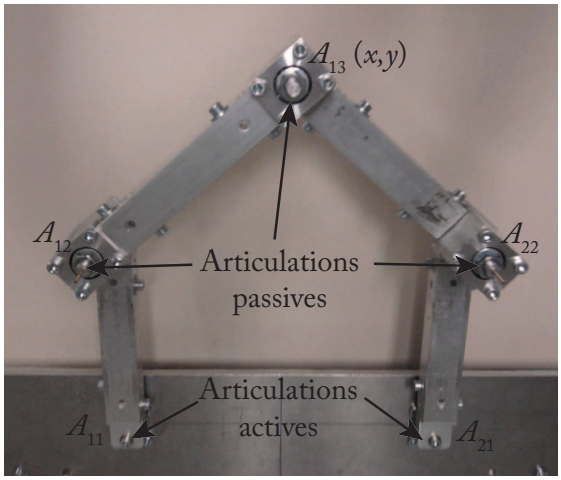


Figure VI.8 – Prototype de mécanisme plan à cinq barres réalisé à l'Institut Pascal de Clermont-Ferrand.

— une trajectoire définie par un polynôme de degré "classique" cinq qui peut garantir des valeurs données de position, vitesse et accélération du robot aux extrémités de la trajectoire.

— une trajectoire définie par un polynôme de degré huit qui peut garantir des valeurs données de position, vitesse et accélération du robot aux extrémités de la trajectoire ET lors du passage de la singularité afin de respecter le critère (VI.17).

Ces deux trajectoires sont réalisées sur le prototype de mécanisme à cinq barres de Clermont-Ferrand. Les résultats en termes de déplacements du robot sont montrés aux Figs. VI.10 et VI.11. Il peut être observé que pour la trajectoire qui satisfait le critère (VI.17), le robot peut traverser la singularité en appliquant des couples moteurs finis tandis que dans l'autre cas, il reste bloqué dans la singularité.

Validation de la traversée des singularités LPJTS

Bien que n'ayant pas eu accès durant ces travaux à un prototype de robot avec des singularités $LPJTS$, l'approche présentée plus haut a pu cependant être validée en émulant cette traversée sur le prototype de mécanisme à cinq barres de Clermont-Ferrand. Ceci est possible si l'on prend en compte que :

— la chaîne sérielle passive 3R $A_{12}A_{13}A_{14}$ de la jambe 1 du Tripteron est équivalente à la chaîne $A_{12}PA_{22}$ du mécanisme à cinq barres (voir la Fig. VI.12) ;

— si l'on freine l'articulation active du mécanisme à cinq barres située en A_{11}, l'articulation en A_{12} est équivalente à l'articulation passive A_{12} du Tripteron (Fig. VI.12),

— enfin, la traversée de singularité de la chaîne $A_{12}A_{13}A_{14}$ de la jambe 1 du Tripteron qui est équivalente à la chaîne passive $A_{12}PA_{22}$ du mécanisme à cinq barres peut être obtenue en actionnant l'élément $A_{21}A_{22}$ du mécanisme à cinq barres qui simulera le déplacement de l'effecteur du Tripteron (voir la Fig. VI.12).

On cherche alors à suivre la trajectoire définie à la Fig. VI.13. Cette trajectoire a une durée de $t_f = 1$ sec et est définie entre les points A_{130} ($\mathbf{x}_{A_{130}} = [x_{A_{130}}\ y_{A_{130}}]^T =$

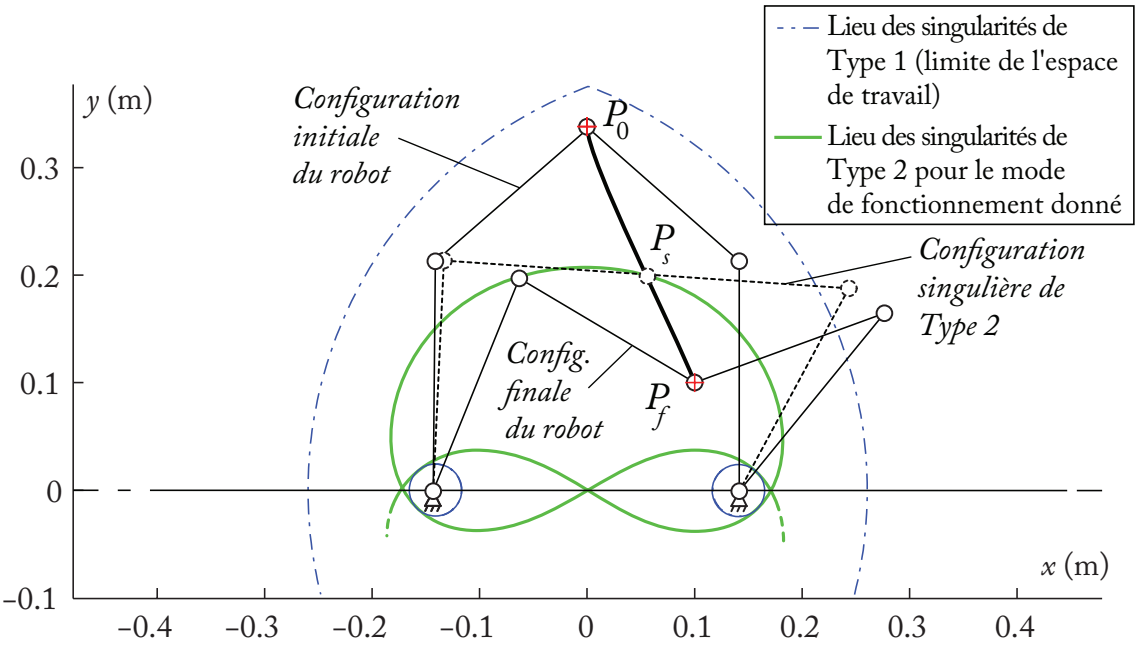


Figure VI.9 – Point de départ P_0 et point d'arrêt P_f pour la trajectoire traversant une singularité de Type 2 (figure à l'échelle).

$[0\ 0.338]^T$ m) et A_{13f} ($\mathbf{x}_{A_{13f}} = [x_{A_{13f}}\ y_{A_{13f}}]^T = [0\ 0.0878]^T$ m) qui sont séparés par une singularité *LPJTS* (Fig. VI.13). On calcule alors deux trajectoires de manière analogue à ce qui a été montré précédemment : une trajectoire respectant le critère (VI.21) permettant le passage d'une singularité *LPJTS* et une seconde ne le respectant pas.

Ces trajectoires sont émulées sur le prototype de mécanisme à cinq barres. Les résultats en termes de déplacement sur le prototype de mécanisme à cinq barres sont montrés aux Figs. VI.14 et VI.15. On observe que pour la trajectoire qui respecte le critère (VI.21), le robot peut traverser la configuration singulière qui est équivalente à la singularité *LPJTS* du Tripteron, tandis que dans l'autre cas, il reste bloqué dedans. Ainsi, avec la trajectoire ne respectant pas le critère (VI.21), le Tripteron n'aurait pas pu traverser la singularité *LPJTS* tandis que la singularité aurait été traversée si elle avait respecté le critère (VI.21).

VI.1.1.7 Définition d'un contrôleur dédié à la traversée des singularités de Type 2

Dans tout ce que j'ai présenté jusqu'à présent, il a été considéré que les robots étaient capables de suivre parfaitement la trajectoire désirée, alors qu'en réalité, cela ne peut pas être le cas (à cause des erreurs de modélisation) et le risque de voir échouer la traversée de singularité est important (deux échecs sur trois en moyenne avec le mécanisme à cinq barres de Clermont-Ferrand).

Afin de garantir une traversée robuste des singularités, j'ai travaillé *en collaboration avec l'Institut Pascal* sur la conception d'un contrôleur dédié à la traversée des singularités de Type 2 [Pag+15a] ; [Pag15] (uniquement, puisque ce sont elles que l'on rencontre en plus grand nombre sur les robots parallèles).

Lors de la traversée de singularités de Type 2, il est crucial de connaître les efforts appliqués par les actionneurs à chaque instant. De plus, nous avons vu que le critère permettant

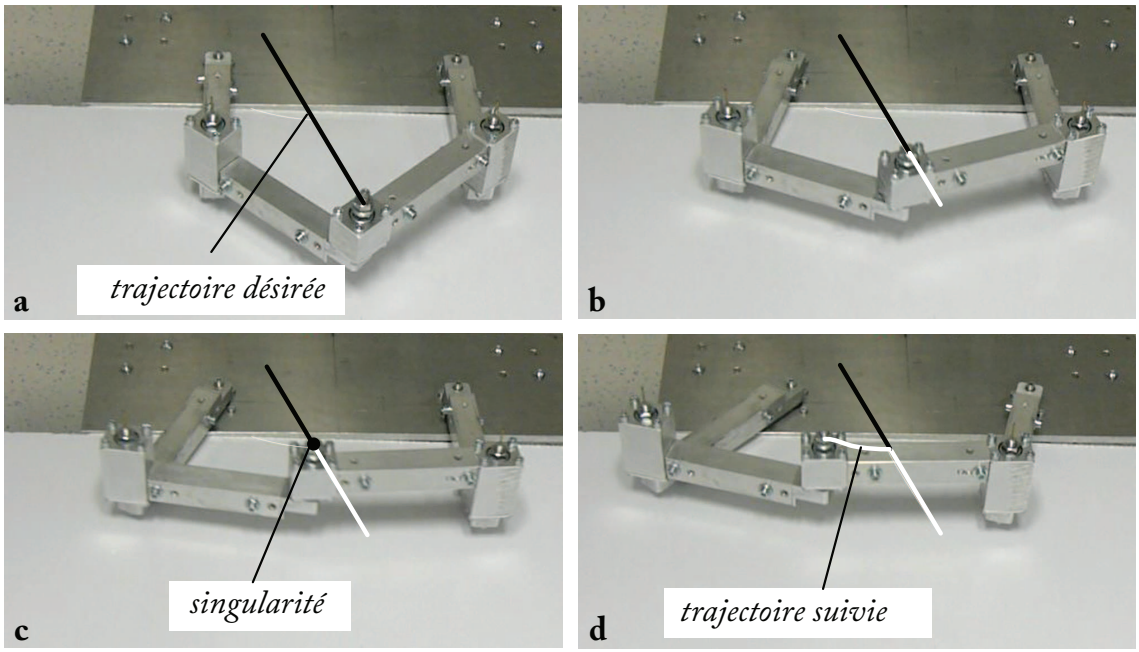


Figure VI.10 – Le mécanisme à cinq barres suivant une trajectoire qui ne respecte pas le critère (VI.17).

de traverser des singularités sans que le modèle dynamique ne dégénère fait intervenir les accélérations du mécanisme, et qu'il est donc nécessaire que le contrôleur les gère. Afin d'obtenir ceci, une commande dynamique doit être utilisée (la commande géométrique ne permettant que de gérer la position du mécanisme et la commande cinématique ne permettant que de gérer sa position et sa vitesse).

Théoriquement, le modèle dynamique ne dégénère que sur le lieu de la singularité de Type 2. Cependant, numériquement la matrice $\mathbf{A}_p$, qui doit être inversée pour calculer le modèle dynamique comme montré précédemment, est singulière dans une zone autour de cette singularité. Lorsque le mécanisme suit une trajectoire respectant le critère uniquement sur le lieu de la singularité, le modèle dynamique va donc dégénérer avant d'atteindre la configuration singulière. C'est un problème pour une loi de commande dynamique puisque le modèle prédictif utilisé dedans va dégénérer et donc prédire des efforts moteurs invalides à proximité de la configuration singulière pouvant conduire à une instabilité du robot.

Une solution pour éviter ce problème, et augmenter la robustesse dans un premier temps lors de la planification de trajectoire, consiste à ce que la trajectoire de traversée respecte le critère (VI.17) sur le point singulier, mais aussi *autour de celui-ci*. Ainsi, nous avons proposé d'utiliser un nouveau critère plus restrictif que le précédent (mais qui apporte de la robustesse pour la planification de trajectoire) défini par :

$$\begin{aligned} &\mathbf{w}_p = \mathbf{0} \\ &\tfrac{d^i}{dt^i}\mathbf{w}_p = \mathbf{0} \text{ pour } i = 1, \dots m \end{aligned} \tag{VI.28}$$

m étant pris égal à 2 de manière pratique. Ce nouveau critère garantit toujours le respect du critère (VI.17). Évidemment, tout comme l'ancien critère, il ne sera pas numériquement respecté et $\mathbf{w}_p$ ne sera pas strictement nul ; mais ce nouveau critère permet de mettre en

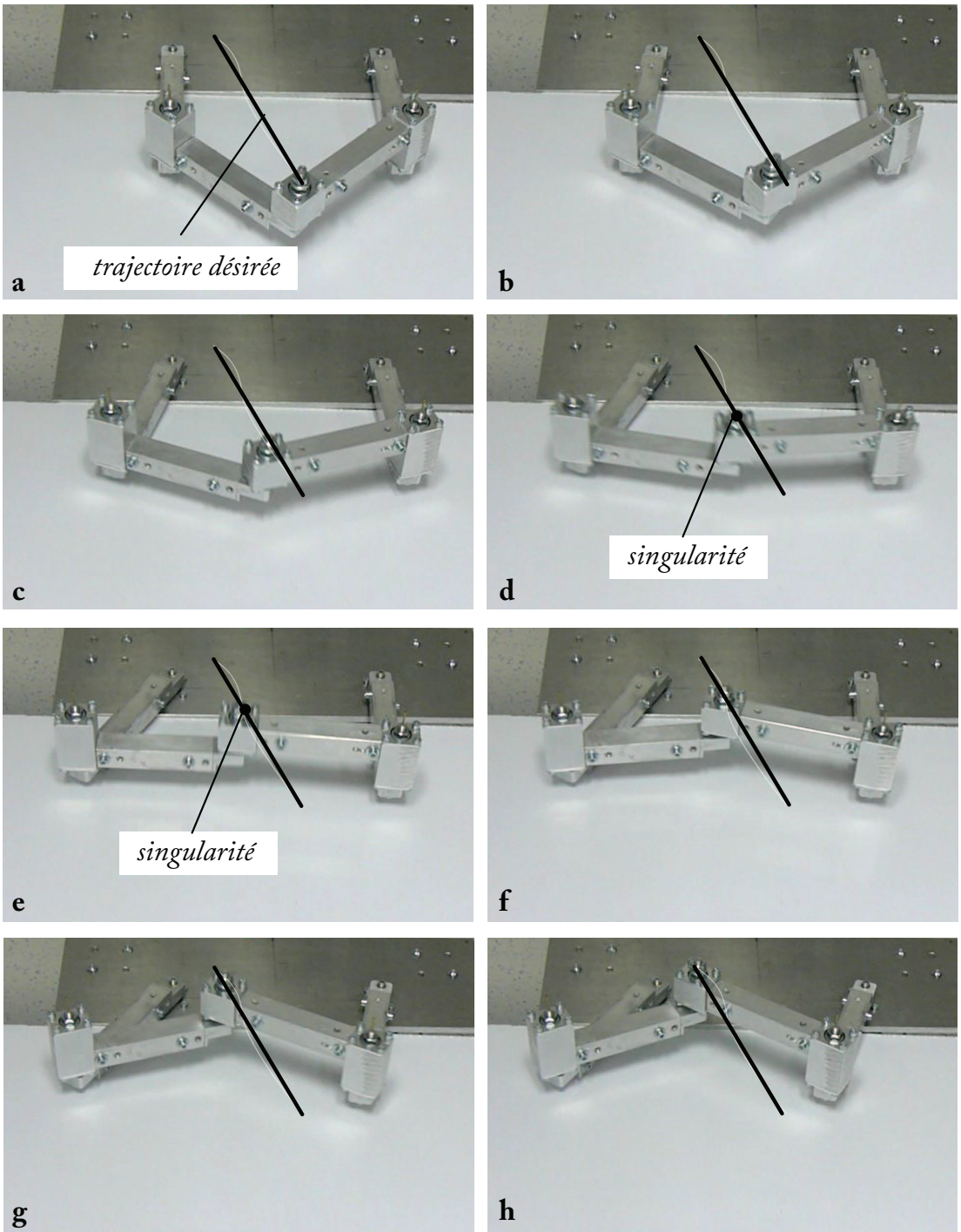


Figure VI.11 – Le mécanisme à cinq barres suivant une trajectoire qui respecte le critère (VI.17).

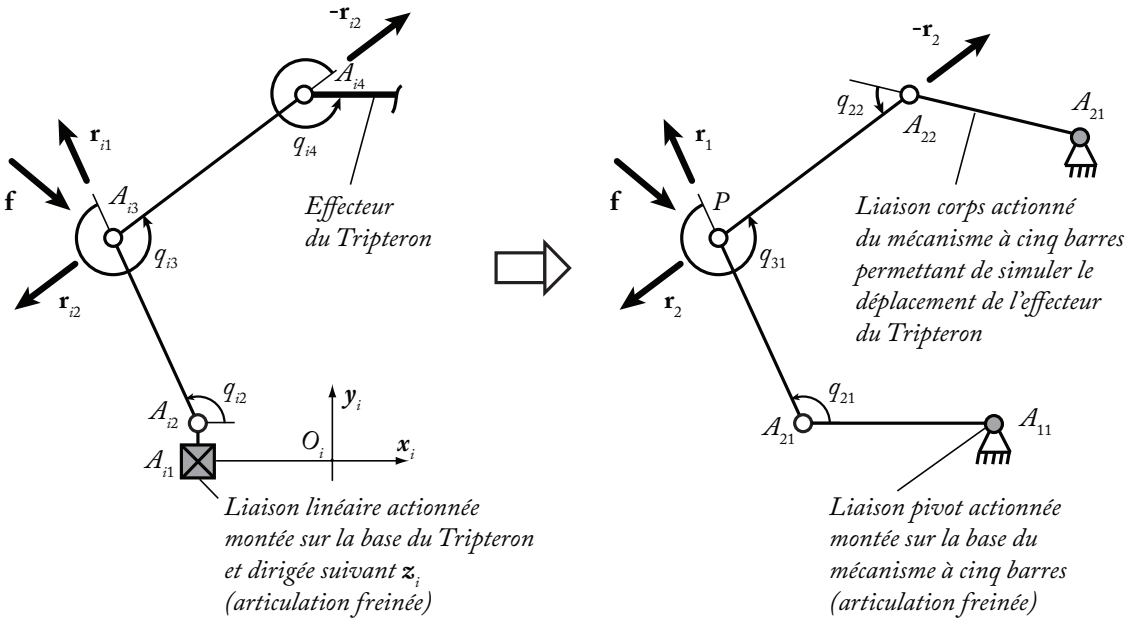


Figure VI.12 – Équivalence entre la jambe i du Tripteron et l'architecture du mécanisme à cinq barres.

place une loi de commande permettant de garantir la non-dégénérescence du modèle dynamique. La loi de commande proposée est une loi de commande multi-modèle [Pag+15a] ; [Pag15] basée sur le fait qu'autour de la singularité, en appliquant le critère (VI.28), le modèle dynamique ne s'écrit plus :

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{w}_b - \mathbf{B}_p^T \mathbf{A}_p^{-T} \mathbf{w}_p \tag{VI.29}$$

mais peut être simplifié en

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{w}_b \tag{VI.30}$$

c'est-à-dire que le terme $-\mathbf{B}_p^T \mathbf{A}_p^{-T} \mathbf{w}_p$ qui dégénère autour de la singularité à cause de l'inversion de la matrice $\mathbf{A}_p$ est annulé.

On peut donc en déduire deux modèles à utiliser :

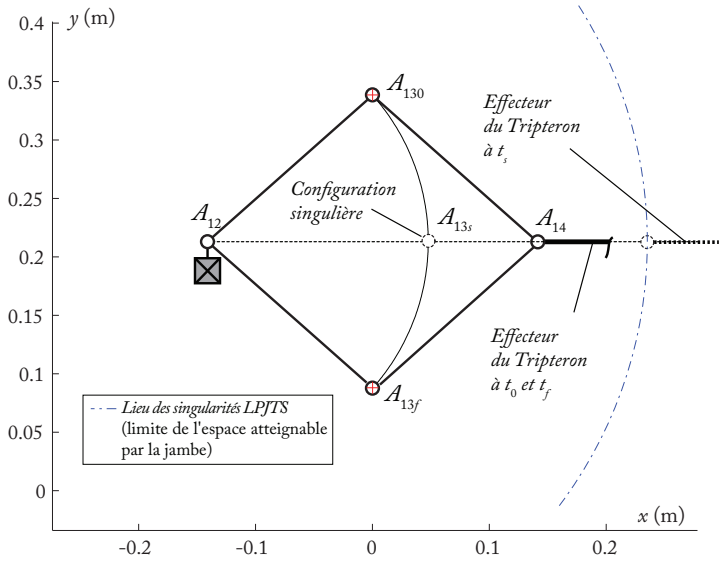
— un premier modèle (VI.29) valable hors singularité qui est linéarisable par rapport aux accélérations moteurs sous la forme

$$\boldsymbol{\tau}_A = \mathbf{w}_b - \mathbf{B}_p^T \mathbf{A}_p^{-T} \mathbf{w}_p = \mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}}_a + \mathbf{h}(\mathbf{q}_a, \dot{\mathbf{q}}_a) \tag{VI.31}$$

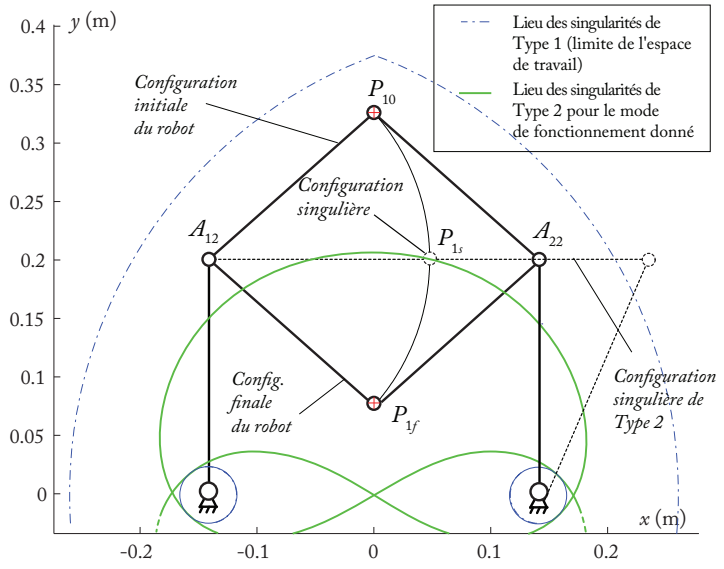
— un second modèle (VI.30) valable autour de la singularité (si la trajectoire respecte (VI.28)) et qui est lui aussi linéarisable par rapport aux accélérations moteurs sous la forme

$$\boldsymbol{\tau}_B = \mathbf{w}_b = \mathbf{M}'\ddot{\mathbf{q}}_a + \mathbf{h}'(\mathbf{q}_a, \dot{\mathbf{q}}_a) \tag{VI.32}$$

Le schéma bloc montré à la Fig. (VI.16) décrit la loi de commande en couples calculés multi-modèle proposée. Cette loi de commande, qui va passer du modèle (VI.31) au



(a) Trajectoire pour la jambe du Tripteron



(b) Trajectoire équivalente pour le mécanisme à cinq barres

Figure VI.13 – Point de départ A_{130} et point d'arrêt A_{13f} pour la trajectoire de traversée de singularité *LPJTS* du Tripteron.

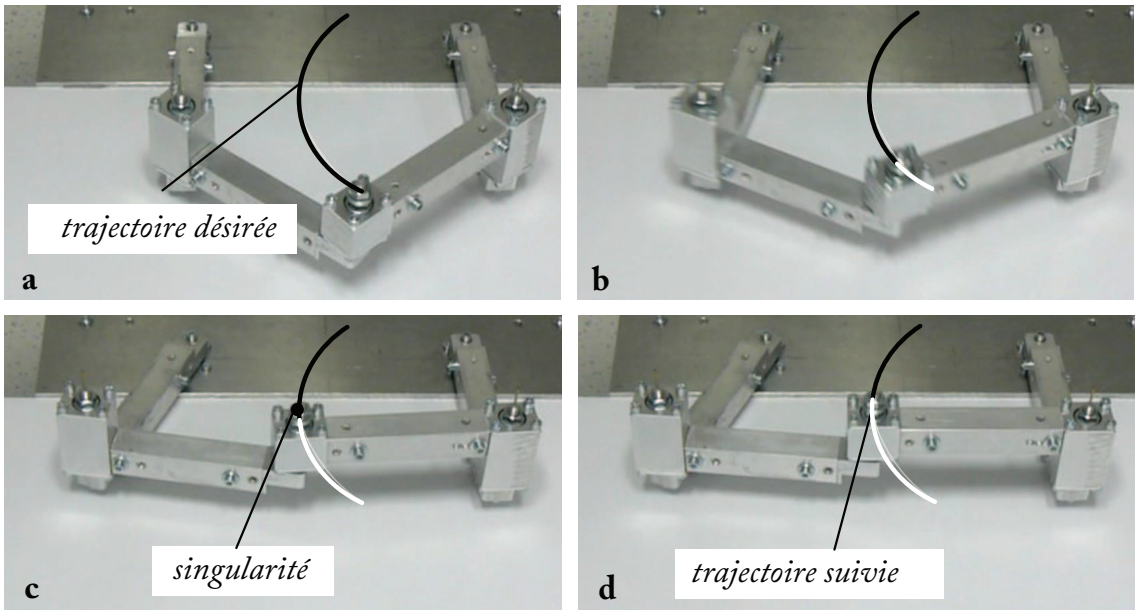


Figure VI.14 – Le mécanisme à cinq barres suivant la trajectoire qui ne respecte pas le critère (VI.21).

modèle (VI.32) en fonction de la proximité du robot à la singularité, paramétrée par une fonction σ qui dépend de la valeur de $\mathbf{w}_p$ (Fig. VI.17), a prouvé son efficacité en termes de robustesse par rapport à une loi de commande à couples calculés classique [Pag+15a] ; [Pag15] (plus aucun échec enregistré sur le mécanisme à cinq barres de Clermont-Ferrand).

Des résultats expérimentaux sont montrés à la Fig. VI.18. On note une augmentation de l'erreur de poursuite quand on utilise le modèle (VI.32). Ceci est lié au fait que la dynamique modélisée simplifiée ne représente pas parfaitement le comportement du robot. À cause de cette augmentation de l'erreur de poursuite, il y a un risque résiduel de voir échouer le robot lors de sa tentative de traversée de singularité.

Afin de diminuer l'erreur de poursuite et d'augmenter la robustesse de la loi de commande, elle a été modifiée pour en faire une loi de commande multi-modèle adaptative dans laquelle certains paramètres du modèle dynamique vont être ré-identifiés en ligne afin de diminuer l'erreur de poursuite de trajectoire. Les résultats présentés dans [Pag15] ont montré que cette loi adaptative permettait de diminuer l'erreur de poursuite lors de la traversée.

Enfin, pour pallier un éventuel échec non prévu lors de la traversée de singularité, échec conduisant à un blocage du robot en configuration singulière, nous avons proposé une stratégie de sortie de singularité qui a montré son efficacité [Pag15].

VI.1.1.8 Conclusions

Mes contributions majeures concernant l'étude des conditions de dégénérescence du *MDI* des robots parallèles ont été synthétisées dans cette partie. Ces contributions sont :

— la définition de toutes les conditions de dégénérescence du *MDI* des robots parallèles, et la présentation de critères physiques associés,

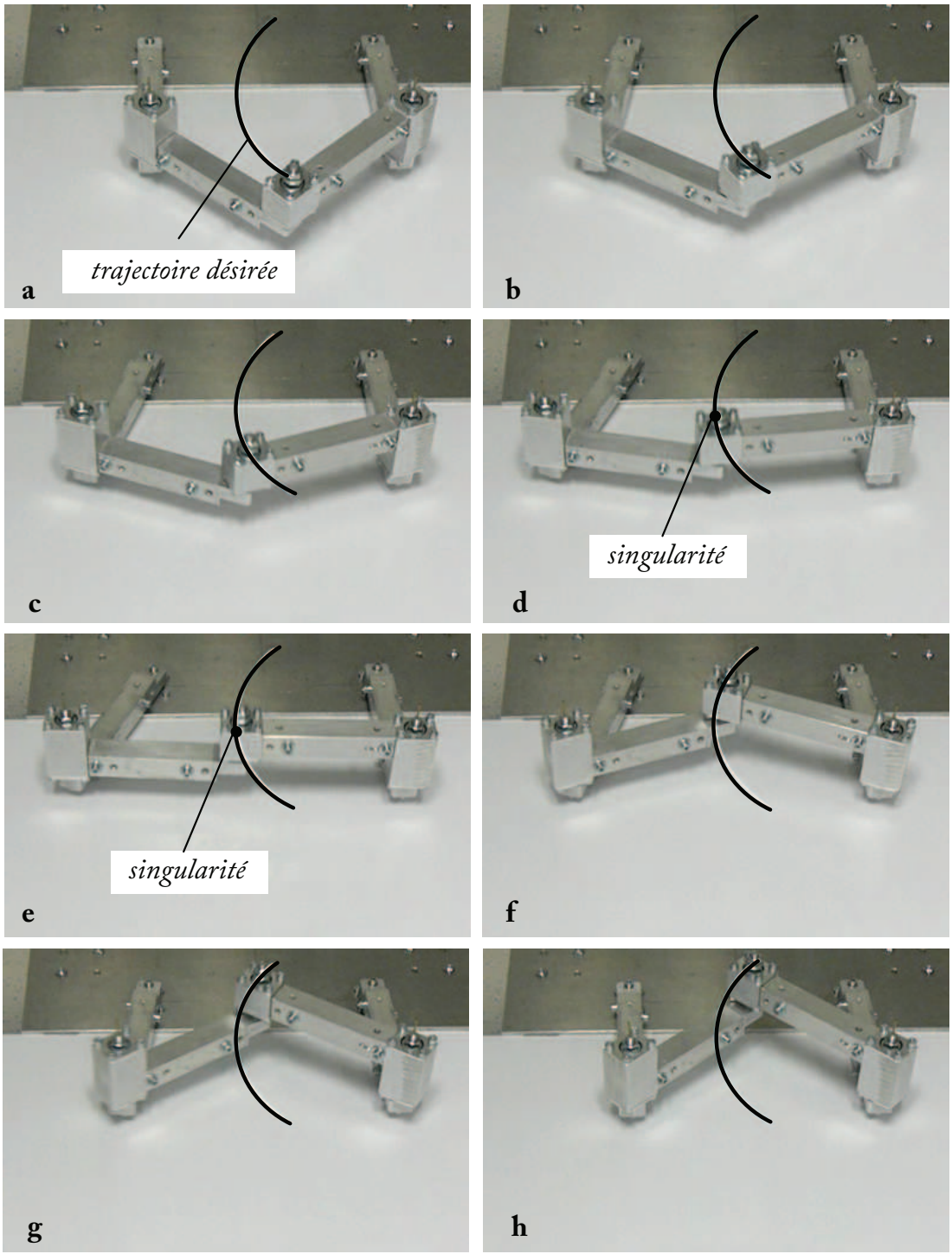


Figure VI.15 – Le mécanisme à cinq barres suivant la trajectoire qui respecte le critère (VI.21).

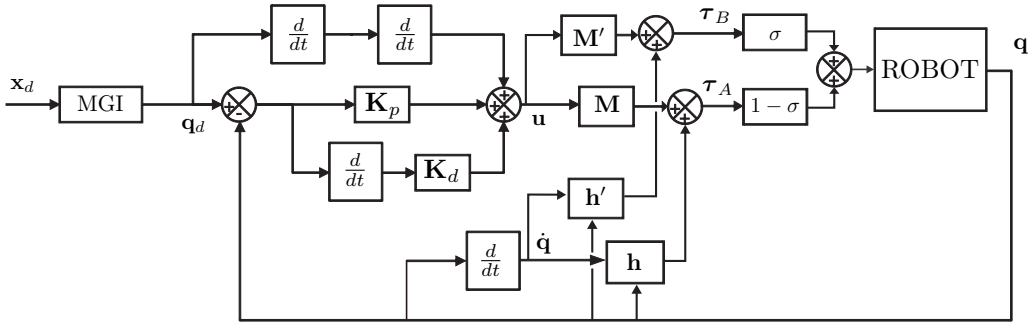


Figure VI.16 – Schéma bloc de la commande en couples calculés multi-modèle

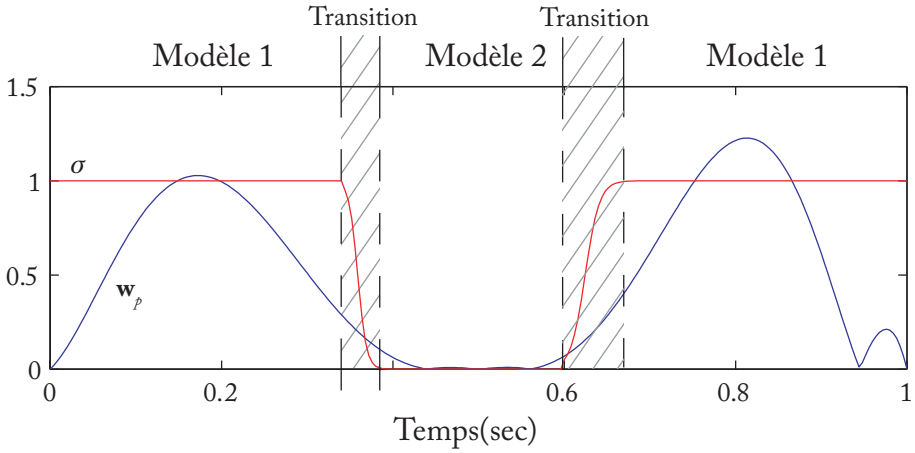


Figure VI.17 – Exemple d'évolution de σ en fonction de la valeur de $\mathbf{w}_p$

— la définition de trajectoires optimales permettant d'éviter la dégénérescence du *MDI* des robots parallèles lorsqu'ils traversent des singularités de Type 2 ou *LPJTS*, rendant ainsi la traversée possible.

— la définition d'un contrôleur dédié à la traversée des singularités de Type 2.

Ces contributions ont été validées expérimentalement sur d'autres prototypes de robots plans et spatiaux prsentés à la Fig. VI.19 et sur de nombreuses trajectoires différentes sur chacun des prototypes mentionnés. On pourra d'ailleurs trouver des vidéos de trajectoires optimales permettant le passage des singularités sur les pages web :

— `http://www.irccyn.ec-nantes.fr/~briot/SingCrossing.html`,

— `http://www.irccyn.ec-nantes.fr/~briot/SingControl.html`,

— `http://www.irccyn.ec-nantes.fr/~briot/SingExit.html`.

Notons que, dans les contributions présentées, les robots étudiés étaient considérés rigides, alors qu'en réalité ils sont soumis à des déformations, des jeux dans les articulations, etc. J'ai traité le cas des robots flexibles dans [BA11] et j'ai démontré que, pour traverser une singularité de Type 2, le critère dynamique reste le même que pour les robots rigides.

VI.1.1.9 Livres, articles et thèses de doctorat et de master associés

Ces travaux ont été réalisés en partie dans le cadre de la thèse de doctorat de Georges Pagis et de la thèse de master de Josselin Briand.

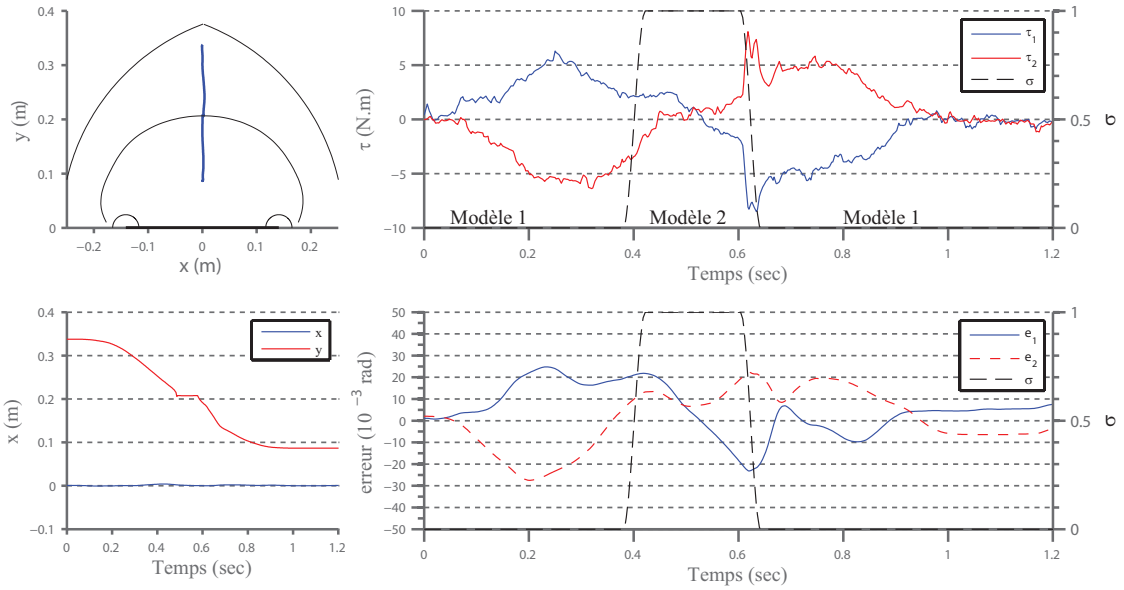


Figure VI.18 – Exemple de résultats expérimentaux obtenus avec la loi de commande multi-modèle (e_i représente l'erreur de poursuite sur le moteur i)

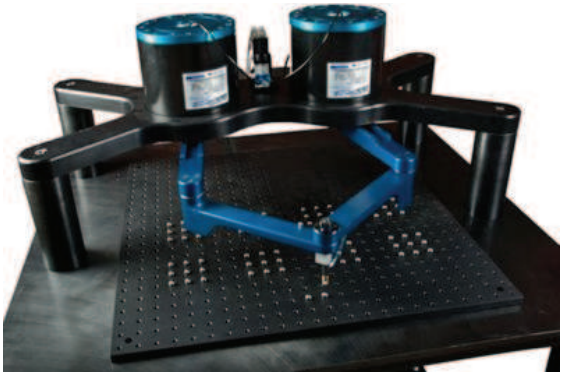
Ils ont donné lieu à la publication de

— cinq articles de revues internationales

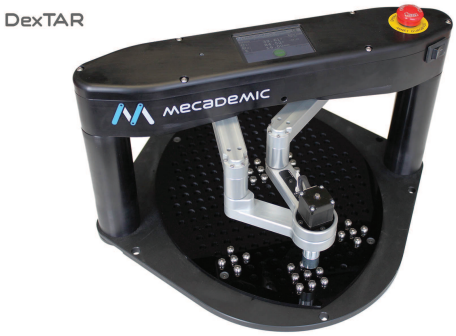
1. **S. Briot**, G. Pagis, N. Bouton et P. Martinet. "Degeneracy Conditions of the Dynamic Model of Parallel Robots". In : *Multibody System Dynamics* (2015). accepted.
2. G. Pagis, N. Bouton, **S. Briot** et P. Martinet. "Enlarging Parallel Robot Workspace through Type-2 Singularity Crossing". In : *Control Engineering Practice* 39 (2015), p. 1–11.
3. S. Briot et V. Arakelian. "On the Dynamic Properties of Flexible Parallel Manipulators in the Presence of Type 2 Singularities". In : *ASME Journal of Mechanisms and Robotics* 3.3 (2011).
4. S. Briot et V. Arakelian. "On the Dynamic Properties of Rigid-Link Flexible-Joint Parallel Manipulators in the Presence of Type 2 Singularities". In : *ASME Journal of Mechanisms and Robotics* 2.2 (2010).
5. **S. Briot** et V. Arakelian. "Optimal force generation of parallel manipulators for passing through the singular positions". In : *The International Journal of Robotics Research* 27.8 (2008), p. 967–983.

— quatre articles de conférences internationales

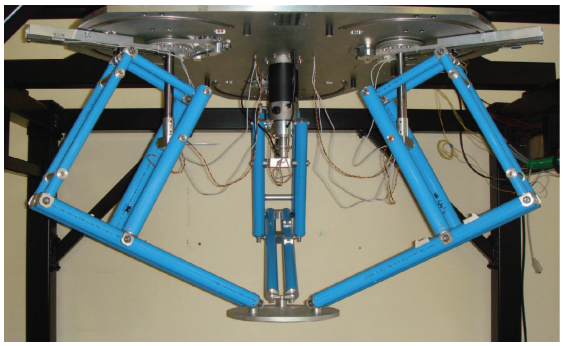
1. G. Pagis, N. Bouton, **S. Briot** et P. Martinet. "Design of a Controller for Enlarging Parallel Robots Workspace through Type 2 Singularity Crossing". In : *Proceedings of 2014 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2014)*. Hong Kong, China, mai 2014.
2. G. Pagis, **S. Briot**, N. Bouton et P. Martinet. "Optimal Motion Generation for Exiting a Parallel Manipulator from a Type 2 Singularity". In : *Proceedings of the ASME 2013 International Design Engineering Technical Conferences & Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2013)*. Portland, Oregon, USA, août 2013.



(a) Prototype de mécanisme plan à cinq barres réalisé à l'École de technologie supérieure de Montréal



(b) Mécanisme plan à cinq barres vendu par la société Mecademic



(c) Prototype de robot spatial nommé PAMINSA réalisé á l'INSA de Rennes

Figure VI.19 – Les autres prototypes ayant servis à valider les approches permettant de traverser les singularités.

3. **S. Briot** et V. Arakelian. "On The Dynamic Properties of Flexible Parallel Manipulators in the Presence of Payload and Type 2 Singularities". In : *Proceedings of the ASME 2010 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2010)*. Montreal, Quebec, Canada, août 2010.
4. **S. Briot** et V. Arakelian. "On the Dynamic Properties and Optimum Control of Parallel Manipulators in the Presence of Singularity". In : *Proceedings of the 2008 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2008)*. Pasadena, Californie, USA, mai 2008.

— un livre

1. **S. Briot** et W. Khalil. *Dynamics of Parallel Robots – From Rigid Links to Flexible Elements*. ISBN : 978-3-319-19787-6. Springer, 2015.

VI.1.2 Identification des paramètres du modèle dynamique rigide

VI.1.2.1 Introduction

L'identification des paramètres du modèle dynamique des robots est un point clé si l'on souhaite obtenir de bonnes performances en termes de poursuite de trajectoire (en combinaison avec l'utilisation d'une commande à couples calculés [KD02]), surtout sur les robots parallèles qui ont des performances dynamiques élevées et qui sont utilisés dans des applications d'usinage à grande vitesse ou de prise-et-dépose rapide. De plus, c'est un

problème crucial si l'on souhaite réussir une planification réussie de trajectoire de traversée de singularité (cf. section VI.1.1), puisque cette tâche nécessite de connaître la dynamique du robot que l'on souhaite voir traverser la singularité.

La plupart des travaux traitant de l'identification des paramètres dynamiques des robots parallèles proposent d'utiliser un modèle dynamique simplifié prenant seulement en compte la dynamique de la plate-forme et de la chaîne d'actionnement [Viv+03] ; [GKL03] ; [Ren+06]. Peu de travaux proposent un calcul systématique du modèle dynamique inverse d'identification (*MDII*) complet. Parmi ceux-ci, les plus intéressants et les plus pédagogiques sont présentés dans [GHA04] ; [Dia+10], papiers dans lesquels les auteurs proposent des méthodes de calcul du *MDII* basées sur l'utilisation du principe des travaux virtuels ou des multiplicateurs de Lagrange. Les auteurs de [GHA04] centrent leur recherches sur l'identification des paramètres de frottement. Ils ont proposé un moyen de découpler la procédure d'identification : en premier lieu, les paramètres inertiels sont identifiés, ensuite les termes de frottement. Le travail [Dia+10] est un travail pédagogique sur la procédure d'identification des paramètres dynamiques des robots parallèles. Cependant, la procédure utilisée afin de calculer les paramètres de base (qui représentent le jeu minimal de paramètres identifiables [KD02]) peut conduire, pour un robot parallèle ayant des jambes d'architecture identique (ce qui est le cas pour la plupart des robots parallèles) à un jeu de paramètres de base qui ne conserve pas une symétrie dans la représentation des paramètres dynamiques des jambes. Ainsi, les résultats d'identification sont quelque fois difficiles à analyser. En outre, dans tous ces travaux,

— l'identification des paramètres de la chaîne d'actionnement n'est pas traitée,

— le calcul des matrices jacobiennes nécessaires à l'obtention du *MDII*, calcul qui n'est pas trivial, n'est pas explicité,

— le cas des robots redondants en actionnement n'est jamais traité, alors que pour ces derniers, un problème majeur résulte du fait que leur *MDII* donnant la valeur des efforts moteurs en fonction des positions, vitesses et accélérations du robot ne peut être déterminé de manière unique que si la valeur de la surcontrainte dans le mécanisme est connue (ce qui n'est généralement pas le cas puisque les constructeurs ne souhaitent pas donner accès à leurs contrôleurs).

Pour répondre à ces problèmes, j'ai développé des méthodologies d'identification :

— basées sur un calcul systématique, complet et direct du *MDII* des robots parallèles, redondants ou pas,

— permettant d'obtenir un jeu de paramètres dynamiques symétriques si le robot a des jambes d'architecture identique,

— permettant d'identifier "en un coup" (i) tous les paramètres dynamiques de tous les corps du robot et (ii) tous les gains d'actionnement.

Une synthèse des travaux correspondant est proposée ci-après.

VI.1.2.2 Identification globale des paramètres dynamiques des robots parallèles et des gains d'actionnement

Pour la mise en place d'un contrôleur basé sur la dynamique du robot (type commande à couples calculés), il est nécessaire d'avoir une bonne estimation des propriétés dynamiques du robot *avec sa charge* [KD02] (cette dernière pouvant varier dans les opérations de prise-et-dépose et d'usinage). Cette bonne estimation peut être obtenue si deux conditions majeures sont satisfaites :

1. un filtrage dérivatif passe-bande de la position des articulations actives bien réglé est utilisé afin de calculer les vitesses et accélérations de ces mêmes articulations,
2. les valeurs des gains d'actionnement g_τ sont connues de manière précise afin de calculer les efforts fournis par les moteurs, ces efforts étant égaux au produit du signal de commande (calculé par le contrôleur numérique du robot), c'est-à-dire la référence de courant, et des gains d'actionnement.

Cependant, il est souvent difficile, voire impossible d'obtenir les données constructeurs sur la valeur des gains d'actionnement [3]. Et si ces données sont disponibles, les valeurs sont généralement données avec une incertitude supérieure à 10 %, ce qui conduit à des erreurs d'identification des paramètres dynamiques et d'estimation de la charge appliquée sur l'effecteur. Des méthodes ont été développées dans le passé [RG95] ; [Cor96] afin de calibrer le train d'actionnement constitué par un amplificateur de tension de gain G_i qui alimente un aimant permanent de moteur à courant continu ou un moteur "brushless" de constante de couple K_t, qui est lui même couplé directement ou bien relié par un réducteur de rapport N à l'élément à actionner. Chaque paramètre était identifié séparément afin de finalement calculer le gain d'actionnement $g_\tau = NG_iK_t$, mais cette procédure est très sensible aux erreurs de mesure et demande un investissement temporel et humain non négligeable, dû à la nécessité de réaliser des tests ardus sur la chaîne d'actionnement. Cette sensibilité aux erreurs affecte directement la précision de l'estimation des paramètres dynamiques et de l'effort appliqué sur l'effecteur.

J'ai proposé une méthode permettant l'identification globale de tous les paramètres dynamiques du robot, incluant les gains d'actionnement. Cette méthode utilise les mesures des consignes des boucles de courant des moteurs et des positions moteur échantillonnées et enregistrées tandis que le robot suit deux types de trajectoires de référence excitantes pour l'identification des paramètres dynamiques :

1. des trajectoires sans charge fixée sur l'effecteur du robot,
2. des trajectoires avec charge fixée sur l'effecteur du robot, charge dont les paramètres dynamiques sont mesurés ou calculés en CAO.

Cette méthode prend appui sur l'utilisation d'approches de résolution de systèmes d'équations sur-déterminés par moindres carrés totaux. Elle est combinée avec l'utilisa-

3. Ce fût le cas par exemple pour l'identification des paramètres dynamiques du mécanisme à cinq barres de Clermont-Ferrand présenté dans la section VI.1.1 pour lequel les gains d'actionnement étaient inconnus.

tion d'un modèle dynamique inverse d'identification (*MDII*) qui prend en compte (i) tous les paramètres dynamiques de tous les corps du robot et (ii) tous les gains d'actionnement.

Calcul du MDII

Le modèle dynamique d'un robot peut s'expliciter sous une forme linéaire en fonction des paramètres dynamiques du modèle. Ainsi, en repartant de l'équation (VI.10), il est possible de trouver un modèle dynamique de la forme [KD02] ; [BK15a] :

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{IDM}_{st}\left(\mathbf{q}_a, \dot{\mathbf{q}}_a, \ddot{\mathbf{q}}_a\right)\boldsymbol{\chi}_{st} \tag{VI.33}$$

Dans cette équation, $\mathbf{IDM}_{st}$ est la matrice jacobienne de $\boldsymbol{\tau}$ par rapport au vecteur $\boldsymbol{\chi}_{st}$ (de taille n_{st}) qui regroupe tous les paramètres dynamiques de tous les corps constituant le robot. Le détail des paramètres dynamiques pour un corps donné est présenté dans l'annexe A.

À cause des perturbations dues aux bruits de mesure et aux erreurs de modélisation, l'effort d'entrée réel $\boldsymbol{\tau}_m$ diffère d'une erreur $\mathbf{e}$ du vecteur $\boldsymbol{\tau}$, de telle sorte que :

$$\boldsymbol{\tau}_m = \boldsymbol{\tau} + \mathbf{e} = \mathbf{IDM}_{st}\boldsymbol{\chi}_{st} + \mathbf{e} \tag{VI.34}$$

où $\boldsymbol{\tau}_m$ est calculé à partir de la relation de la chaîne d'actionnement :

$$\boldsymbol{\tau}_m = \mathbf{v}_\tau \mathbf{g}_\tau = \begin{bmatrix} v_{\tau_1} & 0 & 0 \\ 0 & \ddots & 0 \\ 0 & 0 & v_{\tau_n} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} g_{\tau_1} \\ \vdots \\ g_{\tau_n} \end{bmatrix} \tag{VI.35}$$

relation dans laquelle :

- $\mathbf{v}_\tau$ est la matrice de dimension $(n \times n)$ des consignes de courant moteur (v_{τ_j} correspond au moteur j),
- $\mathbf{g}_\tau$ est le vecteur de taille n des gains d'actionnement (g_{τ_j} correspond au moteur j) qui est connu *a priori* (données constructeur ou mesures obtenues par une procédure expérimentale lourde [RG95] ; [Cor96]).

L'équation (VI.34) représente le *MDII* du robot parallèle.

La charge est considérée comme un corps additionnel (noté corps $\mathcal{B}_l$) fixé sur la plate-forme du robot [KGL07]. On considère ici que parmi ses 10 paramètres standard, n_{kl} sont connus. Le modèle (VI.33) devient :

$$\boldsymbol{\tau} = \begin{bmatrix} \mathbf{IDM}_{st} & \mathbf{IDM}_{ul} & \mathbf{IDM}_{kl} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \boldsymbol{\chi}_{st} \\ \boldsymbol{\chi}_{ul} \\ \boldsymbol{\chi}_{kl} \end{bmatrix} \tag{VI.36}$$

où :

- $\boldsymbol{\chi}_{kl}$ est le vecteur de taille n_{kl} des paramètres inertiels connus de la charge,
- $\boldsymbol{\chi}_{kl}$ est le vecteur de taille n_{ul} des paramètres inertiels connus de la charge, avec $n_{ul} = 10 - n_{kl}$,

— $\mathbf{IDM}_{kl}$ est la matrice jacobienne de $\boldsymbol{\tau}$ par rapport au vecteur $\boldsymbol{\chi}_{kl}$, et est de dimension $(n \times n_{kl})$,

— $\mathbf{IDM}_{ul}$ est la matrice jacobienne de $\boldsymbol{\tau}$ par rapport au vecteur $\boldsymbol{\chi}_{ul}$, et est de dimension $(n \times n_{ul})$.

Calcul des paramètres de base

Parmi les n_{st} paramètres du vecteur $\boldsymbol{\chi}_{st}$, seulement n_b paramètres sont identifiables. Les paramètres identifiables du modèle dynamique sont appelés les *paramètres de base*. Ils représentent le nombre minimal de paramètres à partir desquels le modèle dynamique peut être calculé [KD02]. Des méthodes analytiques de calcul de ces paramètres ont été proposées pour les robots sériels ou arborescents (pour une liste de références exhaustive, voir [KD02]), il n'existe pas de méthodes analytiques permettant d'obtenir ceux des robots parallèles. Une méthode numérique doit être utilisée.

Comme mentionné dans l'annexe B, à partir des données mesurées ou estimées de $\boldsymbol{\tau}$ et de $(\mathbf{q}_a, \dot{\mathbf{q}}_a, \ddot{\mathbf{q}}_a)$, qui sont collectées lorsque le robot suit des trajectoires planifiées, le *MDII* est échantillonné et filtré afin d'obtenir un système linéaire sur-déterminé de r_s équations et n_{st} inconnues

$$\mathbf{Y}(\boldsymbol{\tau}_m) = \mathbf{W}^{st}(\hat{\mathbf{q}}_a, \hat{\dot{\mathbf{q}}}_a, \hat{\ddot{\mathbf{q}}}_a)\boldsymbol{\chi}_{st} + \boldsymbol{\rho} \tag{VI.37}$$

où :

— $\mathbf{Y}(\boldsymbol{\tau}_m)$ est le vecteur des entrées de taille r_s, c'est-à-dire le vecteur des efforts moteurs $\boldsymbol{\tau}_m$ filtrés et échantillonnés,

— $(\hat{\mathbf{q}}_a, \hat{\dot{\mathbf{q}}}_a, \hat{\ddot{\mathbf{q}}}_a)$ est une estimation de $(\mathbf{q}_a, \dot{\mathbf{q}}_a, \ddot{\mathbf{q}}_a)$ obtenue en échantillonnant, filtrant et dérivant les mesures de $\mathbf{q}_a$ [Gau97],

— $\mathbf{W}^{st}(\hat{\mathbf{q}}_a, \hat{\dot{\mathbf{q}}}_a, \hat{\ddot{\mathbf{q}}}_a)$ est la matrice d'observation de dimension $(r_s \times n_{st})$,

— $\boldsymbol{\rho}$ est le vecteur des erreurs de taille r_s,

À partir des n_b paramètres de base, regroupés dans un vecteur $\boldsymbol{\chi}$, on peut réécrire (VI.37) sous la forme

$$\mathbf{Y} = \mathbf{W}\left(\mathbf{q}_a, \dot{\mathbf{q}}_a, \ddot{\mathbf{q}}_a\right)\boldsymbol{\chi} + \boldsymbol{\rho} \tag{VI.38}$$

où $\mathbf{W}$ regroupe un jeu de colonnes indépendantes de $\mathbf{W}^{st}$ qui définissent les paramètres identifiables. Pour les calculer, une méthode numérique basée sur la factorisation QR décrite dans l'annexe B est utilisée.

Il existe une infinité de jeux possibles de paramètres de base, comme cela a été présenté dans [Dia+10] ; [Gau91]. Dans [Dia+10], les auteurs testent différents jeux de paramètres (obtenus par décomposition en valeurs singulières (DVS)) et retiennent celui qui conduit à l'obtention du meilleur conditionnement de la matrice d'observation. Même si cela reste efficace d'un point de vue numérique, cette méthode a un inconvénient : pour un robot parallèle donné, cette méthode peut conduire à la définition de paramètres de base qui ne conservent pas les propriétés de symétrie qui apparaissent si les jambes du robot sont

d'architecture identique. Bien entendu, afin d'éviter ces problèmes, on peut fixer *a priori* le fait que certains paramètres sont équivalents, ce qui revient à sommer les colonnes leur correspondant dans la matrice d'observation. Cependant, puisqu'il peut toujours exister des variations dans la valeurs de ces paramètres *a priori* équivalents (à cause d'erreurs de réalisation), il est préférable de ne pas les regrouper *a priori* et de vérifier leur équivalence *a posteriori* à partir des valeurs identifiées.

À cause du fait que l'algorithme utilisant la factorisation QR présenté dans l'annexe B commence de la dernière colonne pour aller avec la première colonne de $\mathbf{W}^{st}$, les $(n_{st} - n_b)$ colonnes à supprimer sont dépendantes de la manière dont les paramètres sont triés dans le vecteur $\boldsymbol{\chi}_{st}$. Pour les robots sériels, la matrice $\mathbf{W}^{st}$ est triée de telle manière que les colonnes avec l'indice le plus petit correspondent aux paramètres des corps les plus proches de la base. Ainsi, en utilisant l'algorithme, les paramètres ayant la plus petite influence sur le modèle dynamique (ceux du poignet) seront éliminés des paramètres de base.

Pour les robots parallèles, afin de prendre en compte la symétrie dans les paramètres dynamiques des jambes, il est préférable de trier les colonnes de $\mathbf{W}^{st}$ tel que :

$$\mathbf{W}^{st} = \begin{bmatrix} \mathbf{W}_p^{st} & \mathbf{W}_{\chi_1,1:n}^{st} & \mathbf{W}_{\chi_2,1:n}^{st} & \cdots & \mathbf{W}_{\chi_{n_{st_{leg}}},1:n}^{st} \end{bmatrix} \tag{VI.39}$$

où

- $n_{st_{leg}}$ est le nombre de paramètres standard pour une jambe,
- la matrice $\mathbf{W}_p^{st}$ est la matrice d'observation correspondant aux paramètres inertiels de la plate-forme,
- les matrices $\mathbf{W}_{\chi_k,1:n}^{st}$ concatènent les colonnes de $\mathbf{W}^{st}$ correspondant aux paramètres χ_k qui sont identiques *a priori* pour les n jambes.

Par la suite, les $(n_{st} - n_b)$ colonnes de $\mathbf{W}_r^{st}$ peuvent être supprimées en utilisant un algorithme basé sur la factorisation QR afin d'obtenir une nouvelle matrice d'observation $\mathbf{W}$ associée à des paramètres de base symétriques $\boldsymbol{\chi}$.

Identification globale des paramètres dynamiques du robot et des gains d'actionnement

Quand on utilise la résolution par moindres carrés ordinaires ou pondérés (cf. annexe B), une connaissance précise des gains d'actionnement est nécessaire afin de calculer le vecteur $\mathbf{Y}$. Cependant, comme je l'ai mentionné précédemment, il est souvent difficile, voire impossible, d'obtenir des valeurs des constructeurs. Et si cela est possible, ces valeurs sont données avec une incertitude supérieure à 10 %, conduisant à des erreurs d'identification et d'estimation des efforts appliqués sur l'effecteur. C'est pourquoi il est préférable d'introduire ces gains d'actionnement dans les paramètres de base et d'essayer de les estimer en utilisant la connaissance sur des paramètres de certains corps, tels ceux de la charge.

Cependant, afin d'utiliser la connaissance des paramètres de la charge, il faut être capable de construire une matrice d'observation telle que ces paramètres ne soient pas regroupés avec ceux de l'effecteur. Sinon, les paramètres de la charge seront regroupés avec ceux de l'effecteur et seront inexploitables. La construction d'une telle matrice d'observation est expliquée ci-dessous.

Identification de la charge

Afin d'identifier les paramètres dynamiques du robot en même temps que ceux de la charge, en utilisant le modèle (VI.36), il est nécessaire de faire réaliser au robot deux types de trajectoires [KGL07] :

1. des trajectoires sans la charge, et
2. des trajectoires avec la charge fixée sur la plate-forme.

Les équations échantillonnées et filtrées du *MDII* peuvent alors s'écrire sous la forme :

$$\mathbf{Y} = \begin{bmatrix} \mathbf{W}_a & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{W}_b & \mathbf{W}_{ul} & \mathbf{W}_{kl} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \boldsymbol{\chi} \\ \boldsymbol{\chi}_{ul} \\ \boldsymbol{\chi}_{kl} \end{bmatrix} + \boldsymbol{\rho} \tag{VI.40}$$

où

— $\mathbf{W}_a$ est la matrice d'observation du robot dans le cas où le robot n'a pas la charge,

— $\mathbf{W}_b$ est la matrice d'observation du robot dans le cas où la charge est fixée sur le robot,

— $\mathbf{W}_{ul}$ est la matrice d'observation correspondant aux paramètres inertiels inconnus de la charge,

— $\mathbf{W}_{kl}$ est la matrice d'observation correspondant aux paramètres inertiels connus de la charge.

Ainsi, ces deux types de trajectoires évitent le regroupement des paramètres de la charge avec ceux de la plate-forme et permettent leur identification dissociée.

Les prochaine sections expliquent comment identifier à la fois les paramètres dynamiques du robot et les gains d'actionnement.

Identification des paramètres dynamiques du robot et des gains d'actionnement

Si l'on prend en compte que les paramètres $\boldsymbol{\chi}_{kl}$ de la charge sont connus, on peut réécrire (VI.40) comme

$$\mathbf{Y} = \begin{bmatrix} \mathbf{V}_{\tau_a} \\ \mathbf{V}_{\tau_b} \end{bmatrix} \mathbf{g}_\tau = \begin{bmatrix} \mathbf{W}_a & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{W}_b & \mathbf{W}_{ul} & \mathbf{W}_{kl}\boldsymbol{\chi}_{kl} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \boldsymbol{\chi} \\ \boldsymbol{\chi}_{ul} \\ 1 \end{bmatrix} + \boldsymbol{\rho} \tag{VI.41}$$

où $\mathbf{V}_{\tau_a}$ ($\mathbf{V}_{\tau_b}$, respectivement) est la matrice des échantillons de $\mathbf{v}_\tau$ définie à (VI.35).

Une approche simple pour identifier les gains d'actionnement est de prendre en compte le fait que le vecteur $\mathbf{W}_{kl}\boldsymbol{\chi}_{kl}$ est connu. De fait, (VI.41) peut alors se réécrire sous la forme

$$\begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{W}_{kl}\boldsymbol{\chi}_{kl} \end{bmatrix} = \mathbf{Y}_L = \begin{bmatrix} \mathbf{V}_{\tau_a} & -\mathbf{W}_a & \mathbf{0} \\ \mathbf{V}_{\tau_b} & -\mathbf{W}_b & -\mathbf{W}_{ul} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{g}_\tau \\ \boldsymbol{\chi} \\ \boldsymbol{\chi}_{ul} \end{bmatrix} + \boldsymbol{\rho} = \mathbf{W}_r\boldsymbol{\chi}_r + \boldsymbol{\rho} \tag{VI.42}$$

avec $\boldsymbol{\chi}_r$ le vecteur des paramètres inconnus du robot, de sa charge et des gains d'actionnement.

Il vient que la solution par moindres carrés ordinaires (cf. annexe B) de (VI.42) prend la forme

$$\hat{\boldsymbol{\chi}}_r = \left((\mathbf{W}_r^T\mathbf{W}_r)^{-1}\mathbf{W}_r^T\right)\mathbf{Y}_L = \mathbf{W}_r^+\mathbf{Y}_L \tag{VI.43}$$

Cependant, $\mathbf{Y}_L$ et $\mathbf{W}_r$ dépendent de données contenant les mêmes perturbations de $(\hat{\mathbf{q}}_a, \hat{\dot{\mathbf{q}}}_a, \hat{\ddot{\mathbf{q}}}_a)$ (à cause de l'utilisation de $\mathbf{W}_{kl}$ dans $\mathbf{Y}_L$ et de $\mathbf{W}_{ul}$ dans $\mathbf{W}_r$). Donc les bruits dans $\mathbf{Y}_L$ et $\mathbf{W}_r$ sont corrélés, ce qui peut introduire un biais. L'existence de ce biais a été montré expérimentalement dans notre travail [GB14a] non détaillé ici.

Afin de remédier à ce problème, j'ai développé une autre technique basée sur une résolution par moindres carrés totaux, ces méthodes de résolution étant particulièrement bien adaptées au cas où les bruits dans les vecteurs d'entrée et les matrices d'observation sont corrélés [HV91].

Les détails pour l'identification par moindres carrés totaux peuvent être trouvés dans [HV91] et de nombreux papiers des mêmes auteurs. Cette méthode a été appliquée dans [GVP94] pour l'identification des gains d'actionnement et des paramètres dynamiques d'un robot sériel à deux *ddl*, mais elle a donné des résultats discutables à cause du manque d'un facteur d'échelle précis. J'ai amélioré cette technique en proposant d'utiliser comme facteur d'échelle les paramètres connus de la charge embarquée, comme expliqué ci-dessous.

Tout d'abord, réécrivons (VI.42) sous la forme :

$$\mathbf{W}_{tot}\boldsymbol{\chi}_{tot} = \begin{bmatrix} \mathbf{V}_{\tau a} & -\mathbf{W}_a & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{V}_{\tau b} & -\mathbf{W}_b & -\mathbf{W}_{ul} & -\mathbf{W}_{kl}\boldsymbol{\chi}_{kl} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{g}_\tau \\ \boldsymbol{\chi} \\ \boldsymbol{\chi}_{ul} \\ 1 \end{bmatrix} = \boldsymbol{\rho} \tag{VI.44}$$

où $\mathbf{W}_{tot}$ est une matrice de dimension $(r_s \times c)$ $(c = (n_b + n + n_{ul} + 1))$ et $\boldsymbol{\chi}_{tot}$ est un vecteur de taille c.

En l'absence de perturbation, $\boldsymbol{\rho} = \mathbf{0}$ et le rang de $\mathbf{W}_{tot}$ est déficient. Dans ce cas, il est possible d'obtenir les solutions du problème $\lambda\boldsymbol{\chi}_{tot} \neq \mathbf{0}$ qui dépendent toutes d'un facteur d'échelle λ. Cependant, à cause des perturbations liées aux mesures, $\mathbf{W}_{tot}$ est de rang plein. C'est pourquoi le système (VI.44) est modifié par son système compatible le plus proche donné par :

$$\hat{\mathbf{W}}_{tot}\hat{\boldsymbol{\chi}}_{tot} = \mathbf{0} \tag{VI.45}$$

où

- $\hat{\boldsymbol{\chi}}_{tot}^T = \begin{bmatrix} \hat{\mathbf{g}}_\tau^T & \hat{\boldsymbol{\chi}}^T & \hat{\boldsymbol{\chi}}_{ul}^T & 1 \end{bmatrix}$ et $\hat{\mathbf{W}}_{tot}$ est la matrice de rang déficient la plus proche de $\mathbf{W}_{tot}$ au sens de la norme de Frobenius [GVP94],
- $\hat{\boldsymbol{\chi}}_{tot}$ est la solution du système compatible (VI.45) le plus proche de (VI.44).

$\hat{\mathbf{W}}_{tot}$ peut être calculé grâce à la *DVS* de $\mathbf{W}_{tot}$ [GL] :

$$\mathbf{W}_{tot} = \mathbf{U}\begin{bmatrix} \mathrm{diag}\,(s_i) \\ \mathbf{0} \end{bmatrix}\mathbf{V}^T \tag{VI.46}$$

où $\mathbf{U}$ et $\mathbf{V}$ sont des matrices orthonormales de dimensions respectives $(r_s \times r_s)$ et $(c \times c)$, et $\text{diag}\,(s_i)$ est une matrice digonale de dimension $(c \times c)$ dans laquelle les valeurs singulières s_i de $\mathbf{W}_{tot}$ sont triées en ordre décroissant. $\hat{\mathbf{W}}_{tot}$ est donnée par :

$$\hat{\mathbf{W}}_{tot} = \mathbf{W}_{tot} - s_c \mathbf{U}_c \mathbf{V}_c^T \tag{VI.47}$$

où s_c est la plus petite valeur singulière de $\mathbf{W}_{tot}$ et $\mathbf{U}_c$ ($\mathbf{V}_c$, respectivement) est la colonne de $\mathbf{U}$ ($\mathbf{V}$, respectivement) correspondant à s_c. Par la suite, la solution optimale normalisée $\hat{\boldsymbol{\chi}}_{tot}^n$ ($\|\hat{\boldsymbol{\chi}}_{tot}^n\| = 1$) est donnée par la dernière colonne de $\mathbf{V}$, $\hat{\boldsymbol{\chi}}_{tot}^n = \mathbf{V}_c$ [GVP94].

Il existe une infinité de vecteurs $\hat{\boldsymbol{\chi}}_{tot} = \lambda \hat{\boldsymbol{\chi}}_{tot}^n$ qui sont solutions de (VI.45), et qui dépendent tous d'un facteur d'échelle λ. L'unique solution du problème $\hat{\boldsymbol{\chi}}_{tot}^* = \hat{\lambda} \hat{\boldsymbol{\chi}}_{tot}^n$ pour le robot peut être trouvée en prenant en compte le fait que la dernière valeur $\hat{\chi}_{tot_c}^*$ de $\hat{\boldsymbol{\chi}}_{tot}^*$ doit être égale à 1 selon (VI.44), c'est-à-dire que $\hat{\lambda} = 1/\hat{\chi}_{tot_c}^n$, avec $\hat{\chi}_{tot_c}^n$ la dernière valeur de $\hat{\boldsymbol{\chi}}_{tot}^n$.

Analyse statistique

Les écarts types $\sigma_{\hat{\chi}_i}$ sur les paramètres dynamiques et les gains d'actionnement sont estimés en faisant l'hypothèse que toutes les erreurs dans la matrice des données $\mathbf{W}_{tot}$ sont indépendantes et identiquement distribuées avec une valeur moyenne nulle et une matrice de covariance commune telle que

$$\mathbf{C}_{WW} = \hat{\sigma}_W^2 \mathbf{I}_{r_W} \tag{VI.48}$$

où $\mathbf{I}_{r_W}$ est la matrice identité de dimension $(r_s \times c) \times (r_s \times c)$.

Une estimation non biaisée de l'écart type $\hat{\sigma}_W$ est donnée par [HV91] :

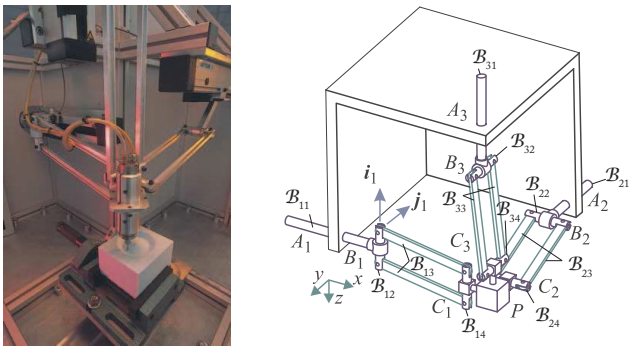
$$\hat{\sigma}_W = s_c / \sqrt{r_s - c} \tag{VI.49}$$

La matrice de covariance des erreurs d'estimation est approchée par [HV91] :

$$\mathbf{C}_{\hat{\boldsymbol{\chi}}\hat{\boldsymbol{\chi}}} \approx \hat{\sigma}_W^2 \left(1 + \left\|\hat{\boldsymbol{\chi}}_{1:c-1}\right\|_2^2\right) \left(\hat{\mathbf{W}}_{tot_{1:c-1}}^T \hat{\mathbf{W}}_{tot_{1:c-1}}\right)^{-1} \tag{VI.50}$$

avec $\hat{\boldsymbol{\chi}}_{1:c-1}$ le vecteur contenant les $(c-1)$ premiers coefficients de $\hat{\boldsymbol{\chi}}_{tot}^*$ et $\hat{\mathbf{W}}_{tot_{1:c-1}}$ une matrice composée des $(c-1)$ premières colonnes de $\hat{\mathbf{W}}_{tot}$. Finalement, $\sigma_{\hat{\chi}_i}^2 = \mathbf{C}_{\hat{\boldsymbol{\chi}}\hat{\boldsymbol{\chi}}}(i,i)$ est le $i^{\text{ème}}$ coefficient diagonal de $\mathbf{C}_{\hat{\boldsymbol{\chi}}\hat{\boldsymbol{\chi}}}$ et l'écart type relatif $\%\sigma_{\hat{\chi}_{ri}}$ est donné par : $\%\sigma_{\hat{\chi}_{ri}} = 100\sigma_{\hat{\chi}_i}/\left|\hat{\chi}_i\right|$, pour $|\hat{\chi}_i| \neq 0$.

Afin d'améliorer l'estimation de $\hat{\boldsymbol{\chi}}_{tot}^*$, les lignes de $\mathbf{W}_{tot}$ sont pondérées en prenant en compte la confiance dans les mesures. Chaque ligne est pondérée par l'inverse de l'écart type $\hat{\sigma}_{W_j}$ calculé avec les équations du moteur j du *MDII*. De plus, en prenant en compte le fait que la confiance que l'on peut avoir dans les données dans $\mathbf{V}_{\tau a,b}$ est supérieure à celle que l'on peut avoir sur les données dans $\mathbf{W}_{a,b}$ et $\mathbf{W}_{u,kl}$, les colonnes de $\mathbf{V}_{\tau a,b}$ peuvent aussi être pondérées. Cependant, nos expériences ont montré que les résultats n'étaient pas vraiment améliorés. C'est pourquoi cette dernière procédure de pondération n'a pas été utilisée dans les résultats présentés plus bas.



(a) Prototype (b) Chaîne cinématique

Figure VI.20 – Le robot Orthoglide.

Discussion sur la connaissance *a priori* des paramètres de la charge

La précision de $\hat{\lambda}$ dépend surtout de la précision sur la connaissance des paramètres connus de la charge $\boldsymbol{\chi}_{kl}$. Ces paramètres peuvent être obtenus par des mesures ou estimés par CAO. Cependant, à cause des erreurs potentielles venant de la CAO, le paramètre que l'on peut connaître avec la plus grande précision est la masse m_l de la charge. Cette dernière peut être mesurée précisément avec une balance.

Nos expériences réalisées sur des robots 6 axes sériels ont montré que les meilleurs résultats d'identification par moindres carrés totaux étaient obtenus quand on prenait seulement en compte la masse de la charge [GB12a], ceci à cause des imprécisions de la CAO [GB14a].

Cas d'étude : le robot Orthoglide

Le robot Orthoglide est un robot parallèle (non redondant) à trois *ddl* composé de trois jambes identiques dont l'architecture est décrite à la Fig. VI.20. Dans cette section, l'identification des paramètres de son modèle dynamique et de ses gains d'actionnement est réalisée.

L'approche présentée plus haut nécessite que le robot se déplace suivant deux types différents de trajectoires excitantes :

1. un premier type de trajectoires sans la charge,
2. un second type de trajectoires avec la charge.

Ces trajectoires peuvent être différentes ou pas. Dans nos expérimentations, la masse de la charge a été mesurée avec une balance de précision et est égale à $m_7 = 1.983$ kg ± 0.001 kg.

Le Tab. VI.1 présente les résultats de l'identification en termes de paramètres dynamiques "essentiels", c'est-à-dire le jeu minimal de paramètres dynamiques avec un bon écart type qui permet de calculer un modèle dynamique simplifié avec une très bonne précision [KGL07]. L'indice "R" signifie que les paramètres ont été regroupés en utilisant la

Table VI.1 – Les paramètres essentiels de l'Orthoglide.

Par.	Val.	$\%\sigma_{\hat{\chi}_{ri}}$	Par.	Val.	$\%\sigma_{\hat{\chi}_{ri}}$	Par.	Val.	$\%\sigma_{\hat{\chi}_{ri}}$
g_{τ_1}	2170	0.39	g_{τ_2}	2100	0.39	g_{τ_3}	2070	0.24
m_{11R}	9.40	0.44	m_{12R}	8.95	0.44	m_{13R}	0.87	1.12
ia_{11R}	–	–	ia_{12R}	–	–	ia_{13R}	8.05	0.25
fv_{11}	85.7	0.42	fv_{12}	86.7	0.50	fv_{13}	84.0	0.27
fs_{11}	35.2	0.43	fs_{12}	41.7	0.42	fs_{13}	24.1	0.32
mx_{21}	−0.12	3.75	mx_{22}	–	–	mx_{23}	–	–
fv_{21R}	5.57	1.36	fv_{22R}	–	–	fv_{23R}	–	–
$\tau_{off_{21R}}$	0.96	1.10	$\tau_{off_{22R}}$	–	–	$\tau_{off_{23R}}$	−0.47	2.16
fv_{31R}	–	–	fv_{32R}	–	–	fv_{33R}	−5.57	1.46
fs_{31R}	1.76	1.34	fs_{32R}	1.61	1.45	fs_{33R}	1.35	1.93
m_{6R}	0.92	0.86	m_7	1.98	0.05			

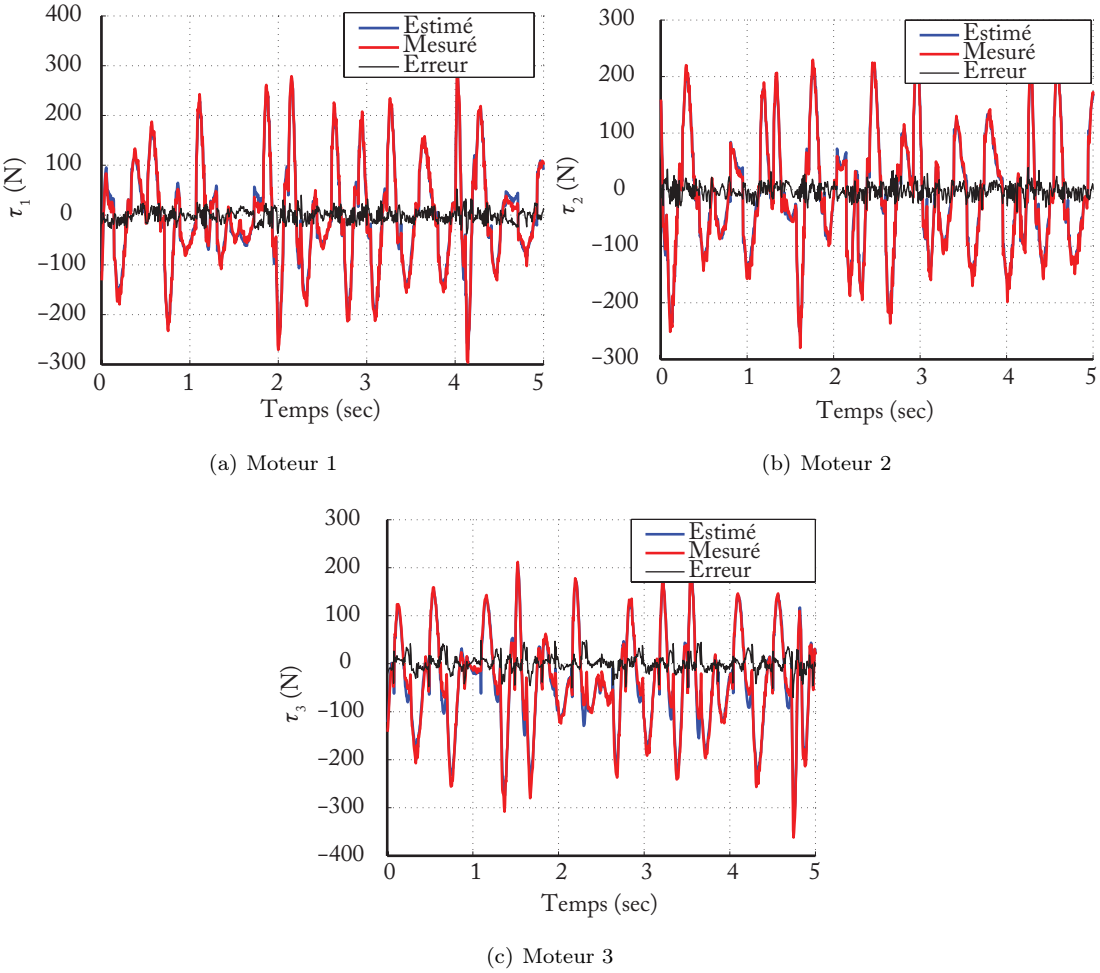
méthode mentionnée plus haut. Leurs expressions sont listées ci-dessous (pour $i = 1, 2, 3$) :

$$
\begin{aligned}
m_{k1R} &= m_{k1} + ia_{k1} + m_{k2} - 3.2258mx_{k3} + m_{k3}, \text{ pour } k = 1, 2\\
m_{31R} &= m_{31} - 0.10197\tau_{off_{31}} + m_{32} - 3.2258mx_{32} + m_{32}\\
ia_{1_3R} &= ia_{1_3} + 0.10197\tau_{off_{1_3}}\\
zz_{i2R} &= zz_{i2} + yy_{i3} - 0.31mx_{i3} + yy_{i4}\\
my_{i2R} &= my_{i2} + mz_{i3} + mz_{i4}\\
fv_{i2R} &= fv_{i2} + fv_{i5}\\
fs_{i2R} &= fs_{i2} + fs_{i5}\\
\tau_{off_{i2R}} &= \tau_{off_{i2}} - \tau_{off_{i5}}\\
xx_{i3R} &= xx_{i3} - yy_{i3} + 0.31mx_{i3}\\
zz_{i3R} &= xz_{i3} - 0.31mz_{i4}\\
fv_{i3R} &= fv_{i3} + fv_{i4}\\
fs_{i3R} &= fs_{i3} + fs_{i4}\\
\tau_{off_{i3R}} &= \tau_{off_{i3}} - \tau_{off_{i4}}\\
m_{6R} &= m_6 + \sum_{i=1}^{3} 3.2258mx_{i3} + m_{i4} + m_{i5}
\end{aligned}
$$

Dans ces expressions, le paramètre χ_{ij} est le paramètre χ du corps $\mathcal{B}_{ij}$ (cf. Fig. VI.20(b)). Le corps numéroté 6 est la plate-forme et celui numéroté 7 est la charge. Rappelons que la signification de ces paramètres est développée dans l'annexe A.

On observe que les regroupements sont symétriques pour toutes les jambes du robot. La seule différence concerne le paramètre regroupé m_{1iR} : puisque le moteur 3 est dirigé suivant la verticale, contrairement aux moteurs 1 et 2 qui sont horizontaux, ce moteur supporte tous les effets de gravité du premier corps de la jambe 3 (corps $\mathcal{B}_{31}$). Ce n'est pas le cas pour les moteurs 1 et 2, ce qui explique pourquoi les paramètres m_{13R} et ia_{13R} sont identifiables séparément.

Dans le Tab. VI.1, les résultats montrent que les gains d'actionnement identifiés ont



(a) Moteur 1

(b) Moteur 2

(c) Moteur 3

Figure VI.21 – Efforts moteurs mesurés et calculés pour l'Orthoglide avec la charge de 1.983 kg.

une valeur différente d'environ 5 % par rapport à ceux donnés par le constructeur (valeur *a priori* $637\pi \approx 2001$).

À la Fig. VI.21, les efforts moteurs reconstruits avec la relation (VI.35) $\boldsymbol{\tau}_m = \mathbf{v}_\tau \hat{\mathbf{g}}_\tau$ (où $\mathbf{v}_\tau$ est la valeur mesurée de la consigne de courant et $\hat{\mathbf{g}}_\tau$ est le vecteur des gains d'actionnement identifiés) sont comparés avec les efforts calculés en utilisant le *MDII* (VI.38) $\boldsymbol{\tau} = \mathbf{IDM}\hat{\boldsymbol{\chi}}$ (où $\hat{\boldsymbol{\chi}}$ est le vecteur des paramètres dynamiques identifiés). Notons que les trajectoires utilisées pour tracer ces figures sont différentes de celles utilisées pour l'identification (validation croisée). On remarque que les efforts moteurs sont correctement calculés avec le *MDII*.

Afin de valider définitivement la méthode, une seconde charge de 1.136 kg est montée sur la plate-forme et une résolution classique par moindres carrés pondérés est réalisée [Gau97]. Deux cas sont considérés :

— **Cas 1** : les gains d'actionnement sont ceux donnés par le constructeur,

— **Cas 2** : les gains d'actionnement sont ceux estimés dans le Tab. VI.1.

On trouve les résultats suivants :

— **Cas 1** : $m_7 = 1.09$ kg ± 0.02 kg,

— **Cas 2** : $m_7 = 1.14$ kg ± 0.02 kg.

Ainsi, l'utilisation de gains d'actionnement identifiés conduit à une meilleure identification de la charge.

Enfin, j'ai aussi montré dans [BG15a] que l'utilisation d'une commande à couples calculés incluant le modèle avec paramètres dynamiques et gains d'actionnement identifiés permettait une minimisation de l'erreur de poursuite par rapport à une commande incluant un modèle avec gains d'actionnement non identifiés.

Ces résultats montrent l'importance de correctement identifier les gains d'actionnement.

VI.1.2.3 Identification des paramètres dynamiques robots redondants en actionnement

Pour les robots redondants en actionnement, comme il a été mentionné en introduction, le *MDII* donnant la valeur des efforts moteurs $\boldsymbol{\tau}$ en fonction des positions, vitesses et accélérations du robot ne peut être déterminé de manière unique que si la valeur de la surcontrainte dans le mécanisme est connue (ce qui peut ne pas être le cas si le constructeur ne la donne pas). Afin de mieux comprendre ce phénomène, et d'éviter de rentrer de manière trop brutale dans les équations, considérons un exemple simple tel que celui montré à la Fig. VI.22. Ce mécanisme à 1 *ddl* est mis en mouvement par l'utilisation de deux actionneurs montés en parallèle qui peuvent appliquer deux forces indépendantes notées f_1 et f_2 sur le corps à déplacer de masse m. Dans cet exemple, seule la masse du corps à déplacer est considérée et les masses des jambes sont négligées.

Pour mettre en mouvement le mécanisme, une infinité de combinaisons de valeurs pour les forces f_1 et f_2 est possible, comme par exemple $[f_1\ f_2] = [m\ddot{x}\ 0]$, ou encore $[f_1\ f_2] = [0\ m\ddot{x}]$, et même $[f_1\ f_2] = 0.5\,[m\ddot{x}\ m\ddot{x}]$ et bien d'autres combinaisons telles que $[f_1\ f_2] = m\,[(1-\alpha)\ddot{x}\ \alpha\ddot{x}]$ pour n'importe quelle valeur réelle de α. Ceci est dû au fait que, pour ce mécanisme sur-actionné, les efforts d'entrée ne peuvent pas être indépendants, car ils

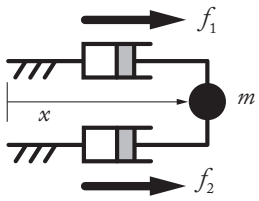


Figure VI.22 – Un robot parallèle redondant en actionnement à 1 *ddl.*

sont liés par l'équation de la dynamique qui dit que $f_1 + f_2 = m\ddot{x}$. Notons que la fonction $|f_1 - f_2|$ est appelée la sur-contrainte.

Il en résulte que le *MDII* du mécanisme étudié prend la forme $[f_1\ f_2] = \mathbf{IDM}_\alpha m$, où $\mathbf{IDM}_\alpha = [(1-\alpha)\ddot{x}\ \alpha\ddot{x}]$ est la matrice d'observation. $\mathbf{IDM}_\alpha$ dépend du paramètre α qui est *a priori* inconnu. Donc, cet *MDII* ne peut pas être utilisé à des fins d'identification [4]. Ce problème apparaît aussi pour tous les robots parallèles redondants en actionnement : leur *MDII* n'est pas unique et il dépend de la sur-contrainte dans le mécanisme [Mül05].

Notons que la valeur de la sur-contrainte pourrait être fixée par un contrôleur adéquat [HM12]. Cependant, comme l'a montré notre expérience dans le domaine, la plupart du temps, les constructeurs de robots industriels ne veulent pas donner d'information sur leur contrôleur, et même dans des cas extrêmes, le contrôleur ne fixe pas la valeur de la sur-contrainte. Dans ces conditions, la valeur de la sur-contrainte ne peut pas être considérée connue *a priori* dans le processus d'identification puisque cette quantité ne peut pas être mesurée. Ainsi, *la méthode usuelle d'identification des paramètres dynamiques des robots redondants ne peut pas être utilisée.*

Dans la section suivante, je décris deux approches que j'ai proposées afin d'obtenir un *MDII* pour les robots redondants en actionnement en se passant de la connaissance de la sur-contrainte dans le mécanisme. Le principal avantage de ces méthodes est leur universalité : *elles sont applicables que l'on connaisse la valeur de la sur-contrainte ou pas.*

Calcul du MDII

Pour comprendre la différence avec le calcul du *MDII* des robots non redondants, revenons aux équations (VI.4) à (VI.8) réécrites ici pour des raisons de clarté :

$$\boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{\tau}_{t_a} - \mathbf{J}_{k_a}^T \boldsymbol{\lambda}_1 - \mathbf{B}_p^T \boldsymbol{\lambda}_2 \tag{VI.51}$$

$$\mathbf{J}_{k_d}^T \boldsymbol{\lambda}_1 = \boldsymbol{\tau}_{t_d} \tag{VI.52}$$

$$-\mathbf{J}_{tk}^T \boldsymbol{\lambda}_1 + \mathbf{A}_p^T \boldsymbol{\lambda}_2 = \boldsymbol{\tau}_{pr} \tag{VI.53}$$

Ici, la différence majeure avec le calcul du *MDII* des robots non redondants est que la matrice $\mathbf{A}_p^T$ de (VI.53) n'est plus carrée, mais rectangulaire avec plus de colonnes que de lignes [5] [Mer06b]. Ceci correspond au fait que le système d'équations (VI.1) caractérisant

4. Notons que dans ce cas très simple, la valeur de α pourrait être identifiée, mais ce n'est pas le cas dans un cadre plus général.

5. Notons que la matrice $\mathbf{J}_{k_d}$ (et donc $\mathbf{J}_{k_d}^T$) est toujours carrée.

la contrainte cinématique entre les vitesses d'entrée et de sortie du robot a trop d'équations pour résoudre le problème cinématique inverse du robot (calcul de $\mathbf{t}_r$ en fonction de $\dot{\mathbf{q}}_a$).

En résolvant l'équation (VI.52), on obtient :

$$\boldsymbol{\lambda}_1 = \mathbf{J}_{k_d}^{-T} \boldsymbol{\tau}_{t_d} \tag{VI.54}$$

ce qui implique que

$$\boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{\tau}_{t_a} - \mathbf{J}_{k_a}^T \mathbf{J}_{k_d}^{-T} \boldsymbol{\tau}_{t_d} - \mathbf{B}_p^T \boldsymbol{\lambda}_2 = \mathbf{J}_t^T \boldsymbol{\tau}_t - \mathbf{B}_p^T \boldsymbol{\lambda}_2 \tag{VI.55}$$

où $\boldsymbol{\tau}_t^T = [\boldsymbol{\tau}_{t_a}^T \ \boldsymbol{\tau}_{t_d}^T]$ représente le modèle dynamique du robot arborescent virtuel défini dans la section VI.1.1, $\mathbf{w}_p = \boldsymbol{\tau}_{pr} + \mathbf{J}_{tk}^T \mathbf{J}_{k_d}^{-T} \boldsymbol{\tau}_{t_d}$,

$$\mathbf{J}_t^T = \begin{bmatrix} \mathbf{I}_n & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & (-\mathbf{J}_{k_a}^T - \mathbf{B}_p^T \mathbf{A}_p^{-T} \mathbf{J}_{tk}^T) \mathbf{J}_{k_d}^{-T} \end{bmatrix} \tag{VI.56}$$

et

$$\mathbf{A}_p^T \boldsymbol{\lambda}_2 = \mathbf{w}_p \tag{VI.57}$$

À partir de l'équation (VI.57), la matrice $\mathbf{A}_p^T$ ayant plus de colonnes que de lignes, ceci implique qu'il existe une infinité de valeurs possibles pour $\boldsymbol{\lambda}_2$ qui sont toutes données par :

$$\boldsymbol{\lambda}_2 = \left(\mathbf{A}_p^T\right)^+ \mathbf{w}_p + \left(\mathbf{1} - \left(\mathbf{A}_p^T\right)^+ \mathbf{A}_p^T\right) \mathbf{c} \tag{VI.58}$$

où :

— $\left(\mathbf{A}_p^T\right)^+$ est la matrice pseudo-inverse de $\mathbf{A}_p^T$ définie par

$$\left(\mathbf{A}_p^T\right)^+ = \mathbf{A}_p \left(\mathbf{A}_p^T \mathbf{A}_p\right)^{-1} \tag{VI.59}$$

— $\mathbf{1}$ est une matrice identité de dimensions adéquates,

— $\mathbf{c}$ est un vecteur appelé la sur-contrainte. Si $\mathbf{c}$ est un vecteur nul, alors la norme de $\boldsymbol{\lambda}_2$ est minimale. On peut utiliser la valeur de la sur-contrainte afin d'améliorer les propriétés du robot, par exemple améliorer ses capacités d'accélération ou de charge [NA89] ou bien encore minimiser le jeu dans les articulations [Mül05].

Si $\mathbf{c}$ est fixé, alors on peut introduire l'expression de $\boldsymbol{\lambda}_2$ dans (VI.55) afin d'en déduire les efforts moteurs :

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{J}_t^T \boldsymbol{\tau}_t - \mathbf{B}_p^T \left(\left(\mathbf{A}_p^T\right)^+ \mathbf{w}_p + \left(\mathbf{1} - \left(\mathbf{A}_p^T\right)^+ \mathbf{A}_p^T\right) \mathbf{c} \right) \tag{VI.60}$$

Cependant, comme mentionné plus haut, cette valeur n'est généralement pas donnée par les constructeurs de robots et la valeur de $\boldsymbol{\tau}$ ne peut pas être connue de manière unique, ce qui empêche d'utiliser l'expression (VI.60) pour calculer le *MDII*.

Pour remédier à ce problème, j'ai proposé deux méthodes détaillées ci-dessous.

Méthode 1 : projection des efforts moteurs sur la plate-forme

Puisque la matrices $\mathbf{B}_p$ dans (VI.51) est toujours carrée et inversible (tant que le robot n'est pas dans une configuration singulière [Mer06b]), on peut réécrire (VI.55) sous la forme :

$$-\mathbf{B}_p^T \boldsymbol{\lambda}_2 = \boldsymbol{\tau} - \mathbf{J}_t^T \boldsymbol{\tau}_t \tag{VI.61}$$

ce qui permet d'en déduire $\boldsymbol{\lambda}_2$

$$\boldsymbol{\lambda}_2 = -\mathbf{B}_p^{-T} \left(\boldsymbol{\tau} - \mathbf{J}_t^T \boldsymbol{\tau}_t \right) \tag{VI.62}$$

que l'on peut réinjecter dans (VI.53) afin d'obtenir

$$-\mathbf{J}_{tk}^T \mathbf{J}_{k_d}^{-T} \boldsymbol{\tau}_{t_d} - \mathbf{A}_p^T \mathbf{B}_p^{-T} \left(\boldsymbol{\tau} - \mathbf{J}_t^T \boldsymbol{\tau}_t \right) = \boldsymbol{\tau}_{pr} \tag{VI.63}$$

et que l'on peut réécrire sous la forme

$$\mathbf{J}_{inv}^T \boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{\tau}_{pr} + \mathbf{J}_l^T \boldsymbol{\tau}_t \tag{VI.64}$$

où :

— $\mathbf{J}_{inv} = -\mathbf{B}_p^{-1} \mathbf{A}_p$ est la matrice jacobienne cinématique inverse du robot,

— la matrice $\mathbf{J}_l^T$ est définie par

$$\mathbf{J}_l^T = \mathbf{J}_{inv}^T \mathbf{J}_t^T + \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{J}_{tk}^T \mathbf{J}_{k_d}^{-T} \end{bmatrix} \tag{VI.65}$$

L'équation (VI.64), qui projette le modèle dynamique sur la plate-forme par l'utilisation de la matrice jacobienne cinématique inverse $\mathbf{J}_{inv}$, ne dépend pas de la sur-contrainte et peut servir à calculer un *MDII* de la manière suivante.

Pour un robot arborescent ou un corps libre, il est bien connu que le modèle dynamique inverse peut s'écrire de manière linéaire par rapport aux paramètres dynamiques des corps [KD02]. Aussi, on a :

$$\boldsymbol{\tau}_t = \mathbf{IDM}_{st_t} \left(\mathbf{q}_t, \dot{\mathbf{q}}_t, \ddot{\mathbf{q}}_t \right) \boldsymbol{\chi}_{st_t} \tag{VI.66}$$

où $\boldsymbol{\chi}_{st_t}$ est le vecteur des paramètres dynamiques du robot arborescent, $\mathbf{IDM}_{st_t}$ est la matrice jacobienne de $\boldsymbol{\tau}_t$ par rapport à $\boldsymbol{\chi}_{st_t}$, et

$$\boldsymbol{\tau}_{pr} = \mathbf{IDM}_p \left(\mathbf{x}, \mathbf{t}, \dot{\mathbf{t}} \right) \boldsymbol{\chi}_p \tag{VI.67}$$

où $\boldsymbol{\chi}_p$ est le vecteur des paramètres dynamiques de la plate-forme, $\mathbf{IDM}_p$ est la matrice jacobienne de $\boldsymbol{\tau}_{pr}$ par rapport à $\boldsymbol{\chi}_p$.

En introduisant ces expressions dans l'équation (VI.64), on obtient

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\Gamma}_{idm}^1 &= \mathbf{IDM}_p \boldsymbol{\chi}_p + \mathbf{J}_l^T \mathbf{IDM}_{st_t} \boldsymbol{\chi}_{st_t} \\ &= \begin{bmatrix} \mathbf{J}_l^T \mathbf{IDM}_{st_t} & \mathbf{IDM}_p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \boldsymbol{\chi}_{st_t} \\ \boldsymbol{\chi}_p \end{bmatrix} \\ &= \mathbf{IDM}_{st_1}^{red} \left(\mathbf{q}_a, \dot{\mathbf{q}}_a, \ddot{\mathbf{q}}_a \right) \boldsymbol{\chi}_{st} \end{aligned} \tag{VI.68}$$

où $\boldsymbol{\Gamma}_{idm}^1 = \mathbf{J}_{inv}^T \boldsymbol{\tau}$.

Ainsi, en projetant les efforts d'entrée sur la plate-forme, il est possible d'obtenir un modèle dynamique unique qui peut être utilisé à des fins d'identification.

Méthode 2 : projection des efforts moteurs sur un corps actionné

J'ai défini une autre approche permettant de calculer un *MDII* de manière unique. L'idée est de compléter le système d'équations (VI.57) par $n-r$ équations (r étant le nombre de lignes de la matrice $\mathbf{A}_p^T$) venant de (VI.55). A cette fin, partitionnons (VI.55) comme suit :

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\tau}_n^{1:r} \\ \boldsymbol{\tau}_n^{r+1:n} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \mathbf{B}_p^{1:r\ T} \\ \mathbf{B}_p^{r+1:n\ T} \end{bmatrix} \boldsymbol{\lambda}_2 \tag{VI.69}$$

avec :

— $\boldsymbol{\tau}_n = \boldsymbol{\tau} - \mathbf{J}_t^T \boldsymbol{\tau}_t$,

— $\boldsymbol{\tau}_n^{1:r}$ les r premières composantes de $\boldsymbol{\tau}_n$,

— $\boldsymbol{\tau}_n^{r+1:n}$ les $n-r$ dernières composantes de $\boldsymbol{\tau}_n$,

— $\mathbf{B}_p^{1:r\ T}$ les r premières lignes de $\mathbf{B}_p^T$,

— $\mathbf{B}_p^{r+1:n\ T}$ les $n-r$ dernières lignes de $\mathbf{B}_p^T$.

La manière de partitionner n'est bien entendu pas unique. Si le robot a des jambes d'architecture identique, les $n-r$ équations qui complèteront le système (VI.57) pourront être celles des $n-r$ derniers actionneurs dans la numérotation choisie par l'utilisateur. Si ce n'est pas le cas, une étude devra être réalisée afin de trouver le partitionnement qui conduira aux meilleurs résultats pour l'identification (en termes de qualité d'estimation des efforts moteurs).

Au final, les $n-r$ dernières équations de (VI.69) peuvent être introduites dans (VI.57) afin d'obtenir un nouveau système :

$$\boldsymbol{\tau}_n^{1:r} = -\mathbf{B}_p^{1:r\ T} \boldsymbol{\lambda}_2 \tag{VI.70}$$

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\tau}_n^{r+1:n} \\ \boldsymbol{\tau}_{pr} + \mathbf{J}_{tk}^T \mathbf{J}_{k_d}^{-T} \boldsymbol{\tau}_{t_d} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\mathbf{B}_p^{r+1:n\ T} \\ \mathbf{A}_p^T \end{bmatrix} \boldsymbol{\lambda}_2 = \mathbf{A}_p^{*T} \boldsymbol{\lambda}_2 \tag{VI.71}$$

dans lequel $\mathbf{A}_p^{*T}$ est une matrice carrée inversible.

En résolvant (VI.71), on trouve que :

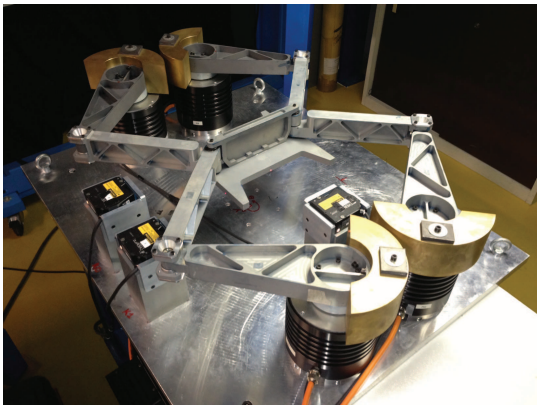
$$\boldsymbol{\lambda}_2 = \mathbf{A}_p^{*-T} \begin{bmatrix} \boldsymbol{\tau}_n^{r+1:n} \\ \boldsymbol{\tau}_{pr} + \mathbf{J}_{tk}^T \mathbf{J}_{k_d}^{-T} \boldsymbol{\tau}_{t_d} \end{bmatrix} = \mathbf{A}_{p_1} \boldsymbol{\tau}_n^{r+1:n} + \mathbf{A}_{p_2} \left(\boldsymbol{\tau}_{pr} + \mathbf{J}_{tk}^T \mathbf{J}_{k_d}^{-T} \boldsymbol{\tau}_{t_d} \right) \tag{VI.72}$$

où $\mathbf{A}_p^{*-T} = [\mathbf{A}_{p_1} \ \ \mathbf{A}_{p_2}]$. Notons qu'une condition suffisante pour que la matrice $\mathbf{A}_p^{*T}$ soit inversible est que les matrices $\mathbf{J}_{tk}$, $\mathbf{J}_{k_d}$, $\mathbf{A}_p$ et $\mathbf{B}_p^{1:r^T}$ soient de rang plein, c'est-à-dire que le robot parallèle ne soit pas dans une configuration singulière.

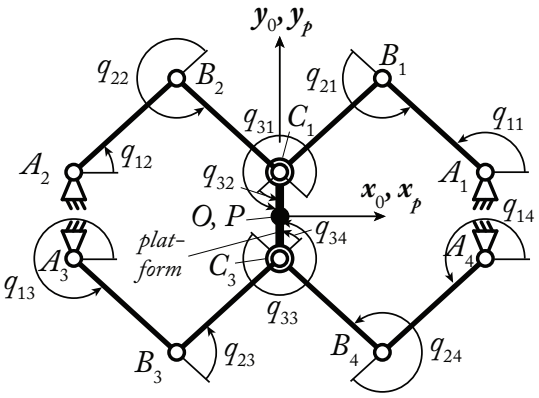
En introduisant (VI.72) dans (VI.69), on obtient :

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\tau}_n^{1:r} &= \mathbf{B}_p^{*T} \mathbf{A}_{p_1} \boldsymbol{\tau}_n^{r+1:n} + \mathbf{A}_{p_2} \left(\boldsymbol{\tau}_{pr} + \mathbf{J}_{tk}^T \mathbf{J}_{k_d}^{-T} \boldsymbol{\tau}_{t_d} \right) \\ &= \mathbf{B}_p^{*T} \mathbf{A}_{p_1} \boldsymbol{\tau}_n^{r+1:n} + \mathbf{A}_{p_2} \boldsymbol{\tau}_{pr} + \mathbf{A}_{p_2} \mathbf{J}_{tk}^T \mathbf{J}_{k_d}^{-T} \boldsymbol{\tau}_{t_d} \\ &= \mathbf{J}_{\tau_{r+1:n}}^T \boldsymbol{\tau}_n^{r+1:n} + \mathbf{J}_{\tau_t}^T \boldsymbol{\tau}_t + \mathbf{J}_{\tau_{pr}}^T \boldsymbol{\tau}_{pr} \end{aligned} \tag{VI.73}$$

avec



(a) Prototype du robot DualV du LIRMM



(b) Description cinématique du DualV dans une configuration pour laquelle le repère de base $(\boldsymbol{x}_0 O \boldsymbol{y}_0)$ coïncide avec le repère de l'effecteur $(\boldsymbol{x}_p P \boldsymbol{y}_p)$

Figure VI.23 – The DualV.

— $\mathbf{J}^T_{\tau_{r+1:n}} = \mathbf{B}^{*T}_p \mathbf{A}_{p_1}$,
— $\mathbf{J}^T_{\tau_{pr}} = \mathbf{A}_{p_2}$,
— $\mathbf{J}^T_{\tau_t} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{A}_{p_2} \mathbf{J}^T_{tk} \mathbf{J}^{-T}_{k_d} \end{bmatrix}$.

On en déduit

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\Gamma}^2_{idm} &= \mathbf{J}^T_{\tau_t} \boldsymbol{\tau}_t + \mathbf{J}^T_{\tau_{pr}} \tau_{pr} \\ &= \mathbf{J}^T_{\tau_t} \mathbf{IDM}_{st_t} \boldsymbol{\chi}_{st_t} + \mathbf{J}^T_{\tau_{pr}} \mathbf{IDM}_p \boldsymbol{\chi}_p \\ &= \begin{bmatrix} \mathbf{J}^T_{\tau_t} \mathbf{IDM}_{st_t} & \mathbf{J}^T_{\tau_{pr}} \mathbf{IDM}_p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \boldsymbol{\chi}_{st_t} \\ \boldsymbol{\chi}_p \end{bmatrix} \\ &= \mathbf{IDM}^{red}_{st_2} (\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}}) \, \boldsymbol{\chi}_{st} \end{aligned} \tag{VI.74}$$

où $\boldsymbol{\Gamma}^2_{idm} = \boldsymbol{\tau}^{1:r}_n - \mathbf{J}^T_{\tau_{r+1:n}} \boldsymbol{\tau}^{r+1:n}_n$. Ainsi, en projetant les efforts de $n-r$ actionneurs sur les r autres, le *MDII* devient aussi unique et peut être utilisé à des fins d'identification.

À cause des perturbations dues aux bruits de mesure et aux erreurs de modélisation, l'effort d'entrée réel $\boldsymbol{\tau}_m$ diffère d'une erreur $\mathbf{e}'$ du vecteur $\boldsymbol{\tau}$. Ceci implique que les valeurs de $\boldsymbol{\Gamma}^j$ calculées en utilisant les valeurs des efforts d'entrée $\boldsymbol{\tau}_m$ diffèrent de $\boldsymbol{\Gamma}^j_{idm}$ d'une erreur $\mathbf{e}$, tel que

$$\boldsymbol{\Gamma}^j = \mathbf{v}_\tau \mathbf{g}_\tau = \boldsymbol{\Gamma}^j_{idm} + \mathbf{e} = \mathbf{IDM}^{red}_{st_j} \boldsymbol{\chi}_{st} + \mathbf{e} \tag{VI.75}$$

L'équation (VI.75) représente le *MDII*. Notons qu'ici, la matrice $\mathbf{v}_\tau$ est différente de la matrice définie à (VI.35) puisque $\boldsymbol{\Gamma}^j \neq \boldsymbol{\tau}_m$.

Cas d'étude : le robot DualV

Le DualV (Fig. VI.23) est un prototype de robot parallèle plan redondant en actionnement, avec 3 *ddl*, développé au LIRMM [van+11].

Dans cette partie, les paramètres dynamiques du DualV sont identifiés par moindres carrés pondérés (voir annexe B). Les deux types de *MDII* sont testés :

Table VI.2 – Paramètres essentiels du DualV.

	Cas 1		Cas 2	
Param.	Valeur	$\%\sigma_{\hat{\chi}_{ri}}$	Valeur	$\%\sigma_{\hat{\chi}_{ri}}$
zz_{11R}	$4.45e-2$	1.58	$4.12e-2$	3.14
zz_{21R}	$4.81e-2$	1.39	$4.62e-2$	3.09
zz_{31R}	$4.81e-2$	1.41	$4.57e-2$	2.54
zz_{41R}	$5.07e-2$	1.38	$5.79e-2$	1.89
zz_4	$2.06e-2$	1.37	$2.05e-2$	2.23
m_4	$1.92e+0$	1.08	$1.96e+0$	1.48
zz_5	$1.61e-2$	1.71	$1.64e-2$	3.04
mx_5	$-1.27e-1$	0.76	$-1.27e-1$	1.51
m_5	$5.42e+0$	0.30	$5.52e+0$	0.29
Norme de l'erreur relative $\|\boldsymbol{\rho}\| \,/\, \|\mathbf{Y}\| \Rightarrow$ Cas 1 : 0.110, Cas 2 : 0.091				

$$zz_{i1_R} = zz_{1i} + ia_{1i} + \ell^2_{A_iB_i} m_{i2}$$

Table VI.3 – Pourcentage de la norme de l'erreur relative.

	Trajectoire 1				Trajectoire 2				
$\hat{\boldsymbol{\chi}}$	τ_1	τ_2	τ_3	τ_4	τ_1	τ_2	τ_3	τ_4	Moyenne
Cas 1	9.1	8.5	7.5	8.9	9.8	8.5	7.6	10.5	8.8
Cas 2	9.1	8.5	8.0	8.6	10.0	8.6	8.2	11.7	9.2

— **Cas 1** : le *MDII* (VI.68) qui projette les efforts moteurs sur la plate-forme, et

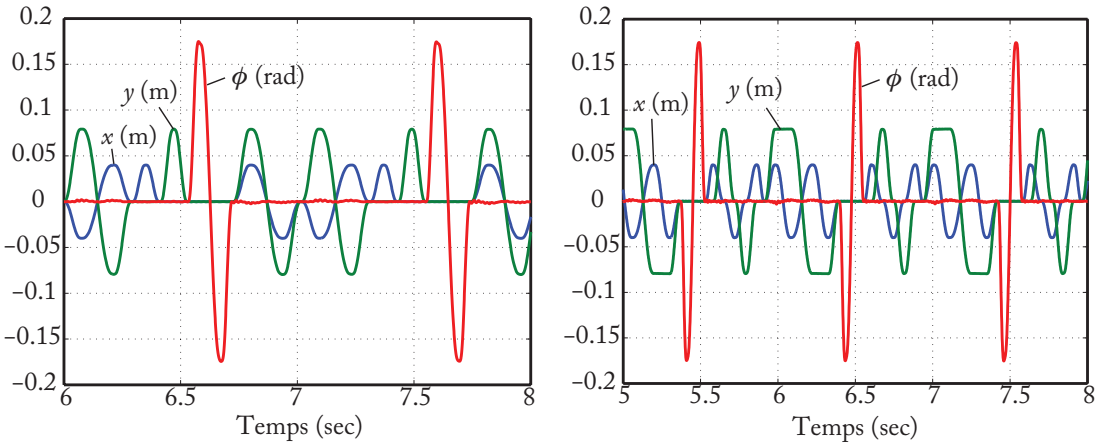
— **Cas 2** : le *MDII* (VI.74) qui projette les efforts du moteur 4 sur les moteurs 1 à 3.

Le Tab. VI.2 présente les résultats d'identification. Notons que le corps $\mathcal{B}_4$ est la plate-forme et le corps $\mathcal{B}_5$ est une masse de 5.37 kg posée sur la plate-forme.

On note que les écarts types sur l'estimation des paramètres sont très faibles dans les deux cas. La masse de 5.37 kg a aussi été correctement estimée. De plus, la valeur de la norme de l'erreur relative est d'environ 10 % dans les deux cas ce qui montre que les entrées $\mathbf{\Gamma}^j$ sont correctement reconstruite. Cependant, on notera que dans le cas 1, les écarts types relatifs des paramètres estimés sont généralement plus petits. De même, dans le cas 1, l'estimation de la charge est meilleure.

Afin de valider les modèles, une commande à couples calculés a été implémentée dans le contrôleur du DualV en fixant la valeur de la sur-contrainte à 0 [BKG15a]. Deux trajectoires ont ensuite été réalisées afin de mesurer les couples d'entrée. Les deux trajectoires sont tracées à la Fig. VI.24. Bien entendu, elles sont différentes de celles utilisées pendant l'identification.

Au final, les couples mesurés sont comparés avec ceux calculés par le *MDI* avec une sur-contrainte fixée à 0. Les résultats en termes de norme d'erreur relative sont résumés au Tab. VI.3 (voir aussi les Fig. VI.25 qui montre les couples le long de la trajectoire 1 avec les paramètres identifiés dans le cas 1). On remarquera que les couples d'entrée sont correctement estimés dans les deux cas, même si les paramètres identifiés dans le cas 1 conduisent à une (légère) meilleure estimation.



(a) Trajectoire 1 (b) Trajectoire 2

Figure VI.24 – Les deux trajectoires utilisées pour les validations croisées.

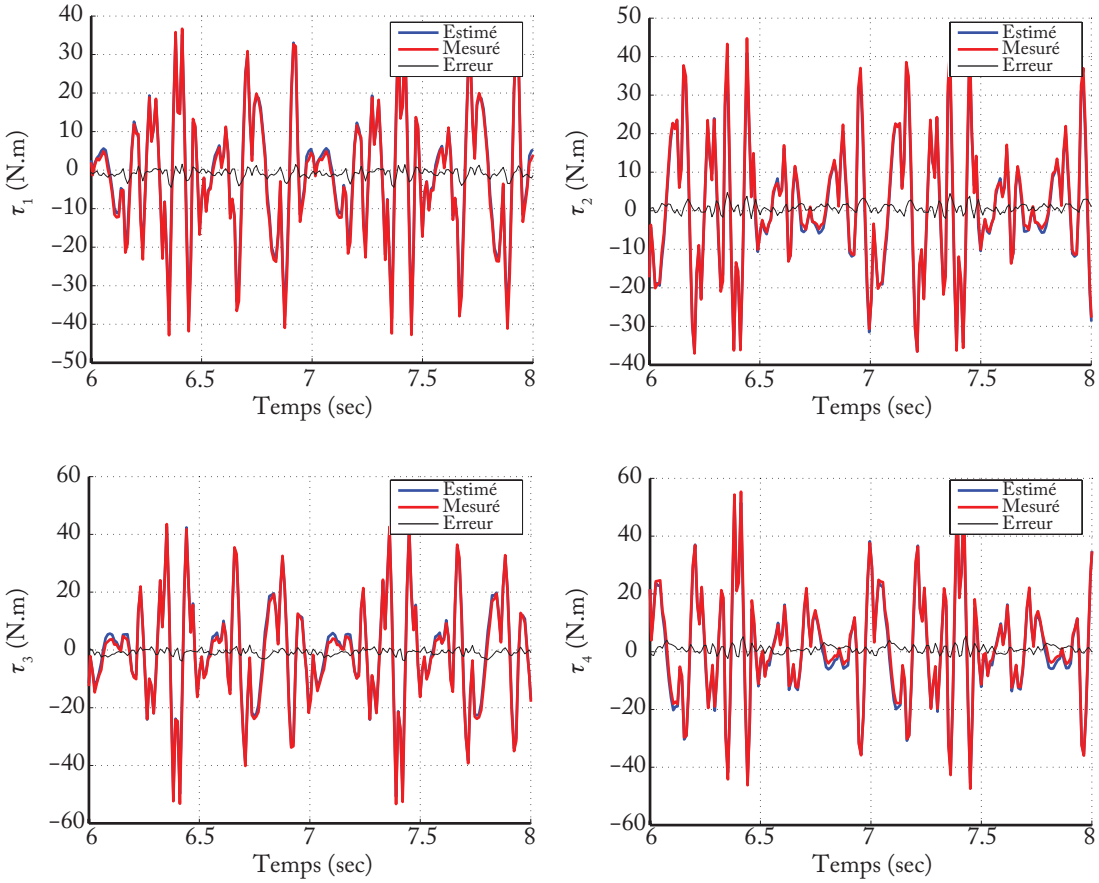


Figure VI.25 – Couples d'entrée mesurés (lignes rouges) et estimés (ligne bleues) en utilisant les paramètres identifiés avec le cas 1 sur la trajectoire 1.

Discussion

On a remarqué pour le DualV que les paramètres identifiés dans le cas 1 conduisent à une (légère) meilleure estimation des couples moteur. Cependant, ces résultats ne sont pas suffisant pour statuer qu'en général, le meilleur *MDII* à utiliser est celui du cas 1. Cela

doit être confirmé par de nombreuses autres expérimentations sur d'autres types de robots redondants en actionnement. De plus, même si pour le moment, je n'ai pas d'exemple en tête, certains robots particuliers peuvent nécessiter l'utilisation du *MDII* du cas 2.

La seule chose qu'il est possible de clairement affirmer est que le calcul des équations du *MDII* du cas 1 est plus direct que pour celles du *MDII* du cas 2 puisque toutes les équations sont projetées sur la plate-forme et qu'il n'existe pas différentes combinaisons possibles pour la projection des équations.

VI.1.2.4 Conclusions et autres travaux dans ce domaine

Mes contributions majeures concernant l'identification des paramètres du modèle dynamique des robots parallèles ont été synthétisées dans cette partie. Ces contributions sont centrées sur le développement d'une méthodologie d'identification :

— qui est basée sur un calcul systématique, complet et direct du *MDII* des robots parallèles, redondants ou pas,

— qui permet d'obtenir un jeu de paramètres dynamiques symétriques si le robot a des jambes d'architecture identique,

— qui permet d'identifier "en un coup" (i) tous les paramètres dynamiques de tous les corps du robot et (ii) tous les gains d'actionnement.

Ces contributions ont été validées expérimentalement sur plusieurs prototypes plans et spatiaux et sur de nombreuses trajectoires différentes sur chacun des prototypes mentionnés. Notons que la méthodologie d'identification des gains d'actionnement a aussi été validée sur d'autres robots, tels que

— les prototypes de mécanisme plan à cinq barres de Clermont-Ferrand (Fig. VI.8) et de l'École de technologie supérieure de Montréal (Fig. VI.19(a)),

— différents robots industriels (le robot Kuka LightWeight, les robots Staübli TX-40 (2 kg de charge) et RX-90 (10 kg de charge) ainsi que le robot Kuka KR270 (270 kg de charge)).

D'autres contributions dans ce domaine moins centrées sur les robots parallèles ont été réalisées, à savoir :

— *sur l'identification des paramètres dynamiques par modèle de puissance :* afin d'identifier les paramètres dynamiques, on utilise généralement le *MDII*. Cependant, comme montré précédemment, son calcul est compliqué. Afin de simplifier la procédure, il est possible d'utiliser le modèle de puissance pour l'identification. Il contient exactement les mêmes paramètres que le modèle dynamique et a été utilisé dans le passé pour l'identification de robots deux axes sériels. Cependant, son utilisation pour des robots plus complexes, comme un robot sériel à 6 *ddl*, avait jusqu'à présent conduit à des résultats erronés.

  J'ai montré que ce problème était lié à la nécessité d'obtenir pour l'identification une matrice d'observation triangulaire par blocs, ce qui est le cas avec le *MDII* des robots sériels, mais pas avec le modèle d'identification en puissance. Cette forme

particulière permet intrinsèquement de découpler le système d'équations et d'éviter que les paramètres du poignet (qui ont les plus faibles contributions sur les efforts moteurs) soient mal estimés.

Afin de recréer cette matrice d'observation triangulaire par blocs, j'ai défini des trajectoires optimales excitantes permettant d'obtenir une matrice d'observation de cette forme. La méthode a été validée expérimentalement sur le robot Staübli TX-40 [GB13a].

Le modèle dynamique de puissance a aussi permis l'identification des paramètres dynamiques des robots redondants en actionnement [BGK13b].

— *sur l'estimation des paramètres dynamiques standard :* il est connu dans le domaine de l'identification que certains paramètres de base ou essentiels identifiés sont physiquement irréalistes (à cause du bruit de mesure). Si on les utilise, ils conduisent au calcul d'une matrice d'inertie du robot non définie positive dans certaines configurations du mécanisme. C'est pourquoi il est nécessaire de trouver un jeu de paramètres dynamiques standard qui peuvent être reliés aux paramètres de base ou essentiels et qui garantissent que la matrice d'inertie du robot soit définie positive. Des méthodes existent, qui, soit, sont basées sur des algorithmes d'essais/erreurs (et donc coûteux en temps de calcul), soit, utilisent des approches ajoutant des contraintes dans le système à résoudre en obligeant, par exemple, la masse d'un corps donné à être positive, sa matrice d'inertie à être définie positive, etc. Cependant, cette dernière approche ne conduit pas à une solution optimale puisqu'elle ne minimise pas la norme de l'erreur de modélisation.

Afin de pallier ces problèmes, une approche qui utilise la connaissance que l'on peut avoir *a priori* sur les paramètres dynamiques standard a été proposée. En effet, il est maintenant aisé pour les constructeurs de robots d'avoir accès aux données CAO qui sont de bonnes valeurs *a priori*. Cette connaissance peut être utilisée à notre avantage afin de trouver un jeu de paramètres standard aussi proche que possible des paramètres *a priori*.

Une méthode d'étalonnage des paramètres standard utilisant la connaissance de paramètres *a priori* et basée sur une technique de résolution de la matrice de régression a donc été proposée. La solution obtenue minimise la norme de l'erreur résiduelle, ce qui implique que c'est une des meilleures solutions du problème. Il a aussi été montré que si les valeurs *a priori* des paramètres étaient consistantes physiquement et bien choisies, et que les erreurs de mesures étaient suffisamment petites, alors les paramètres standard obtenus étaient consistants.

Cette méthode a été validée expérimentalement sur l'Orthoglide et le robot Staübli TX-40 [GBV13].

Notons que l'étude de la réalité physique du jeu de paramètres dynamiques donne une information importante sur la connaissance de la dynamique du robot étudié. Cette connaissance peut être utilisée afin de vérifier l'intégrité d'un robot après un choc. Cela peut aussi servir à vérifier les problèmes d'instabilité d'une loi de *CCC* puisque

une matrice d'inertie du robot non définie positive peut rendre le contrôleur instable.

— *sur l'étalonnage des capteurs de couples du robot Kuka LightWeight :* la méthode d'identification des gains d'actionnement présentée dans cette section a été étendue à la calibration *in situ* des gains des capteurs de couples du robot Kuka LightWeight afin d'améliorer la reconstruction de l'effort appliqué sur l'effecteur [BJG14a].

VI.1.2.5 Articles associés

Ces travaux ont été réalisés dans le cadre de mes activités de recherche personnelles et ont donné lieu à la publication de

— trois articles de revues internationales

1. **S. Briot** et M. Gautier. "Global Identification of Joint Drive Gains and Dynamic Parameters of Parallel Robots". In : *Multibody System Dynamics* 33.1 (2015), p. 3–26.
2. **S. Briot**, S. Krut et M. Gautier. "Dynamic Parameter Identification of Overactuated Parallel Robots". In : *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control* 137.11 (2015).
3. M. Gautier et **S. Briot**. "Global Identification of Joint Drive Gains and Dynamic Parameters of Robots". In : *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control* 136.5 (2014).

— onze articles de conférences internationales

1. **S. Briot**, A. Jubien et M. Gautier. "In situ calibration of joint torque sensors of the KUKA LightWeight Robot using only internal controller data". In : *Proceedings of the 2014 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM 2014)*. Besançon, France, juil. 2014.
2. **S. Briot**, M. Gautier et S. Krut. "Dynamic Parameter Identification of Actuation Redundant Parallel Robots : Application to the DualV". In : *Proceedings of the 2013 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM 2013)*. Wollongong, Australia, juil. 2013.
3. **S. Briot**, M. Gautier et S. Krut. "Dynamic Parameter Identification of Actuation Redundant Parallel Robots using their Power Identification Model : Application to the DualV". In : *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2013)*. Tokyo Big Sight, Japan, nov. 2013.
4. M. Gautier et **S. Briot**. "Dynamic Parameter Identification of a 6 DOF Industrial Robot using Power Model". In : *Proceedings of the 2013 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2013)*. Karlsruhe, Germany, mai 2013.
5. M. Gautier, S. Briot et G. Venture. "Identification of Consistent Standard Dynamic Parameters of Industrial Robots". In : *Proceedings of the 2013 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM 2013)*. Wollongong, Australia, juil. 2013.
6. **S. Briot** et M. Gautier. "Global Identification of Drive Gains and Dynamic Parameters of Parallel Robots - Part 1 : Theory". In : *Proceedings of the 19th CISM-IFToMM Symposium on Robot Design, Dynamics, and Control (RoManSy 2012)*. Paris, France, juin 2012.
7. **S. Briot** et M. Gautier. "Global Identification of Drive Gains and Dynamic Parameters of Parallel Robots - Part 2 : Case Study". In : *Proceedings of the 19th CISM-IFToMM Symposium on Robot Design, Dynamics, and Control (RoManSy 2012)*. Paris, France, juin 2012.

8. M. Gautier et **S. Briot**. "Global Identification of Drive Gains Parameters of Robots Using a Known Payload". In : *Proceedings of the 2012 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2012)*. Saint Paul, Minnesota, USA, mai 2012.

9. M. Gautier et **S. Briot**. "Global Identification of Robot Drive Gains Parameters Using a Known Payload and Weighted Total Least Square Techniques". In : *Proceedings of the 16th IFAC Symposium on System Identification (SYSID 2012)*. Brussels, Belgium, juil. 2012.

10. M. Gautier et **S. Briot**. "New Method for Global Identification of the Joint Drive Gains of Robots using a Known Inertial Payload". In : *Proceedings of the 50th IEEE Conference on Decision and Control and European Control Conference (CDC-ECC 2011)*. Orlando, Florida, USA, déc. 2011, p. 526–531.

11. M. Gautier et **S. Briot**. "New Method for Global Identification of the Joint Drive Gains of Robots using a Known Payload Mass". In : *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2011)*. San Francisco, California, USA, sept. 2011.

VI.1.3 Modélisation élastodynamique

VI.1.3.1 Introduction

De nombreuses études ont été dédiées au calcul du modèle dynamique complet des robots parallèles rigides (cf. section VI.1.1), mais peu d'entre elles abordent la question du calcul du modèle dynamique des robots parallèles flexibles. Une des problématiques majeures associées concerne la réduction du temps de calcul qui est généralement énorme et empêche l'utilisation de ces modèles dans de nombreuses applications, telles que le contrôle temps réel, les processus de conception optimale, etc. Afin de diminuer le coût de calcul, il est (i) possible de diminuer le nombre de coordonnées généralisées (en utilisant des méthodes de réduction de modèles [CB68] ; [BPC11a] ; [Cra81] et des séries tronquées de fonctions de forme [Ble01]) ou bien (ii) de calculer efficacement le modèle sous forme symbolique afin de minimiser le nombre d'opérateurs $+$, $-$, $\times$ et $/$ (de manière similaire à ce qui est fait pour le modèle dynamique rigide des robots [KD02], des robots modélisés avec des ressorts virtuels dans les articulations [KG00], ou pour les robots sériels modélisés avec des flexibilités distribuées [BK98]). Les deux méthodes peuvent bien évidemment être combinées.

Pour le calcul du modèle élastodynamique des robots, deux approches majeures sont généralement proposées (cf. [DE06] pour un état de l'art) :

— l'utilisation de méthodes à flexibilités localisées, représentées par des ressorts virtuels [KG00] ; [Kru+75] ; [WAW06],

— l'utilisation de méthodes à flexibilités distribuées [BK98] ; [BC96] ; [Sha05] ; [Bau11] ; [SS08] ; [RCM10] ; [dB94].

Les méthodes à flexibilités localisées sont généralement plus simples à utiliser par les non experts dans les méthodes par éléments finis, mais cependant, afin d'obtenir un modèle avec une précision suffisante, un grand nombre de ressorts virtuels doivent être utilisés, ce qui induit une augmentation du temps de calcul. Les travaux les plus pertinents concernant

ces méthodes à flexibilités localisées sont probablement [KG00] (pour les robots sériels) et [WAW06] (pour tout type de robots). Dans [KG00], les flexibilités sont modélisées par des ressorts virtuels à 1 *ddl* (ce qui est pertinent pour les robots sériels puisqu'une grosse partie de leur élasticité est due aux déformations dans les trains d'engrenage [Kli+15]) et une procédure systématique pour le calcul symbolique du modèle est proposée. Cette procédure permet la minimisation du nombre d'opérateurs utilisés dans le modèle. Dans [WAW06], des ressorts de plus grande dimension (jusqu'à 6 *ddl*) sont utilisés mais il est montré que pour obtenir une bonne précision de modélisation, le nombre de ressorts virtuels utilisés doit être élevé, augmentant le temps de calcul.

Contrairement aux méthodes à flexibilités localisées, celles qui utilisent les flexibilités distribuées permettent d'améliorer la précision de modélisation. Cependant, ces méthodes nécessitent des compétences plus importantes. Dans [Sha05] ; [Bau11] ; [RCM10] ; [dB94], des méthodologies génériques pouvant être appliquées à n'importe quel système, et qui sont basées sur l'utilisation du principe de Lagrange, sont proposées. Dans le cas des mécanismes à chaîne fermée, des matrices jacobiennes doivent êtres calculées afin de prendre en compte les contraintes cinématiques. Le travail [SS08] combine le principe de Lagrange et le principe des travaux virtuels afin de calculer le modèle élastodynamique des robots parallèles. Cependant, l'inconvénient majeur de telles méthodologies génériques est qu'elles ne sont pas spécialement conçues pour être utilisées sur les robots parallèles et qu'elles ne garantissent pas la minimisation du nombre d'opérateurs utilisés dans le calcul du modèle symbolique. Une première approche pour le calcul systématique des matrices jacobiennes requises pour la prise en compte des contraintes cinématiques a été proposé dans [BRG05]. Cependant, cette approche n'a pas été conçue afin de minimiser le nombre d'opérateurs dans le modèle.

Afin de combler ces manques, j'ai proposé une procédure systématique qui permet de calculer le modèle élastodynamique (avec flexibilités distribuées) des robots parallèles avec un nombre minimal d'opérateurs. Ces modèles sont très utiles pour différentes raisons :

— dans un processus de conception optimale, les algorithmes d'optimisation testent des milliers de paramètres de conception possibles pour le robot à concevoir. Si le temps de calcul requis pour une itération de calcul du modèle élastodynamique d'un robot n'est pas minimisé, il peut se passer des jours, voire des mois, avant d'obtenir les résultats.

— ce temps de calcul élevé est aussi un problème dans le cadre de la synthèse de contrôleurs puisque le temps de simulation est ralenti.

— des modèles sous forme symbolique, avec un nombre d'opérateurs et de variables intermédiaires minimal, sont requis pour les procédures d'identification de modèle afin de minimiser le risque de propagation des erreurs liées aux données mesurées bruitées.

Afin de minimiser le nombre d'opérations, un modèle de Newton-Euler généralisé (connu pour réduire le nombre d'opérateurs [KD02] ; [BK98] ; [Boy+07] ; [Sha90]) est utilisé et combiné avec le principe des puissances virtuelles et des algorithmes récursifs pour le calcul

des vitesses et accélérations des corps.

Pour calculer les équations du modèle élastodynamique, une méthode similaire à celle présentée dans l'annexe A dans le cas d'un robot rigide est utilisée. Le problème est décomposé en deux étapes [BK14a] :

1. dans un premier temps, on ouvre virtuellement toutes les boucles et on détache chaque jambe de la plate-forme mobile (figure VI.1(b)). Pour chaque jambe, on considère que chaque articulation est virtuellement actionnée. On a alors deux systèmes virtuels : un robot arborescent flexible virtuel composé de n jambes indépendantes dont toutes les articulations deviennent actionnées, et un corps mobile virtuel rigide libre (la plate-forme). On peut alors calculer le modèle dynamique de chacun de ces deux systèmes virtuels en utilisant une procédure basée sur les équations de Newton-Euler généralisées [KD02] ; [BK98] ; [Boy+07] ; [Sha90],
2. ensuite, les chaînes sont fermées à l'aide du principe des puissances virtuelles.

La méthode est résumée dans les sections suivantes.

VI.1.3.2 Équations de Newton-Euler généralisées pour un corps flexible encastré-libre

Avant d'introduire les équations du robot flexible, il est nécessaire d'avoir une modélisation pour un corps flexible unitaire. Dans ce mémoire, l'approche basée sur les équations de Newton-Euler généralisées pour un corps flexible encastré-libre [BK98] ; [Boy+07] ; [Sha90] ; [SD92] est adoptée.

Cinématique du corps flexible encastré-libre

Considérons le modèle du corps flexible montré à la Fig. VI.26. Ce corps, noté $\mathcal{B}_j$, est supposé avoir de petites déformations élastiques autour de sa configuration de référence (état rigide). Le corps est encastré au niveau du point O_j de telle manière que $O_{0j} \equiv O_j$. La position de n'importe quel point M_j de $\mathcal{B}_j$ peut être calculée comme la superposition :

— d'un état rigide caractérisé par le vecteur $\mathbf{r}_{O_jM_{0j}}$ qui représente la position du point M_j par rapport au repère local $\mathcal{F}_j$ en l'absence de déformation (dans ce cas, $M_j \equiv M_{0j}$) et,

— d'une déformation élastique $\mathbf{u}_{e_j}(M_{0j})$ qui peut être paramétrée par une série tronquée de fonctions de forme de Rayleigh-Ritz [Ble01] tel que :

$$\mathbf{u}_{e_j}(M_{0j}) = \mathbf{\Phi}_{d_j}(M_{0j})\mathbf{q}_{e_j} \tag{VI.76}$$

avec

— $\mathbf{\Phi}_{d_j} = \left[\mathbf{\Phi}_{d1_j}, \cdots, \mathbf{\Phi}_{dN_{j_j}}\right]$, $\mathbf{\Phi}_{dk_j}(M_{0j})$ étant la $k^{\text{ème}}$ fonction de forme pour la déformation en translation du corps flexible au point M_{0j},

— $\mathbf{q}_{e_j}^T = \left[q_{e1_j}, \cdots, q_{eN_{j_j}}\right]$, q_{ek_j} étant la $k^{\text{ème}}$ coordonnée généralisée du corps $\mathcal{B}_j$ et N_j le nombre de fonctions de forme considérée.

Il en résulte que le vecteur $\mathbf{r}_{O_jM_j}$ qui caractérise la position de tout point M_j de $\mathcal{B}_j$ est donné par :

$$\mathbf{r}_{O_jM_j} = \mathbf{r}_{O_jM_{0j}} + \mathbf{u}_{e_j}(M_{0j}) = \mathbf{r}_{O_jM_{0j}} + \mathbf{\Phi}_{d_j}(M_{0j})\mathbf{q}_{e_j}. \tag{VI.77}$$

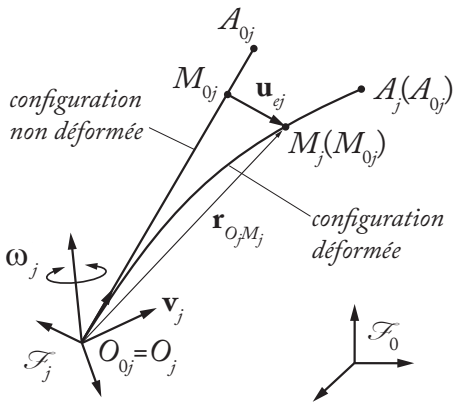


Figure VI.26 – Schéma du corps flexible $\mathcal{B}_j$.

De plus, l'orientation du corps $\mathcal{B}_j$ au point M_j peut aussi être calculée comme la superposition :

— d'un état rigide caractérisé par la matrice de rotation ${}^0\mathbf{R}_j^r = {}^0\mathbf{R}_j$ qui représente l'orientation du corps au point M_j par rapport au repère global $\mathcal{F}_0$ en l'absence de déformation (dans ce cas, $M_j \equiv M_{0j}$) et,

— d'une déformation élastique définie par trois angles $\phi_j^e(M_{0j})$, $\theta_j^e(M_{0j})$ et $\psi_j^e(M_{0j})$ caractérisant les rotations respectives autour de $\boldsymbol{x}_j$, $\boldsymbol{y}_j$ et $\boldsymbol{z}_j$ [6] qui peuvent être paramétrés par une série tronquée de fonctions de forme de Rayleigh-Ritz [Ble01] tel que :

$$\begin{bmatrix} \phi_j^e(M_{0j}) \\ \theta_j^e(M_{0j}) \\ \psi_j^e(M_{0j}) \end{bmatrix} = \boldsymbol{\theta}_{e_j}(M_{0j}) = \boldsymbol{\Phi}_{r_j}(M_{0j})\mathbf{q}_{e_j} \tag{VI.78}$$

avec $\boldsymbol{\Phi}_{r_j} = \left[\boldsymbol{\Phi}_{r1_j}, \cdots, \boldsymbol{\Phi}_{rN_{j_j}}\right]$, $\boldsymbol{\Phi}_{rk_j}(M_{0j})$ étant la $k^{\text{ème}}$ fonction de forme pour la déformation en rotation du corps flexible au point M_{0j}.

Ainsi, la matrice de rotation caractérisant l'orientation du corps $\mathcal{B}_j$ au point M_j est donnée par :

$${}^0\mathbf{R}_j(M_j) = {}^0\mathbf{R}_j^r\ \mathbf{rot}(\boldsymbol{x}, \phi_j^e(M_{0j}))\ \mathbf{rot}(\boldsymbol{y}, \theta_j^e(M_{0j}))\ \mathbf{rot}(\boldsymbol{z}, \psi_j^e(M_{0j})). \tag{VI.79}$$

On peut alors en déduire le torseur cinématique du corps flexible $\mathcal{B}_j$ au point M_j [Boy+07] :

$$\begin{bmatrix} \mathbf{v}_{M_j} \\ \boldsymbol{\omega}_{M_j} \end{bmatrix} = \mathbf{t}_j + \begin{bmatrix} \boldsymbol{\omega}_j \times \mathbf{r}_{O_jM_j} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{v}_{e_j}(M_j) \\ \boldsymbol{\omega}_{e_j}(M_j) \end{bmatrix} \tag{VI.80}$$

où

— $\mathbf{t}_j = \left[\mathbf{v}_j^T, \boldsymbol{\omega}_j^T\right]^T$ est le torseur cinématique du repère $\mathcal{F}_j$ fixé sur $\mathcal{B}_j$ exprimé en O_j, $\mathbf{v}_j$ et $\boldsymbol{\omega}_j$ étant les vitesses de translation et de rotation, respectivement,

6. L'ordre des rotations n'est pas important puisque nous ne considérons que des petites rotations.

— $\mathbf{v}_{e_j}(M_j)$ et $\boldsymbol{\omega}_{e_j}(M_j)$ sont les vitesses de translation et de rotation élastiques définies telles que :

$$\begin{bmatrix}\mathbf{v}_{e_j}(M_j)\\ \boldsymbol{\omega}_{e_j}(M_j)\end{bmatrix} = \begin{bmatrix}\boldsymbol{\Phi}_{d_j}(M_{0j})\\ \boldsymbol{\Phi}_{r_j}(M_{0j})\end{bmatrix}\dot{\mathbf{q}}_{e_j} = \boldsymbol{\Phi}_j(M_{0j})\dot{\mathbf{q}}_{e_j} \tag{VI.81}$$

Les équations (VI.77) à (VI.80) définissent la cinématique du corps flexible $\mathcal{B}_j$. Elles sont paramétrées par deux jeux de variables différents :

— $\mathbf{t}_j$ sont les variables eulériennes caractérisant les vitesses liées à l'état rigide du corps $\mathcal{B}_j$ exprimées à l'origine du repère local$\mathcal{F}_j$,

— $\mathbf{q}_{e_j}$ sont les variables lagrangiennes caractérisant les déformations du corps $\mathcal{B}_j$.

Notons que cette description peut s'appliquer aussi bien aux corps d'un robot qu'à ses articulations, tant que les fonctions de forme peuvent être définies (cf. [Ble01] pour une banque de donnée de fonctions de forme).

Formulation matricielle des équations de Newton-Euler généralisées flexible pour un corps flexible encastré-libre

À partir de cette définition cinématique, en utilisant le principe des puissances virtuelles associé à un corps flexible [BK98] ; [Boy+07] ; [Sha90] ; [SD92], on en déduira les équations de Newton-Euler généralisées qui prennent la forme suivante :

$$\begin{aligned}\begin{bmatrix}\Sigma\mathbf{f}_j\\ \Sigma\mathbf{m}_j\\ \Sigma\mathbf{s}_j\end{bmatrix} &= \begin{bmatrix}m_j\mathbf{1}_3 & \widehat{\mathbf{ms}}_j^T & \mathbf{MS}_{de_j}\\ \widehat{\mathbf{ms}}_j & \mathbf{I}_{O_j} & \mathbf{MS}_{re_j}\\ \mathbf{MS}_{de_j}^T & \mathbf{MS}_{re_j}^T & \mathbf{M}_{ee_j}\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\dot{\mathbf{v}}_j - \mathbf{g}\\ \dot{\boldsymbol{\omega}}_j\\ \ddot{\mathbf{q}}_{e_j}\end{bmatrix} + \begin{bmatrix}\mathbf{f}_{in_j}\\ \mathbf{c}_{in_j}\\ \mathbf{s}_{in_j}\end{bmatrix} + \begin{bmatrix}\mathbf{0}\\ \mathbf{0}\\ \mathbf{K}_{ee_j}\mathbf{q}_{e_j}\end{bmatrix}\\ &= \mathbf{M}_j\begin{bmatrix}\dot{\mathbf{t}}_j\\ \ddot{\mathbf{q}}_{e_j}\end{bmatrix} + \mathbf{c}_j\end{aligned} \tag{VI.82}$$

avec

— $\Sigma\mathbf{f}_j$ la somme des forces extérieures appliqués sur le corps $\mathcal{B}_j$,

— $\Sigma\mathbf{m}_j$ la somme des moments extérieurs exprimés en O_j appliqués sur le corps $\mathcal{B}_j$,

— $\Sigma\mathbf{s}_j$ la somme des efforts élastiques extérieurs généralisés appliqués sur le corps $\mathcal{B}_j$,

— m_j la masse du corps $\mathcal{B}_j$,

— $\mathbf{1}_k$ une matrice identité de dimension $(k \times k)$,

— $\mathbf{I}_{O_j}$ la matrice d'inertie du corps flexible de dimension (3×3),

— $\widehat{\mathbf{ms}}_j$ la matrice de pré-produit vectoriel associée au vecteur des premiers moments d'inertie $\mathbf{ms}_j$ du corps flexible,

— $\mathbf{M}_{ee_j}$ la matrice des masses flexibles de dimension $(N_j \times N_j)$,

— $\mathbf{MS}_{de_j}$ et $\mathbf{MS}_{re_j}$ deux matrices de dimension $(3 \times N_j)$,

— $\dot{\mathbf{t}}_j = \left[\dot{\mathbf{v}}_j^T - \mathbf{g}^T, \dot{\boldsymbol{\omega}}_j^T\right]^T$, avec $\dot{\mathbf{v}}_j$ et $\dot{\boldsymbol{\omega}}_j$ les accélérations de translation et de rotation du repère $\mathcal{F}_j$ exprimées au point O_j, respectivement, et $\mathbf{g}$ la pesanteur,

— $\mathbf{f}_{in_j}$ et $\mathbf{c}_{in_j}$ les vecteurs des forces et moment d'inertie du corps flexible, respectivement,

— $\mathbf{s}_{in_j}$ le vecteur des efforts élastiques généralisés,

— $\mathbf{K}_{ee_j}$ la matrice de raideur du corps $\mathcal{B}_j$,

— $\mathbf{M}_j = \begin{bmatrix} m_j\mathbf{1}_3 & \widehat{\mathbf{ms}}_j^T & \mathbf{MS}_{de_j} \\ \widehat{\mathbf{ms}}_j & \mathbf{I}_{O_j} & \mathbf{MS}_{re_j} \\ \mathbf{MS}_{de_j}^T & \mathbf{MS}_{re_j}^T & \mathbf{M}_{ee_j} \end{bmatrix}$ la matrice d'inertie généralisée du corps $\mathcal{B}_j$,

— $\mathbf{c}_j = \begin{bmatrix} \mathbf{f}_{in_j} \\ \mathbf{c}_{in_j} \\ \mathbf{s}_{in_j} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \\ \mathbf{K}_{ee_j}\mathbf{q}_{e_j} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{f}_{g_j} \\ \mathbf{c}_{g_j} \\ \mathbf{s}_{g_j} \end{bmatrix}$ le vecteur des effets Coriolis et centrifuge du corps flexible $\mathcal{B}_j$.

Ces équations de Newton-Euler généralisées sont connues pour réduire le nombre d'opérateurs nécessaires pour le calcul du comportement élastodynamique du corps flexible [BK98].

VI.1.3.3 Modèle élastodynamique des systèmes virtuels

Dans cette section, nous considérons une nouvelle fois le robot parallèle de la Fig. VI.1 composé cependant cette fois-ci :

— d'une base et d'une plate-forme rigides

— de n jambes composées de $m_i - 1$ corps flexibles reliés entre eux par des articulations (qui peuvent aussi se déformer).

Les variables d'actionnement sont notées $\mathbf{q}_a$ (vecteur de taille n_a) et les variables des liaisons passives sont notées $\mathbf{q}_d$ (vecteur de taille n_d). Les coordonnées de la plate-forme sont notées $\mathbf{x}_p$. Le nombre de fonctions de forme par corps est noté N_{ij} $(j = 1, ..., m_i - 1)$. Il y a $n_e = \sum_{i=1}^{n}\sum_{j=1}^{m_i-1} N_{ij}$ variables élastiques groupées dans le vecteur $\mathbf{q}_e$.

Toutes les variables actives, passives et élastiques sont groupées dans le vecteur $\mathbf{q}_t^T = \left[\mathbf{q}_a^T, \mathbf{q}_d^T, \mathbf{q}_e^T\right]$.

Application du principe des puissances virtuelles

J'ai montré dans [BK14a] que le modèle dynamique du robot arborescent virtuel est donné par

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\tau}_t \\ \mathbf{0}_{n_e} \end{bmatrix} = \sum_{i,j} \mathbf{J}_{ij}^T \begin{bmatrix} \Sigma\mathbf{f}_{ij} \\ \Sigma\mathbf{m}_{ij} \\ \Sigma\mathbf{s}_{ij} \end{bmatrix} = \sum_{i,j} \mathbf{J}_{ij}^T \left(\mathbf{M}_{ij} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{t}}_{ij} \\ \ddot{\mathbf{q}}_{e_{ij}} \end{bmatrix} + \mathbf{c}_{ij} \right) \tag{VI.83}$$

où

— $\boldsymbol{\tau}_t$ est le vecteur des efforts dans les articulations du robot arborescent virtuel,

— $\mathbf{0}_{n_e}$ est un vecteur de zéros de taille n_e,

— $\mathbf{J}_{ij}$ est la matrice jacobienne reliant le torseur cinématique $\mathbf{t}_{ij}$ du repère $\mathcal{F}_{ij}$ et les vitesses de déformation $\dot{\mathbf{q}}_{e_{ij}}$ du corps $\mathcal{B}_{ij}$ aux vitesses généralisées $\dot{\mathbf{q}}_t$ du robot arborescent virtuel par la relation :

$$\begin{bmatrix} \mathbf{t}_{ij} \\ \dot{\mathbf{q}}_{e_{ij}} \end{bmatrix} = \mathbf{J}_{ij}\dot{\mathbf{q}}_t \tag{VI.84}$$

Afin d'optimiser le calcul du modèle, il est possible de calculer les vecteurs $\mathbf{t}_{ij}$, $\dot{\mathbf{t}}_{ij}$ et les matrices jacobiennes $\mathbf{J}_{ij}$ de manière récursive, comme montré ci-après.

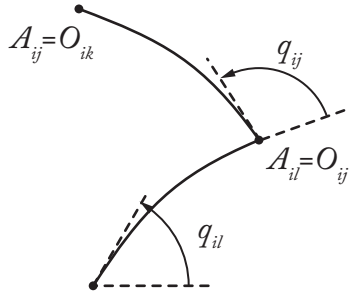


Figure VI.27 – Assemblage de deux corps flexibles $\mathcal{B}_{il}$ et $\mathcal{B}_{ij}$.

Calcul récursif des vitesses et des matrices jacobiennes

Considérons la Fig. VI.27 décrivant le déplacement du corps $\mathcal{B}_{il}$. À partir de (VI.80), il vient que

$$\begin{bmatrix} \mathbf{v}_{A_{il}} \\ \boldsymbol{\omega}_{A_{il}} \end{bmatrix} = \mathbf{t}_{il} + \begin{bmatrix} \boldsymbol{\omega}_{il} \times \mathbf{r}_{O_{il}A_{il}} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{v}_{e_{il}}(A_{il}) \\ \boldsymbol{\omega}_{e_{il}}(A_{il}) \end{bmatrix} \tag{VI.85}$$

Si le corps $\mathcal{B}_{ij}$ est attaché au point A_{il} par une articulation motorisée de vitesse $\dot{q}_{ij}$ (Fig. VI.27 – si l'articulation est un encastrement, $\dot{q}_{ij} = 0$), on obtient :

$$\mathbf{t}_{ij} = \begin{bmatrix} \mathbf{v}_{A_{il}} \\ \boldsymbol{\omega}_{A_{il}} \end{bmatrix} + \dot{q}_{ij} \begin{bmatrix} \sigma_{ij}\mathbf{a}_{ij} \\ \bar{\sigma}_{ij}\mathbf{a}_{ij} \end{bmatrix} \tag{VI.86}$$

où $\mathbf{a}_{ij}$ est le vecteur unitaire dirigé selon l'axe de la liaison.

On peut alors en déduire la relation de récurrence[7] :

$${}^{ij}\mathbf{t}_{ij} = {}^{ij}\overline{\mathbf{T}}_{il}\,{}^{il}\mathbf{t}_{il} + {}^{ij}\overline{\mathbf{R}}_{il}\boldsymbol{\Phi}_{il}(O_{ij})\dot{\mathbf{q}}_{e_{il}} + \dot{q}_{ij}\,{}^{ij}\bar{\mathbf{a}}_{ij} \tag{VI.87}$$

où

$${}^{ij}\bar{\mathbf{a}}_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{ij}\,{}^{ij}\mathbf{a}_{ij} \\ \bar{\sigma}_{ij}\,{}^{ij}\mathbf{a}_{ij} \end{bmatrix}.$$

L'équation (VI.87) se réécrit :

$${}^{ij}\mathbf{t}_{ij} = \mathbf{J}_{t_{ij}}\dot{\mathbf{q}}_t \tag{VI.88}$$

avec

$$\mathbf{J}_{t_{ij}} = {}^{ij}\overline{\mathbf{T}}_{il}\mathbf{J}_{t_{il}} + \boldsymbol{\Phi}_{\mathbf{q}_{eij}} + \mathbf{A}_{ij} \tag{VI.89}$$

et

$$\boldsymbol{\Phi}_{\mathbf{q}_{eij}} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \cdots & {}^{ij}\overline{\mathbf{R}}_{il}\boldsymbol{\Phi}_{il}(O_{ij}) & \cdots & \mathbf{0} \end{bmatrix},\ \mathbf{A}_{ij} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \cdots & {}^{ij}\bar{\mathbf{a}}_{ij} & \cdots & \mathbf{0} \end{bmatrix}. \tag{VI.90}$$

Dans la matrice $\boldsymbol{\Phi}_{\mathbf{q}_{eij}}$, le terme ${}^{ij}\overline{\mathbf{R}}_{il}\boldsymbol{\Phi}_{il}(O_{ij})$ est situé au niveau des colonnes correspondant aux variables $\dot{\mathbf{q}}_{e_{il}}$ et, pour la matrice $\mathbf{A}_{ij}$, le terme ${}^{ij}\bar{\mathbf{a}}_{ij}$ est situé au niveau de la colonne correspondant à la variable $\dot{q}_{ij}$.

De plus,

7. Dans les expressions qui suivent, le repère dans lequel est donné le vecteur est caractérisé par l'indice précédent le vecteur. De plus, le corps antécédent du corps $\mathcal{B}_{ij}$ est le corps $\mathcal{B}_{il}$.

— la matrice $\mathbf{\Phi}_{il}$ est la matrice contenant toutes les fonctions de forme définies pour le corps $\mathcal{B}_{il}$,

— ${}^{ij}\overline{\mathbf{R}}_{il}$ est la matrice de rotation augmentée (de dimension (6×6)) caractérisant la rotation entre les repères $\mathcal{F}_{ij}$ et $\mathcal{F}_{il}$,

— ${}^{ij}\overline{\mathbf{T}}_{il}$ est la matrice de transformation entre les torseurs cinématiques associés aux repères $\mathcal{F}_{ij}$ et $\mathcal{F}_{il}$.

Finalement, la matrice jacobienne $\mathbf{J}_{ij}$ de (VI.84) se calcule par :

$$\mathbf{J}_{ij} = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_{t_{ij}} \\ \mathbf{O}_{\mathbf{q}_{eij}} \end{bmatrix} \tag{VI.91}$$

où $\mathbf{O}_{\mathbf{q}_{eij}}$ est définie tel que

$$\dot{\mathbf{q}}_{e_{ij}} = \mathbf{O}_{\mathbf{q}_{eij}} \dot{\mathbf{q}}_t.$$

Calcul récursif des accélérations

En différentiant (VI.85), on montre que [BK98] :

$${}^{ij}\dot{\mathbf{t}}_{ij} = {}^{ij}\overline{\mathbf{T}}_{il}\,{}^{il}\dot{\mathbf{t}}_{il} + \ddot{q}_{ij}\,{}^{ij}\bar{\mathbf{a}}_{ij} + {}^{ij}\mathbf{h}_{ij} + {}^{ij}\overline{\mathbf{R}}_{il}\mathbf{\Phi}_{il}(O_{ij})\ddot{\mathbf{q}}_{e_{il}} \tag{VI.92}$$

où :

$$\begin{aligned}
{}^{ij}\mathbf{h}_{ij} &= \begin{bmatrix} {}^{ij}\mathbf{h}_{lin_{ij}} \\ {}^{ij}\mathbf{h}_{ang_{ij}} \end{bmatrix} \\
{}^{ij}\mathbf{h}_{lin_{ij}} &= {}^{ij}\mathbf{R}_{il}\,{}^{il}\boldsymbol{\omega}_{il} \times {}^{ij}\mathbf{R}_{il}\left(2\mathbf{\Phi}_{d_{il}}(O_{ij})\dot{\mathbf{q}}_{e_{il}} + {}^{il}\boldsymbol{\omega}_{il} \times {}^{il}\mathbf{r}_{O_{il}O_{ij}}\right) \\
&\quad + \dot{q}_{ij}\sigma_{ij}\,{}^{ij}\mathbf{R}_{il}\,{}^{il}\left((2\boldsymbol{\omega}_{il} + \mathbf{\Phi}_{r_{il}}(O_{ij})\dot{\mathbf{q}}_{e_{il}}) \times {}^{ij}\mathbf{a}_{ij}\right) \\
{}^{ij}\mathbf{h}_{ang_{ij}} &= {}^{ij}\mathbf{R}_{il}\left(\dot{q}_{ij}({}^{il}\boldsymbol{\omega}_{il} + \mathbf{\Phi}_{r_{il}}(O_{ij})\dot{\mathbf{q}}_{e_{il}}) \times \bar{\sigma}_{ij}\,{}^{ij}\mathbf{a}_{ij}\right) \\
&\quad + {}^{ij}\mathbf{R}_{il}\left({}^{il}\boldsymbol{\omega}_{il} \times {}^{ij}\mathbf{R}_{il}\mathbf{\Phi}_{r_{il}}(O_{ij})\dot{\mathbf{q}}_{e_{il}}\right).
\end{aligned} \tag{VI.93}$$

L'équation (VI.92) peut être mise sous la forme

$${}^{ij}\dot{\mathbf{t}}_{ij} = \mathbf{J}_{t_{ij}}\ddot{\mathbf{q}}_t + {}^{ij}\mathbf{g}_{ij} \tag{VI.94}$$

avec

$${}^{ij}\mathbf{g}_{ij} = {}^{ij}\mathbf{h}_{ij} + {}^{ij}\mathbf{T}_{il}\,{}^{il}\mathbf{g}_{il} \tag{VI.95}$$

initialisé par ${}^{i0}\mathbf{g}_{i0} = [-\mathbf{g}^T\ \mathbf{0}]$ si la base est fixe. Ainsi,

$$\begin{bmatrix} {}^{ij}\dot{\mathbf{t}}_{ij} \\ \ddot{\mathbf{q}}_{e_{ij}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_{t_{ij}} \\ \mathbf{O}_{\mathbf{q}_{eij}} \end{bmatrix} \ddot{\mathbf{q}}_t + \begin{bmatrix} {}^{ij}\mathbf{g}_{ij} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} = \mathbf{J}_{ij}\ddot{\mathbf{q}}_t + {}^{ij}\mathbf{g}^s_{ij} \tag{VI.96}$$

Modèle élastodynamique du système virtuel

En introduisant (VI.96) dans (VI.83), il vient que :

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\tau}_t \\ \mathbf{0}_{n_e} \end{bmatrix} = \sum_{i,j} \mathbf{J}_{ij}^T \mathbf{M}_{ij} \mathbf{J}_{ij} \ddot{\mathbf{q}}_t + \mathbf{c}^s_{ij} \tag{VI.97}$$

où

$$\mathbf{c}_{ij}^{s} = \mathbf{J}_{ij}^{T}\left(\mathbf{c}_{ij} + \mathbf{M}_{ij}{}^{ij}\mathbf{g}_{ij}^{s}\right) \tag{VI.98}$$

dans lequel $\mathbf{M}_{ij}$ et $\mathbf{c}_{ij}$ sont projetés dans $\mathcal{F}_{ij}$.

Les équations de Newton-Euler pour la plate-forme rigide sont données par [KD02] :

$${}^{0}\mathbf{w}_{p} = {}^{0}\mathbf{M}_{p}{}^{0}\dot{\mathbf{t}}_{p} + {}^{0}\mathbf{c}_{p} \tag{VI.99}$$

où ${}^{0}\mathbf{w}_{p}$ est le torseur des réactions de la plate-forme, ${}^{0}\mathbf{M}_{p}$ est la matrice d'inertie généralisée de la plate-forme, ${}^{0}\dot{\mathbf{t}}_{p}$ est l'accélération de la plate-forme et ${}^{0}\mathbf{c}_{p}$ est le vecteur des effets Coriolis, centrifuge, gravité.

Ainsi, on en déduit le modèle élastodynamique des systèmes virtuels :

$$\begin{bmatrix}\begin{bmatrix}\boldsymbol{\tau}_t\\ \mathbf{0}_{n_e}\end{bmatrix}\\ {}^{0}\mathbf{w}_{p}\end{bmatrix} = \begin{bmatrix}\sum_{i,j}\mathbf{J}_{ij}^{T}\mathbf{M}_{ij}\mathbf{J}_{ij} & \mathbf{0}\\ \mathbf{0} & {}^{0}\mathbf{M}_{p}\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\ddot{\mathbf{q}}_t\\ {}^{0}\dot{\mathbf{t}}_{p}\end{bmatrix} + \begin{bmatrix}\mathbf{c}_{ij}^{s}\\ {}^{0}\mathbf{c}_{p}\end{bmatrix} = \mathbf{M}_t\begin{bmatrix}\ddot{\mathbf{q}}_t\\ {}^{0}\dot{\mathbf{t}}_{p}\end{bmatrix} + \mathbf{c}_t \tag{VI.100}$$

où

— $\mathbf{M}_t = \begin{bmatrix}\sum_{i,j}\mathbf{J}_{ij}^{T}\mathbf{M}_{ij}\mathbf{J}_{ij} & \mathbf{0}\\ \mathbf{0} & {}^{0}\mathbf{M}_{p}\end{bmatrix}$,

— $\mathbf{c}_t = \begin{bmatrix}\mathbf{c}_{ij}^{s}\\ {}^{0}\mathbf{c}_{p}\end{bmatrix}$.

En introduisant les effets d'inertie des rotors des moteurs et les frottements dans les trains d'engrenages, on obtient

$$\begin{aligned}\begin{bmatrix}\begin{bmatrix}\boldsymbol{\tau}_t\\ \mathbf{0}_{n_e}\end{bmatrix}\\ {}^{0}\mathbf{w}_{p}\end{bmatrix} &= \mathbf{M}_t\begin{bmatrix}\ddot{\mathbf{q}}_t\\ {}^{0}\dot{\mathbf{t}}_{p}\end{bmatrix} + \mathbf{c}_t + \begin{bmatrix}\mathbf{I}_t & \mathbf{0}\\ \mathbf{0} & \mathbf{0}\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\ddot{\mathbf{q}}_t\\ {}^{0}\dot{\mathbf{t}}_{p}\end{bmatrix} + \begin{bmatrix}\mathbf{F}_v\dot{\mathbf{q}}_t\\ \mathbf{0}\end{bmatrix} + \begin{bmatrix}\mathbf{f}_s\mathrm{sign}\left(\dot{\mathbf{q}}_t\right)\\ \mathbf{0}\end{bmatrix}\\ &= \mathbf{M}_{tot}\ddot{\mathbf{q}}_{tot} + \mathbf{c}_{tot}\end{aligned} \tag{VI.101}$$

où

— $\mathbf{I}_t$ est une matrice diagonale dont le $j^{\text{ème}}$ élément correspond à la valeur de l'inertie du rotor du moteur j,

— $\mathbf{F}_v$, ($\mathbf{f}_s$, respectivement) est une matrice diagonale (un vecteur, respectivement) des paramètres de frottement visqueux (de Coulomb, respectivement),

— $\mathbf{M}_{tot} = \mathbf{M}_t + \begin{bmatrix}\mathbf{I}_t & \mathbf{0}\\ \mathbf{0} & \mathbf{0}\end{bmatrix}$ est la matrice d'inertie globale du système virtuel,

— $\mathbf{c}_{tot} = \mathbf{c}_t + \begin{bmatrix}\mathbf{F}_v\dot{\mathbf{q}}_t\\ \mathbf{0}\end{bmatrix} + \begin{bmatrix}\mathbf{f}_s\mathrm{sign}\left(\dot{\mathbf{q}}_t\right)\\ \mathbf{0}\end{bmatrix}$ est le vecteur des effets Coriolis, centrifuge, de gravité, élastiques, de frottement, etc. du système virtuel.

VI.1.3.4 Modèle dynamique du robot parallèle flexible

Le modèle élastodynamique des systèmes virtuels ne prend pas en compte les contraintes de la cinématique fermée. Il en résulte que les n_{tot} éléments du vecteur $\dot{\mathbf{q}}_{tot}^{T} = [\dot{\mathbf{q}}_t^{T}\ {}^{0}\mathbf{t}_p^{T}]$ sont dépendantes. Les coordonnées indépendantes sont groupées dans un vecteur $\dot{\mathbf{q}}$ ($\dim\dot{\mathbf{q}} = n_q < n_{tot}$) et leur détermination est détaillée ci-dessous.

Détermination des vitesses des articulations et de la plate-forme en fonction des vitesses généralisées $\dot{\mathbf{q}}$ du robot parallèle

Afin d'obtenir les relations de contrainte cinématique, il faut exprimer les torseurs cinématiques ${}^{i,m_i}\mathbf{t}^i_{i,m_i}$ de l'extrémité des jambes aux points A_{i,m_i} de deux manières différentes :

— en utilisant uniquement les vitesses des articulations des jambes du robot (les vitesses des articulations de la jambe i sont regroupées dans le vecteur $\dot{\mathbf{q}}_{t_i}$), on obtient, à partir de (VI.84), une relation de la forme ${}^{i,m_i}\mathbf{t}^i_{i,m_i} = \mathbf{J}^i_{t_{i,m_i}}\dot{\mathbf{q}}_{t_i}$,

— en utilisant uniquement le torseur cinématique de la plate-forme rigide, on obtient une relation de la forme ${}^{i,m_i}\mathbf{t}^i_{i,m_i} = \mathbf{J}^{i\,0}_p\mathbf{t}_p$.

Par égalité entre ces relations, on en déduit le système d'équations suivant :

$$\begin{bmatrix} \mathbf{J}^1_{t_{1,m_1}} & \cdots & \mathbf{0} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{0} & \cdots & \mathbf{J}^n_{t_{n,m_n}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}}_{t_1} \\ \vdots \\ \dot{\mathbf{q}}_{t_n} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \mathbf{J}^1_p \\ \vdots \\ \mathbf{J}^n_p \end{bmatrix} {}^0\mathbf{t}_p = \mathbf{0} \tag{VI.102}$$

ou encore

$$\mathbf{J}_t\dot{\mathbf{q}}_t - \mathbf{J}_p\,{}^0\mathbf{t}_p = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_t & -\mathbf{J}_p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}}_t \\ {}^0\mathbf{t}_p \end{bmatrix} = \mathbf{J}_{tot}\dot{\mathbf{q}}_{tot} = \mathbf{0} \tag{VI.103}$$

où $\mathbf{J}_{tot}$ est une matrice de dimension $(c \times n_{tot})$ $(c = r\ n)$, $n_{tot} > c$. Ceci implique que $\dot{\mathbf{q}}_{tot}$ contient un jeu de $n_{tot} - c$ variables dépendentes $\dot{\mathbf{q}}_{dep}$. Ce jeu n'est pas unique. Pour prendre en compte le fait que la plupart des robots parallèles ont des jambes identiques, il est intéressant de regrouper dans $\dot{\mathbf{q}}_{dep}$ les r dernières composantes $\dot{\mathbf{q}}^f_{t_i}$ de chaque vecteur $\dot{\mathbf{q}}_{t_i}$ que l'on décomposera en deux parties : $\dot{\mathbf{q}}^T_{t_i} = \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}}^{0T}_{t_i} & \dot{\mathbf{q}}^{fT}_{t_i} \end{bmatrix}$. Ainsi, les variables $\dot{\mathbf{q}}^f_{t_i}$ sont reliées aux autres variables en utilisant (VI.103) :

$$-\begin{bmatrix} \mathbf{J}^{f1}_{t_{1,m_1}} & \cdots & \mathbf{0} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{0} & \cdots & \mathbf{J}^{fn}_{t_{n,m_n}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}}^f_{t_1} \\ \vdots \\ \dot{\mathbf{q}}^f_{t_n} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{J}^{01}_{t_{1,m_1}} & \cdots & \mathbf{0} & -\mathbf{J}^1_p \\ \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ \mathbf{0} & \cdots & \mathbf{J}^{0n}_{t_{n,m_n}} & -\mathbf{J}^n_p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}}^0_{t_1} \\ \vdots \\ \dot{\mathbf{q}}^0_{t_n} \\ {}^0\mathbf{t}_p \end{bmatrix} \tag{VI.104}$$

qu'on réécrit sous la forme

$$-\mathbf{J}^f_t \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}}^f_{t_1} \\ \vdots \\ \dot{\mathbf{q}}^f_{t_n} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{J}^0_t & -\mathbf{J}_p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}}^0_{t_1} \\ \vdots \\ \dot{\mathbf{q}}^0_{t_n} \\ {}^0\mathbf{t}_p \end{bmatrix} \tag{VI.105}$$

ou encore

$$\begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}}^f_{t_1} \\ \vdots \\ \dot{\mathbf{q}}^f_{t_n} \end{bmatrix} = \dot{\mathbf{q}}_{dep} = -\left(\mathbf{J}^f_t\right)^{-1} \begin{bmatrix} \mathbf{J}^0_t & -\mathbf{J}_p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}}^0_{t_1} \\ \vdots \\ \dot{\mathbf{q}}^0_{t_n} \\ {}^0\mathbf{t}_p \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_{d_{1,1}} & \cdots & \mathbf{J}_{d_{1,n}} & \mathbf{J}_{d_{1,n+1}} \\ \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ \mathbf{J}_{d_{n,1}} & \cdots & \mathbf{J}_{d_{n,n}} & \mathbf{J}_{d_{n,n+1}} \end{bmatrix} \dot{\mathbf{q}} = \mathbf{J}_d\dot{\mathbf{q}} \tag{VI.106}$$

où

— $\mathbf{J}^{0i}_{t_{i,m_i}}$ ($\mathbf{J}^{fi}_{t_{i,m_i}}$, resp.) sont les colonnes de la matrice $\mathbf{J}^{i}_{t_{i,m_i}}$ correspondant aux variables $\dot{\mathbf{q}}^0_{t_i}$ ($\dot{\mathbf{q}}^f_{t_i}$, resp.) ;

— $\mathbf{J}_{d_{ij}}$ est la matrice qui relie la variable $\dot{\mathbf{q}}^f_{t_i}$ à $\dot{\mathbf{q}}^0_{t_j}$, $j = 1, \ldots, n$;

— $\mathbf{J}_{d_{i,n+1}}$ est la matrice qui relie la variable $\dot{\mathbf{q}}^f_{t_i}$ à ${}^0\mathbf{t}_p$.

Il a été démontré dans [BK14a] que l'inversion de la matrice $\mathbf{J}^f_t$ peut s'obtenir de manière symbolique et relativement simple.

Au final, la matrice jacobienne reliant les variables $\dot{\mathbf{q}}_{tot}$ aux coordonnées généralisées du robot parallèle $\dot{\mathbf{q}}^T = \left[\dot{\mathbf{q}}^{0T}_{t_1} \cdots \dot{\mathbf{q}}^{0T}_{t_n}\, {}^0\mathbf{t}_p\right]$ est obtenue par :

$$\dot{\mathbf{q}}_{tot} = \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}}^0_{t_1} \\ \dot{\mathbf{q}}^f_{t_1} \\ \vdots \\ \dot{\mathbf{q}}^0_{t_n} \\ \dot{\mathbf{q}}^f_{t_n} \\ {}^0\mathbf{t}_p \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{1}_{c_1} & \cdots & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{J}_{d_{1,1}} & \cdots & \mathbf{J}_{d_{1,n}} & \mathbf{J}_{d_{1,n+1}} \\ \vdots & \cdots & \vdots & \vdots \\ \mathbf{0} & \cdots & \mathbf{1}_{c_n} & \mathbf{0} \\ \mathbf{J}_{d_{n,1}} & \cdots & \mathbf{J}_{d_{n,n}} & \mathbf{J}_{d_{n,n+1}} \\ \mathbf{0} & \cdots & \mathbf{0} & \mathbf{1}_6 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}}^0_{t_1} \\ \vdots \\ \dot{\mathbf{q}}^0_{t_n} \\ {}^0\mathbf{t}_p \end{bmatrix} = \mathbf{J}\dot{\mathbf{q}} \tag{VI.107}$$

où $\mathbf{1}_{c_i}$ est la matrice identité de dimension $(c_i \times c_i)$, c_i étant la taille du vecteur $\dot{\mathbf{q}}^0_{t_i}$.

Détermination des accélérations des articulations et de la plate-forme en fonction des accélérations généralisées $\ddot{\mathbf{q}}$ du robot parallèle

Je ne le démontre pas ici, mais il est possible d'obtenir la relation suivante [BK14a]

$$\ddot{\mathbf{q}}_{tot} = \mathbf{J}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{b} \tag{VI.108}$$

où $\mathbf{b}$ est un vecteur de taille n_{tot}.

Modèle élastodynamique du robot parallèle

Considerant le robot réel, le principe des puissances virtuelles implique que :

$$\dot{\mathbf{q}}^{T*}_{tot}\left(\mathbf{M}_{tot}\ddot{\mathbf{q}}_{tot} + \mathbf{c}_{tot}\right) = \dot{\mathbf{q}}^{T*}_{r}\begin{bmatrix} \boldsymbol{\tau} \\ \mathbf{0}_{n_c} \end{bmatrix} \tag{VI.109}$$

où

— $\dot{\mathbf{q}}_r = \mathbf{E}_q\dot{\mathbf{q}}$, dans lequel $\mathbf{E}_q$ est une matrice qui permet de trier les composantes du vecteur $\dot{\mathbf{q}}$ afin d'obtenir $\dot{\mathbf{q}}^T_r = [\dot{\mathbf{q}}^T_a\ \dot{\mathbf{q}}^T_c]$ dans lequel les n_a premiers éléments correspondent au vecteur $\dot{\mathbf{q}}_a$ des variables actives réelles, et les derniers $n_c = n_q - n_a$ éléments $\dot{\mathbf{q}}_r$ au vecteur $\dot{\mathbf{q}}_c$ des variables libres,

— $\boldsymbol{\tau}$ est le vecteur des efforts moteurs du robot réel et $\mathbf{0}_{n_c}$ est un vecteur de zéros de taille n_c.

En introduisant (VI.107) dans (VI.109), on obtient,

$$\dot{\mathbf{q}}^{T*}_{r}\mathbf{E}_q\mathbf{J}^T\left(\mathbf{M}_{tot}\ddot{\mathbf{q}}_{tot} + \mathbf{c}_{tot}\right) = \dot{\mathbf{q}}^{T*}_{r}\begin{bmatrix} \boldsymbol{\tau} \\ \mathbf{0}_{n_c} \end{bmatrix}. \tag{VI.110}$$

(VI.110) doit être vrai pour n'importe quel $\dot{\mathbf{q}}^{T*}_r$, ainsi

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\tau} \\ \mathbf{0}_{n_c} \end{bmatrix} = \mathbf{E}_q\mathbf{J}^T\left(\mathbf{M}_{tot}\ddot{\mathbf{q}}_{tot} + \mathbf{c}_{tot}\right). \tag{VI.111}$$

Finalement, en introduisant (VI.108) dans (VI.111), ceci conduit à :

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\tau} \\ \mathbf{0}_{n_c} \end{bmatrix} = \mathbf{E}_q \mathbf{J}^T \mathbf{M}_{tot} \mathbf{J} \mathbf{E}_q^T \ddot{\mathbf{q}}_r + \mathbf{E}_q \mathbf{J}^T \left(\mathbf{M}_{tot} \mathbf{b} + \mathbf{c}_{tot} \right) = \mathbf{M} \ddot{\mathbf{q}}_r + \mathbf{c} \tag{VI.112}$$

où $\mathbf{M} = \mathbf{E}_q \mathbf{J}^T \mathbf{M}_{tot} \mathbf{J} \mathbf{E}_q^T$ et $\mathbf{c} = \mathbf{E}_q \mathbf{J}^T \left(\mathbf{M}_{tot} \mathbf{b} + \mathbf{c}_{tot} \right)$.

L'équation (VI.112) représente le modèle élastodynamique complet du robot parallèle. Ce modèle ne peut se résoudre qu'itérativement.

VI.1.3.5 Implémentation pratique de l'algorithme

Finalement, afin d'obtenir des équations symboliques avec un nombre minimal d'opérateur, la méthode suivante est utilisée. Tout d'abord, la cinématique rigide de chaque élément est paramétrée en utilisant la notation de Denavit-Hartenberg modifiée [KD02]. Si le corps $\mathcal{B}_{ij}$ est flexible, N_{ij} variables élastiques additionnelles $\mathbf{q}_{e_{ij}}$ sont introduites en combinaison avec N_{ij} fonctions de forme. Ensuite, les équations précedemment développées sont utilisées dans la séquence suivante :

— **Étape 0 :** *Initialisation de l'algorithme*
Variables considerées connues : $\mathbf{q}_{tot}$, $\dot{\mathbf{q}}_{tot}$. Elles constituent les variables d'état du robot
Calcul de :
  — $\boldsymbol{\Phi}_{d_{il}}(O_{ij})$, $\boldsymbol{\Phi}_{r_{il}}(O_{ij})$, $\boldsymbol{\Phi}_{il}(O_{ij})$ à partir de (VI.81) ; ${}^{il}\mathbf{r}_{O_{il}O_{ij}}$ à partir de (VI.77) ;
  — $\mathbf{M}_{ij}$, $\mathbf{K}_{ee_{ij}}$, $\mathbf{f}_{g_{ij}}$, $\mathbf{c}_{g_{ij}}$, $\mathbf{s}_{g_{ij}}$ à partir de (VI.82) ;
  — ${}^0\mathbf{M}_p$, ${}^0\mathbf{c}_p$ à partir de (VI.99) ;
  — $\mathbf{A}_{ij}$, $\boldsymbol{\Phi}_{\mathbf{q}_{eij}}$ à partir de (VI.90) ;

— **Étape 1 :** *Récurrence avant (calcul du torseur cinématique et de l'accélération de chaque corps, et calcul des matrices jacobiennes nécessaires à l'application du principe des puissances virtuelles sur le système virtuel)*
Calcul de :
  — ${}^{ij}\mathbf{t}_{ij}$ à partir de (VI.87) ;
  — $\mathbf{f}_{in_{ij}}$, $\mathbf{c}_{in_{ij}}$, $\mathbf{s}_{in_{ij}}$, $\mathbf{c}_{ij}$ à partir de (VI.82) ;
  — $\mathbf{J}_{t_{ij}}$ à partir de (VI.89) ; $\mathbf{J}_{ij}$ à partir de (VI.91) ;
  — ${}^{ij}\mathbf{h}_{ij}$ à partir de (VI.93) ; ${}^{ij}\mathbf{g}_{ij}$ à partir de (VI.95) ; $\mathbf{g}_{ij}^s$ à partir de (VI.96) ;

— **Étape 2 :** *Calcul de la matrice d'inertie globale, et du vecteur des effets Coriolis, centrifuge, gravité, élasticité, etc. du système virtuel*
Calcul de :
  — $\mathbf{M}_t$, $\mathbf{c}_t$ à partir de (VI.100) ;
  — $\mathbf{M}_{tot}$, $\mathbf{c}_{tot}$ à partir de (VI.101) ;

— **Étape 3 :** *Calcul de la matrice d'inertie globale, et du vecteur des effets Coriolis, centrifuge, gravité, élasticité, etc. du robot réel*
Calcul de :

- $\mathbf{J}_t$, $\mathbf{J}_p$ à partir de (VI.103) ;
- $\mathbf{J}_d$ à partir de (VI.106) ; $\mathbf{J}$ à partir de (VI.107) ;
- $\mathbf{b}$ à partir de (VI.108) ;
- $\mathbf{M}$, $\mathbf{c}$ à partir de (VI.112) ;

— **Étape 4 :** *Résolution du modèle*

- Modéle dynamique inverse : calcul de $\boldsymbol{\tau}$ et $\ddot{\mathbf{q}}_e$ en fonction de $\mathbf{q}$, $\dot{\mathbf{q}}$ et $\ddot{\mathbf{q}}_a$.
- Modéle dynamique direct : calcul de $\ddot{\mathbf{q}}$ en fonction de $\mathbf{q}$, $\dot{\mathbf{q}}$ et $\boldsymbol{\tau}$.

Afin de réduire le nombre d'opérateurs dans le modèle, une technique symbolique personnalisée basée sur l'utilisation de variables intermédiaires est utilisée [KC97]. Pour chaque calcul, les éléments du vecteur ou de la matrice contenant au moins une opération mathématique sont remplacés par une variable intermédiaire. Cette variable est écrite dans un fichier de sortie qui contient le modèle. Les éléments ne contenant pas d'opérations ne sont pas modifiés. Les vecteurs / matrices obtenues sont propagés dans les équations qui suivent. En conséquence, à la fin, le modèle dynamique est obtenu comme un jeu de variables intermédiaires. Celles qui n'ont pas d'effet sur la sortie désirée sont éliminées en scannant les variables intermédiaires en partant de la fin et en allant vers le début du fichier. Avec cette procédure, il est aussi possible de connaître le nombre exact d'opérateurs nécessaires au calcul du modèle.

Cet algorithme a été codé sous Mathematica et a servi à calculer le modèle élastodynamique du robot flexible présenté ci-après.

VI.1.3.6 Validations expérimentales

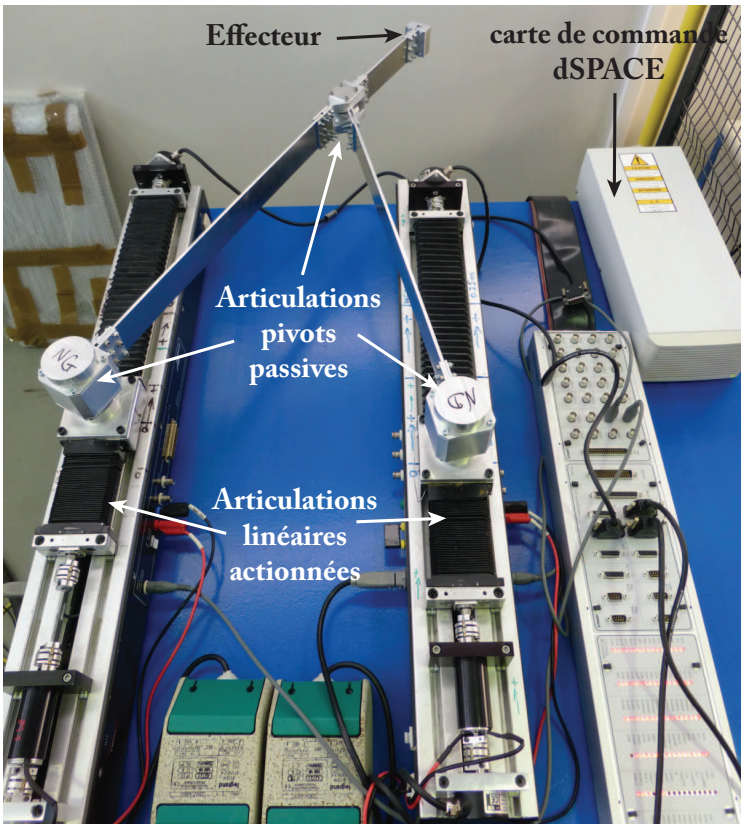
Les équations précédentes sont utilisées pour calculer le modèle élastodynamique du DualEMPS, un prototype de robot flexible plan $\underline{P}RRR\underline{P}$ conçu et réalisé à l'IRCCyN (Fig. VI.28).

Le modèle est calculé avec Mathematica, en ne prenant en compte que la flexibilité de trois corps (les poutres de plus faibles sections), et est ensuite implémenté dans une S-function utilisée par Matlab/Simulink. Le modèle comporte 1041 variables intermédiaires, 1287 opérateurs '+' ou '–' et 1555 opérateurs '*' ou '/'.

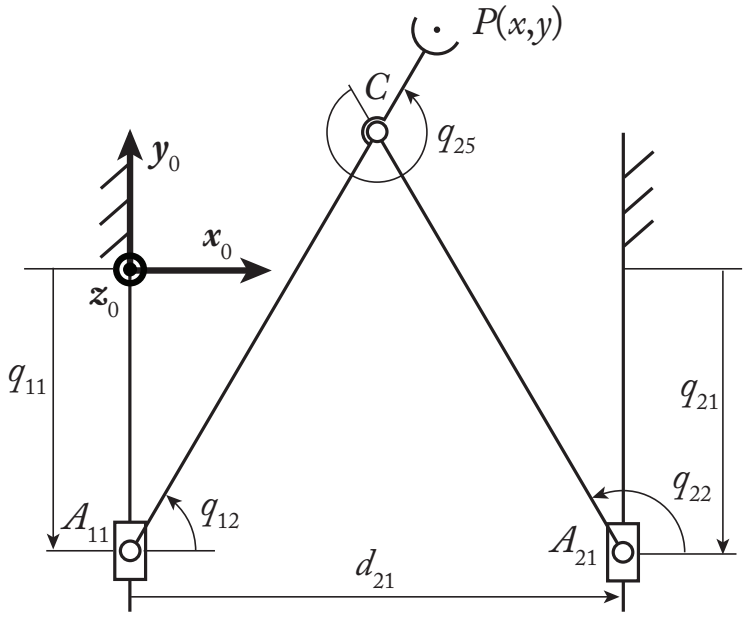
Des tests ont tout d'abord été réalisés afin de mesurer les fréquences naturelles du DualEMPS en utilisant le dispositif expérimental de la Fig. VI.29. Le détail des expérimentations est décrit dans [BK14a]. Les résultats ont montré que la prédiction des cinq premières fréquences faite par le modèle Matlab était très proche des fréquences mesurées dans l'intervalle $[14, 110]$ Hz (Tab. VI.4). À partir de la sixième fréquence, la prédiction n'est plus réaliste à cause du nombre limité d'éléments utilisés.

Ensuite, nous réalisons des trajectoires et comparons les résultats entre le modèle simulé et la réalité en termes de vibrations de l'effecteur et de couples moteurs. Un exemple de trajectoires et de résultats est donné aux Figs. VI.30 à VI.33.

La corrélation entre les résultats de simulations et d'expérimentation est très bonne. Les résultats sont obtenus en 6'05 min avec un Pentium 4 2.70 GHz, 8 Go de RAM (contre



(a) Photo du prototype



(b) Schéma de la chaîne cinématique

Figure VI.28 – Le robot flexible DualEMPS.

plusieurs heures avec un modèle ADAMS créé à fin de comparaison et donnant des résultats similaires).

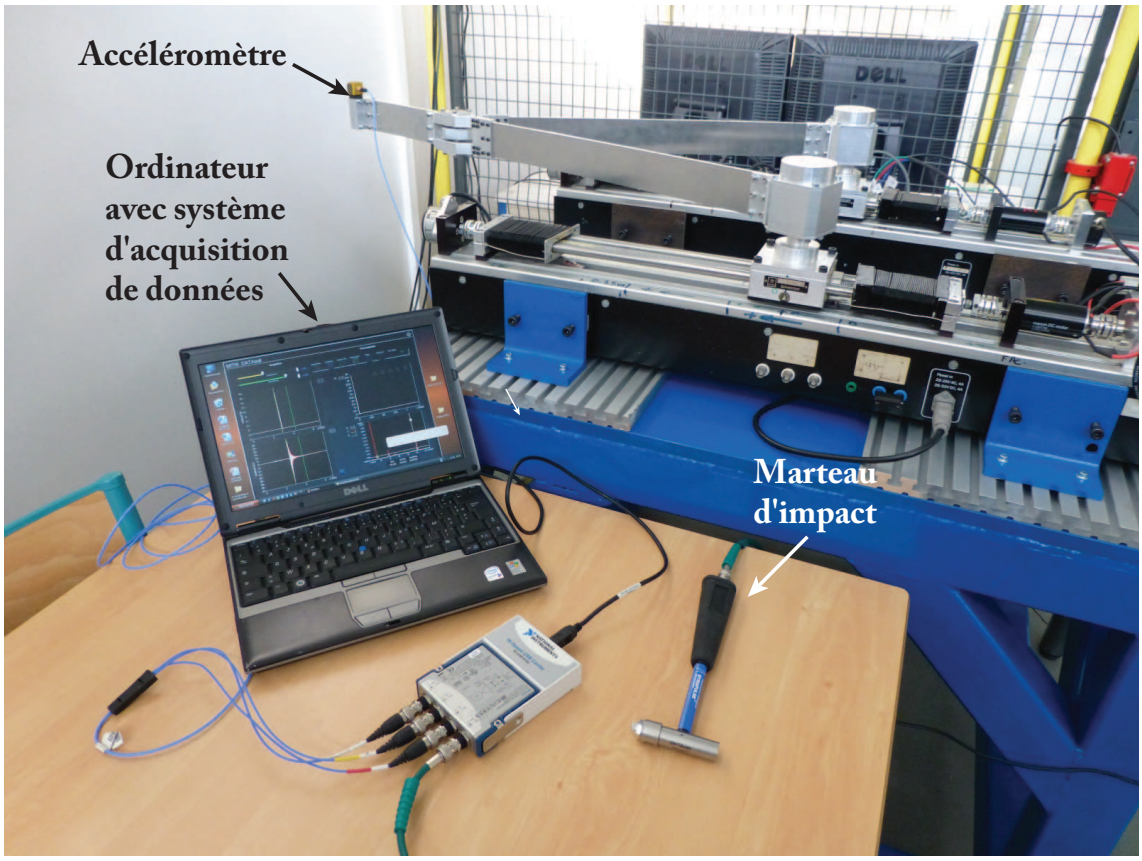
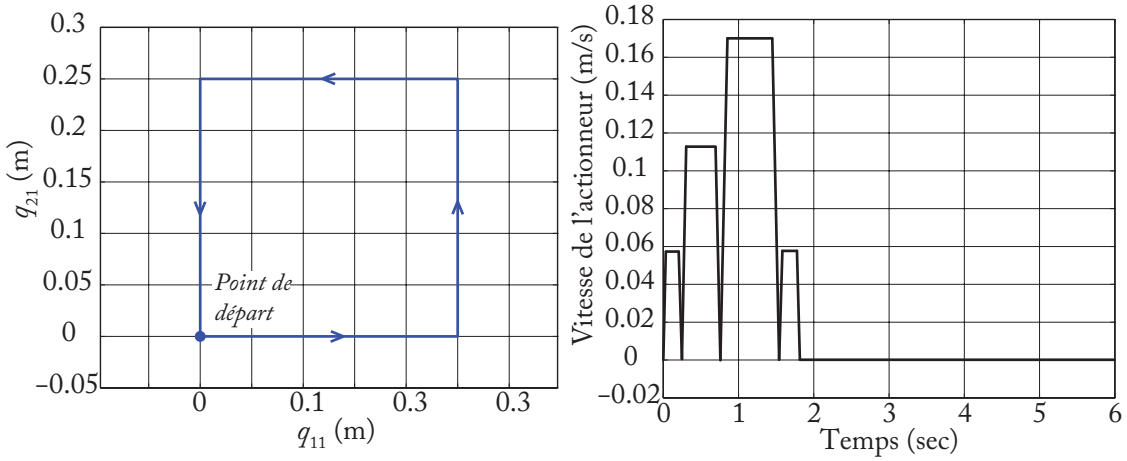


Figure VI.29 – Dispositif expérimental pour la mesure des fréquences naturelles.

Table VI.4 – Comparaison des fréquences naturelles du DualEMPS calculées par le modèle et mesurées expérimentalement pour $q_{11} = q_{21} = 0$.

(Hz)	f_1	f_2	f_3	f_4	f_5	f_6
Modèle	14.22	25.09	48.22	92.37	109.08	423.39
Mesurée (±1Hz)	14.00	25.00	48.00	93.00	108.00	163.00



(a) Chemin dans l'espace articulaire

(b) Profile de vitesse sur chaque segment du carré dans l'l'espace articulaire

Figure VI.30 – Exemple de trajectoires tests.

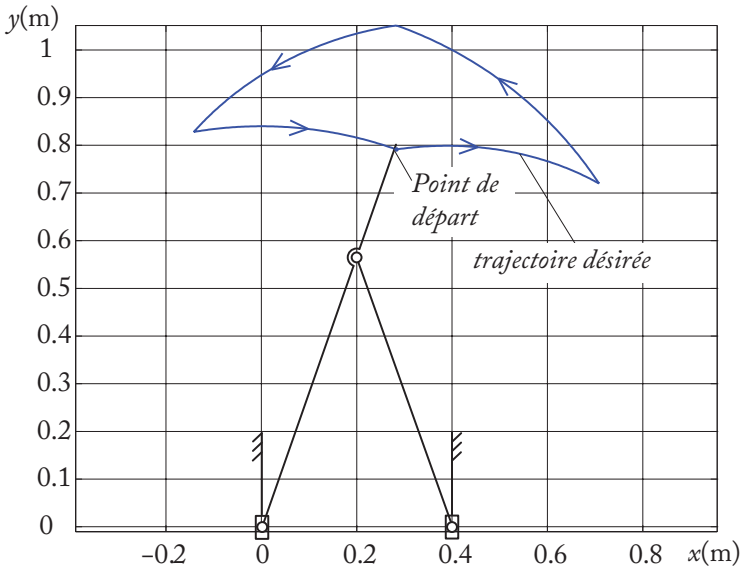


Figure VI.31 – La trajectoire dans l'espace de travail (à l'échelle).

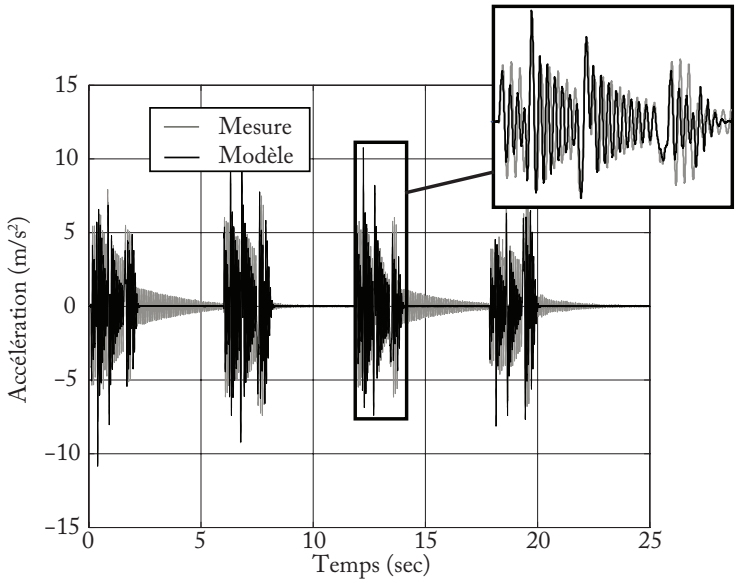


Figure VI.32 – Comparaison entre la mesure et la simulation pour l'accélération du point P.

VI.1.3.7 Conclusions et autres travaux dans ce domaine

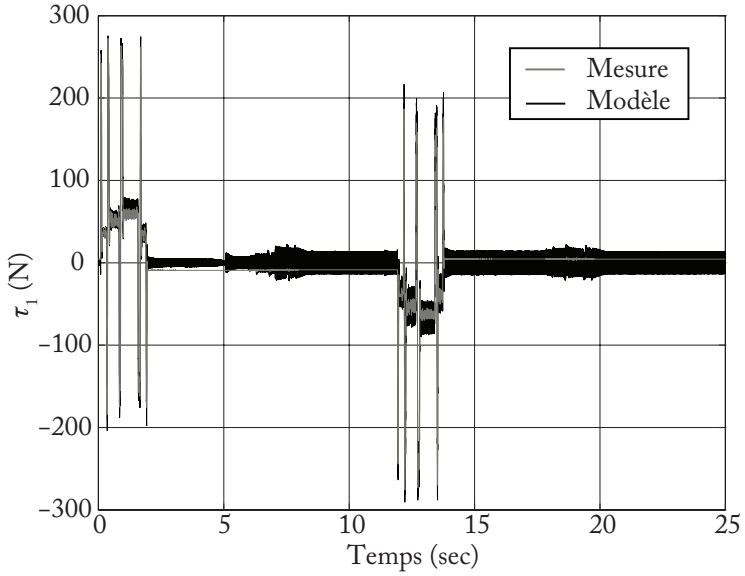
Mes contributions majeures concernant l'étude du comportement élastodynamique des robots parallèles ont été synthétisées dans cette partie. Ces contributions concerne la mise en place d'une procédure systématique qui permet de calculer le modèle élastodynamique (avec flexibilités distribuées) des robots parallèles avec un nombre minimal d'opérateurs.

On pourra trouver des vidéos de trajectoires utilisées pour la validation des modèles sur la page web :

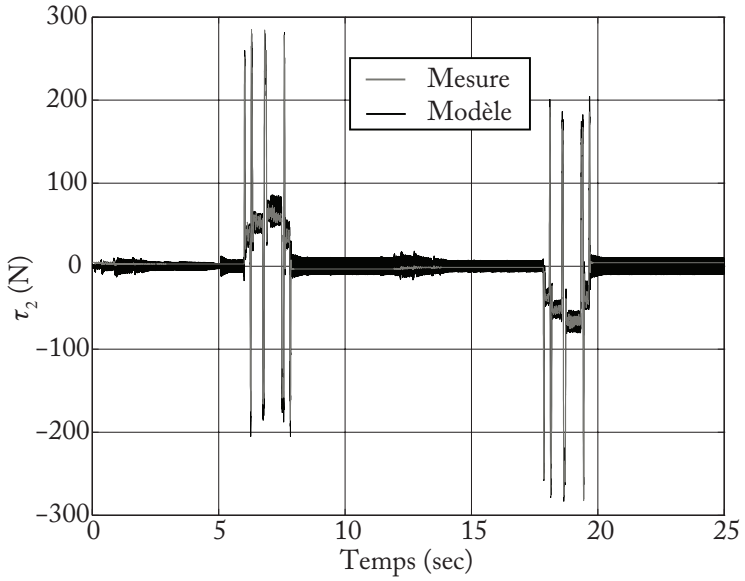
— `http://www.irccyn.ec-nantes.fr/~briot/Elastodyn.html`.

D'autres contributions dans ce domaine ont été :

— la simplification de l'algorithme présenté pour l'appliquer au calcul seul des matrices



(a) Moteur 1



(b) Moteur 2

Figure VI.33 – Comparaison entre la mesure et la simulation pour les couples moteurs.

d'inertie et de raideur des robots parallèles, matrices nécessaires au calcul des fréquences naturelles des robots [BK14b]. Les résultats entre la prédiction du modèle et les mesures ont été testés avec succès sur le prototype de robot NaVARo (Fig. VI.34) et ont montré que le calcul de ses 99 premières fréquences était possible pour chaque configuration du robot à une fréquence de 100 Hz compatible avec le calcul temps réel (Pentium 4 2.70 GHz, 8 Go de RAM).

— la proposition d'une technique réduction de modèle du robot basée sur une estimation de Rayleigh-Ritz *a priori* de la déformée de la vibration [BPC11b]. En faisant l'approximation que la déformée de vibration pour les premières fréquences du robot (qui

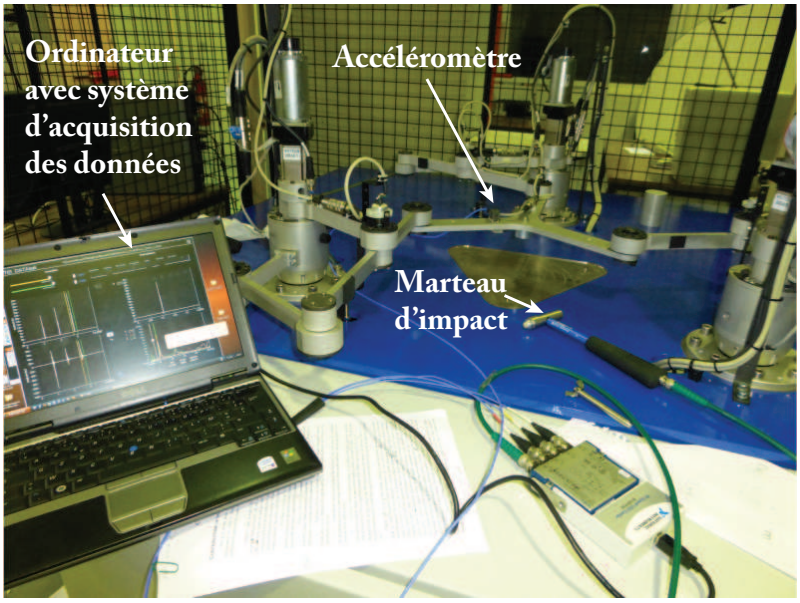


Figure VI.34 – Le prototype de robot NaVARo avec le dispositif expérimental de mesure de ses fréquences naturelles.

sont celles qui sont généralement excitées et qui conduisent aux vibrations de plus fortes amplitudes) est très proche de de la déformée du robot lors d'un chargement sur la plate-forme uniquement, j'ai pu réduire la dimension du modèle d'un robot qui contenait au départ 120 variables élastiques à un modèle qui n'en contient plus que 6, correspondant aux déflections de la plate-forme. Les résultats ont montré que l'on pouvait obtenir une bonne qualité de résultat pour les deux premières fréquences en un temps réduit (15 fois plus vite) par rapport au modèle de départ.

VI.1.3.8 Livres, chapitres d'ouvrage, articles et thèses de doctorat et de master associés

Ces travaux ont été réalisés en partie dans le cadre de la thèse de doctorat de Coralie Germain et de la thèse de master de Cornelius Barnard.

Ils ont donné lieu à la publication de

— deux articles de revues internationales

1. C. Germain, **S. Briot**, S. Caro et P. Wenger. "Natural Frequency Computation of Parallel Robots". In : *ASME Journal of Computational and Nonlinear Dynamics* 10.2 (2015).
2. S. Briot et W. Khalil. "Recursive and Symbolic Calculation of the Elastodynamic Model of Flexible Parallel Robots". In : *The International Journal of Robotics Research* 33.3 (2014), p. 469–483.

— sept articles de conférences internationales

1. S. Briot et W. Khalil. "Recursive and Symbolic Calculation of the Stiffness and Mass Matrices of Parallel Robots". In : *Proceedings of the 20-th CISM-IFToMM Symposium on Theory and Practice of Robots and Manipulators (RoManSy 2014)*. Moscow, Russia, juin 2014.
2. **S. Briot** et W. Khalil. "Recursive Symbolic Calculation of the Dynamic Model of Flexible Parallel Robots". In : *Proceedings of the 2013 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2013)*. Karlsruhe, Germany, mai 2013.

3. C.J. Barnard, **S. Briot** et S. Caro. "Trajectory Generation for High Speed Pick-and-Place Robots". In : *Proceedings of the ASME 2012 11th Biennial Conference on Engineering Systems Design and Analysis (ESDA 2012)*. Nantes, France, juil. 2012.
4. D. Bondarenko, A. Pashkevich, **S. Briot**, M. Ritou et B. Furet. "Elasto-Dynamic Model of Robotic Milling Process Considering Interaction between Tool and Workpiece". In : *Proceedings of the ASME 2012 11th Biennial Conference on Engineering Systems Design and Analysis (ESDA 2012)*. Nantes, France, juil. 2012.
5. A. Klimchik, D. Bondarenko, A. Pashkevich, **S. Briot** et B. Furet. "Compensation of Tool Deflection in Robotic-Based Milling". In : *Proceedings of the 9th International Conference on Informatics in Control, Automation and Robotics (ICINCO 2012)*. Rome, Italy, juil. 2012.
6. **S. Briot**, A. Pashkevich et D. Chablat. "Reduced Elastodynamic Modelling of Parallel Robots for the Computation of their Natural Frequencies". In : *Proceedings of the 13th World Congress in Mechanism and Machine Science*. 13. Guanajuato, Mexico, juin 2011.
7. **S. Briot**, A. Pashkevich et D. Chablat. "On the optimal design of parallel robots taking into account their deformations and natural frequencies". In : *Proceedings of the ASME 2009 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2009)*. San Diego, California, USA, août 2009.

— un livre

1. **S. Briot** et W. Khalil. *Dynamics of Parallel Robots – From Rigid Links to Flexible Elements*. ISBN : 978-3-319-19787-6. Springer, 2015.

— un chapitre d'ouvrage

1. A. Klimchik, D. Bondarenko, A. Pashkevich, **S. Briot** et B. Furet. "Compliance error compensation in robotic-based milling". In : *Lecture Notes in Electrical Engineering*. Springer, 2013.

VI.1.4 Techniques d'équilibrage

VI.1.4.1 Introduction

Les effets inertiels dans les machines se déplaçant à grandes vitesses et accélérations sont une source significative d'excitation des vibrations, de bruit et de fatigue pour les matériaux. Les mouvements des corps à hautes vitesses et accélérations peuvent générer des efforts très importants qui sont transmis via la chaîne cinématique sur le bâti, le faisant ainsi vibrer et dégradant les performances en termes de précision de la machine dans sa totalité [FG02]. Ces efforts peuvent être annulés par un type d'équilibrage dit "équilibrage dynamique". Comme mentionné dans [van+12], outre des gains en termes de précision, l'équilibrage dynamique apporte d'autres avantages tels que la réduction du temps de cycle [Raa07] et la diminution du bruit et de la fatigue [LB68].

En général, pour les machines, deux types d'efforts doivent être considérés : les efforts externes (principalement gravité et interactions avec l'environnement) et les efforts internes (effets inertiels, frottements, élasticité, etc.). Les efforts inertiels deviennent prépondérants quand un corps d'un mécanisme est soumis à de fortes vitesses et/ou accélérations. Le champ de force inertiel agissant sur un corps donné peut être représenté par une force agissant le long d'une droite passant par le centre des masses du corps et par un moment autour

de ce centre des masses. La détermination des forces et moments d'inertie est bien connue et a été présentée dans de nombreux livres, tel [KD02]. Pour les machines se déplaçant à grandes vitesses et accélérations, on néglige souvent les efforts externes qui sont généralement de bien plus faible amplitude. C'est pourquoi l'équilibrage dynamique se concentre sur l'annulation seule des effets inertiels transmis sur certains corps du mécanisme, le plus souvent le bâti (c'est le cas dans ce mémoire).

De nombreuses approches et solutions ont été proposées pour les mécanismes à un *ddl* [LTB83] ; [ADS00] ; [AS05], principalement basées sur l'utilisation de contrepoids et contre-rotations. Cependant, avec les performances accrues de vitesses et accélérations des robots actuels, il devient important de traiter ce problème dans le cas des robots rapides [Nab+06] ; [van+13]. Malheureusement, les solutions classiques basées sur l'utilisation de contrepoids et contre-rotations conduisent pour les robots à des solutions inexploitables du fait de leur complexité de mise en œuvre. C'est pourquoi de nouvelles solutions doivent être proposées.

Dans cette section, je détaille mes deux contributions principales sur l'équilibrage dynamique des robots. Les solutions proposées sont moins complexes à mettre en œuvre que les solutions dites classiques. La première est basée sur l'utilisation de groupes d'Assur [Lei91], c'est-à-dire des chaînes cinématiques qui n'ajoutent pas de degrés de liberté additionnels pour le mécanisme. J'ai montré que cette solution est particulièrement bien adaptée au cas des robots contenant des liaisons prismatiques pour lesquels les solutions classiques d'équilibrage ne s'appliquent pas. La seconde solution est basée sur la génération de mouvements optimaux pour le robot qui permettent de faire décroître considérablement les forces d'inertie transmises au bâti. Ce type de solution a un avantage majeur qui est d'éviter la modification de la conception du mécanisme par une planification intelligente du mouvement des corps.

VI.1.4.2 Équilibrage des robots parallèles par ajout d'un ou plusieurs groupes d'Assur de classe 2

Pour les robots, l'équilibrage des forces d'inertie[8] est la plupart du temps obtenu par une redistribution optimale des masses en mouvement [LTB83] ; [AS05] ; [ADS00] ; [AF04] ; [WG99] ; [NH86] ; [LGJ99] ; [Fuj76] ; [WG00] ; [RSX05] potentiellement combinée avec un ajustement des paramètres cinématiques [OZ05]. L'équilibrage des moments d'inertie est une tâche plus complexe qui est généralement obtenue grâce à trois grands types de méthodes :

1. Équilibrage des moments d'inertie en utilisant des contre-rotations [HG04] ; [FA06],
2. Équilibrage des moments d'inertie en utilisant des mécanismes à quatre barres [RG00] ; [WG04] ; [Gos+04] ; [FG04] ; [WG05],
3. Équilibrage des moments d'inertie par planification de trajectoires optimales (sur les robots redondants cinématiquement seulement) [FA06] ; [PA94] ; [AB08a] ; [BA09a] ;

8. Par abus de langage, mais pour éviter la lourdeur du texte, j'utiliserai dans la suite de cette section "équilibrage des forces d'inertie" au lieu de "équilibrage des forces d'inertie transmises sur le bâti". De même, "équilibrage des moments d'inertie" sera utilisé au lieu de "équilibrage des moments d'inertie transmis sur le bâti".

[BAL12a].

Les travaux antérieurs sur l'équilibrage dynamique des robots parallèles se sont concentrés sur les robots composés de pivots seulement, et peu d'études ont été réalisées sur les robots comportant des liaisons prismatiques, alors que l'équilibrage dynamique de ces derniers ne peut se réaliser en utilisant les méthodes classiques (simple ajout de contrepoids et de contre-rotations) [Bag82].

Dans cette section, je propose des méthodes d'équilibrage des forces et moments d'inertie obtenues par l'ajout d'un ou plusieurs groupes d'Assur dans le mécanisme. Les avantages de l'utilisation de ces groupes d'Assur sont :

1. qu'ils ne rajoutent pas de *ddl* supplémentaires dans le mécanisme, qu'ils ne modifient donc pas son mouvement, et n'impactent pas ses performances en termes de précision par exemple,
2. en servant de chaîne de substitution dans la transmission des efforts entre certains corps du mécanisme et la base, ils permettent d'équilibrer une partie des efforts inertiels qui, normalement, ne peuvent pas être compensés à cause des propriétés intrinsèquement liées à l'utilisation de liaisons prismatiques, comme cela a été démontré dans [Bag82].

Ces méthodes sont donc particulièrement intéressantes pour l'équilibrage des robots parallèles comportant des liaisons prismatiques. C'est pourquoi elles sont illustrées sur le robot 3-RPR plan.

Équilibrage dynamique complet des forces et moments d'inertie en ajoutant une chaîne cinématique passive entre la base et la plate-forme

L'équilibrage dynamique des forces d'inertie en ajoutant une chaîne cinématique passive faite d'un groupe d'Assur unique de type RRR est connu pour les mécanismes à un *ddl* [Bag82] ; [Fro87] ; [DP91] ; [Hil68] ; [Ara98]. Par rapport aux manipulateurs plans, une telle approche a été utilisée seulement pour l'équilibrage des effets de la pesanteur et des forces d'inertie [WG00] ; [RSX05] ; [Bar+08a] ; [LG98].

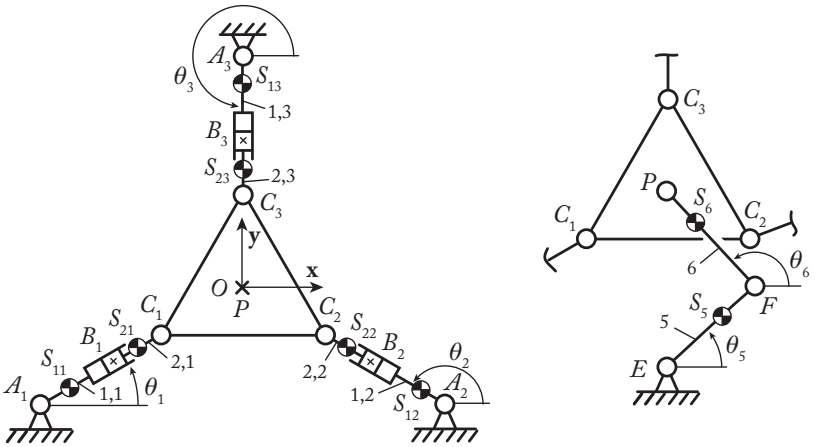
Dans cette section, une technique d'équilibrage dynamique complet *à la fois* des forces et des moments d'inertie des robots parallèles plans en ajoutant un groupe d'Assur unique de type RRR est proposée (Fig. VI.35(b)). Cette chaîne cinématique est montée entre la base et la plate-forme du robot, comme illustré dans le cas du robot 3-RPR plan (Fig. VI.35).

Notons que le type d'articulations motorisées pour le robot n'est pas mentionné puisque cela n'a pas d'impact sur la technique d'équilibrage.

Conditions d'équilibrage

Notons S_{ij} le centre des masses du corps $\mathcal{B}_{ij}$ ($i = 1, 2, 3$, $j = 1, 2$), de masse m_{ij} et de moment d'inertie autour de $\boldsymbol{z}$ $I_{S_{ij}}$. Le centre des masses de la plate-forme est situé au point P. La masse de la plate-forme est notée m_p et son moment d'inertie autour de $\boldsymbol{z}$ I_p.

Les centres des masses des éléments 5 et 6 du groupe d'Assur RRR sont situés aux points S_5 and S_6, respectivement. Leurs masses respectives sont notées m_5 et m_6 tandis que leurs moments d'inertie autour de $\boldsymbol{z}$ sont appelés I_{S_5} and I_{S_6}, respectivement.



(a) Schéma du robot plan 3-*RPR* (dans cette configuration, les points O et P coincident)

(b) Schéma du groupe d'Assur unique de type *RRR* qui est ajouté entre la base et la plateforme

Figure VI.35 – Schéma du robot plan 3-*RPR* étudié.

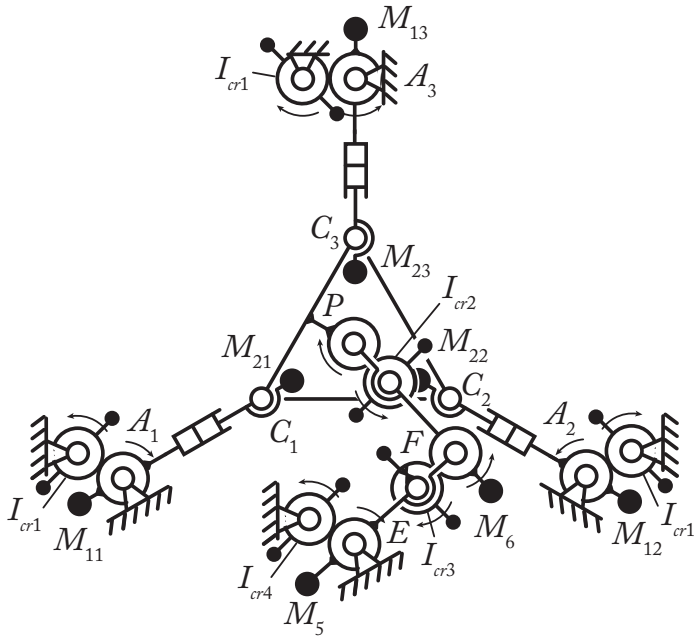


Figure VI.36 – Schéma du robot 3-*RPR* pleinement équilibré en utilisant le groupe d'Assur de type *RRR*.

Les positions des centres des masses sont définies par $\overrightarrow{A_iS_{1i}} = r_1\ell_{B_iC_i}\mathbf{u}_i$, $\overrightarrow{C_iS_{2i}} = (r_2-1)\ell_{B_iC_i}\mathbf{u}_i$, $\overrightarrow{ES_5} = r_5\overrightarrow{EF}$, et $\overrightarrow{FS_{6i}} = r_6\overrightarrow{FP}$, où r_1, r_2, r_5, et r_6 coefficients sont des coefficients sans dimension, et $\mathbf{u}_i$ est un vecteur unitaire dirigé selon $\overrightarrow{B_iC_i}$.

Sans développer ici les dérivations mathématiques, l'équilibrage des forces d'inertie est obtenu à l'aide de 8 contrepoids situés aux points M_{i1}, M_{i2} $(i = 1, 2, 3)$, M_5 et M_6, de masses respectives $m_{cw_{i1}}$, $m_{cw_{i2}}$, m_{cw_5} et m_{cw_6} dont les positions sont paramétrées par $\overrightarrow{A_iM_{1i}} = r_{cw_1}\ell_{B_iC_i}\mathbf{u}_i$, $\overrightarrow{B_iM_{2i}} = (r_{cw_2}-1)\ell_{B_iC_i}\mathbf{u}_i$, $\overrightarrow{EM_5} = r_{cw_5}\overrightarrow{EF}$, et $\overrightarrow{FM_6} = r_{cw_6}\overrightarrow{FP}$,

r_{cw_1}, r_{cw_2}, r_{cw_5}, et r_{cw_6} étant des coefficients sans dimension et dont les masses doivent respecter les conditions [Bri+09a] :

$$\begin{aligned}
m_{cw_{i1}} &= -\frac{m_{i1} r_{i1}}{r_{cw_{i1}}} \\
m_{cw_{i2}} &= -\frac{m_{i2}(1 - r_{i2})}{1 - r_{cw_{i2}}} \\
m_{cw_6} &= -\frac{\sum_{i=1}^{3} (m_{i2} + m_{cw_{i2}}) + m_p + m_6 r_6}{r_{cw_6}} \\
m_{cw_5} &= -\frac{\sum_{i=1}^{3} (m_{i2} + m_{cw_{i2}}) + m_p + m_5 r_5 + m_6 + m_{cw_6}}{r_{cw_5}}
\end{aligned} \tag{VI.113}$$

Quant à l'équilibrage des moments d'inertie, il peut être réalisé grâce à l'ajout de six contre-rotations d'inerties respectives $I_{cr_{i1}}$ $(i = 1, 2, 3)$, I_{cr_2}, I_{cr_3} et I_{cr_4} (Fig. VI.36), qui doivent respecter les relations [Bri+09a] :

$$\begin{aligned}
I_{cr_{i1}} &= I_{S_1} + I_{S_2} + \left(m_{i1} r_{i1}^2 + m_{cw_{i1}} r_{cw_{i1}}^2 + m_{i2} (1 - r_{i2})^2 + m_{cw_{i2}} (1 - r_{cw_{i2}})^2 \right) \ell_{B_i C_i}^2 \\
I_{cr_2} &= I_p + \sum_{i=1}^{3} (m_{i2} + m_{cw_{i2}}) \, \ell_{C_i P}^2 \\
I_{cr_3} &= I_{S_6} + \left(m_6 r_6^2 + m_{cw_6} r_{cw_6}^2 + m_p + \sum_{i=1}^{3} (m_{i2} + m_{cw_{i2}}) \right) \ell_{FP}^2 + 2 I_{cr_2} \\
I_{cr_4} &= I_{S_5} + \left(m_5 r_5^2 + m_{cw_5} r_{cw_5}^2 + m_6 + m_{cw_6} + m_p + \sum_{i=1}^{3} (m_{i2} + m_{cw_{i2}}) \right) \ell_{EF}^2 + 2 I_{cr_3}
\end{aligned} \tag{VI.114}$$

Exemple illustratif

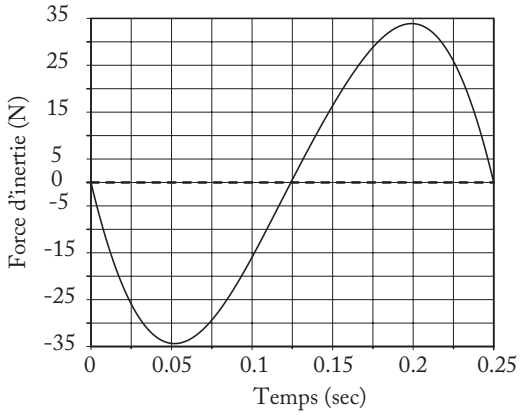
Cette méthode d'équilibrage a été validée en simulation sous ADAMS sur des trajectoires tests définies pour un robot 3-RPR plan dont les paramètres sont définis dans [Bri+09a] (Fig. VI.37(c)). Notons que l'approche proposée est transposable à tous les robots parallèles plans, qu'ils comportent des liaisons prismatiques ou pas.

Équilibrage dynamique complet par ajout de mécanismes de Scott-Russell

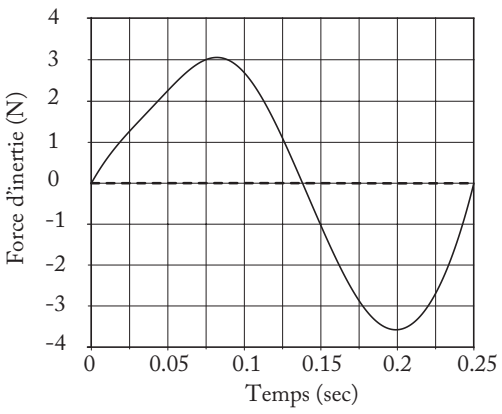
Ici, nous proposons une autre approche capable, par une modification de la structure des jambes du robot, de diminuer le nombre de contre-rotations de moitié. L'idée est de monter sur chaque jambe du robot un groupe d'Assur RRR particulier (Fig. VI.38) tel que les distances entre les articulations situées aux points A et B d'une part, et B et C d'autre part, sont égales. Le mécanisme ainsi obtenu est un mécanisme bielle-manivelle (Fig. VI.39) particulier appelé mécanisme de Scott-Russel.

Conditions d'équilibrage

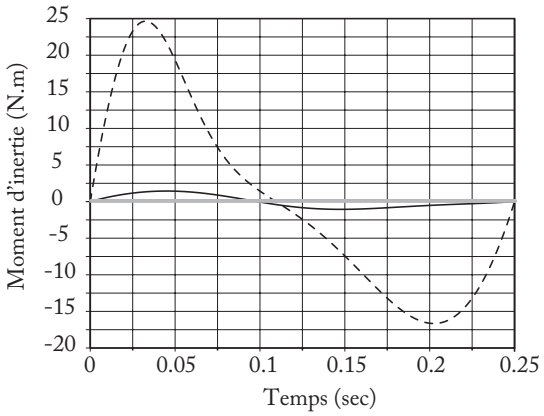
Ainsi, pour que le mécanisme bielle-manivelle de la Fig. VI.39 soit un mécanisme de Scott-Russel, il faut que $\ell_{AB} = \ell_{BC}$ et que $a = 0$. Dans ce cas, la propriété suivante apparaît : $\dot{\theta}_1 = -\dot{\theta}_2$ (les angles θ_1 et θ_2 étant définis sur la Fig. VI.39). Cette propriété permet d'obtenir un équilibrage dynamique complet du mécanisme de Scott-Russel sans ajout de contre-rotations, à condition que [Bri+09a] :



(a) Force d'inertie selon $\boldsymbol{x}$



(b) Force d'inertie selon $\boldsymbol{y}$



(c) Moment d'inertie autour de $\boldsymbol{z}$

Figure VI.37 – Force et moment d'inertie transmis sur le bâti avant (ligne pleine) et après (ligne pointillée) l'ajout des contrepoids, et après l'ajout des contre-rotations (ligne grisée).

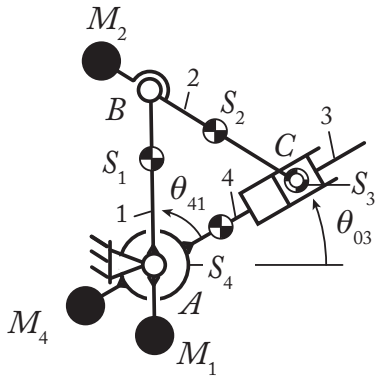


Figure VI.38 – Une jambe du robot plan 3-*RPR* sur laquelle est ajoutée un mécanisme de Scott-Russell.

— l'on utilise des contrepoids situés aux points M_j, $(j = 1, 2)$ de masse m_{cw_j}. Leur positions sont paramétrée par $\overrightarrow{AM_1} = r_{cw_1}\overrightarrow{AB}$, $\overrightarrow{BM_2} = r_{cw_1}\overrightarrow{BC}$, r_{cw_1} et r_{cw_2} étant

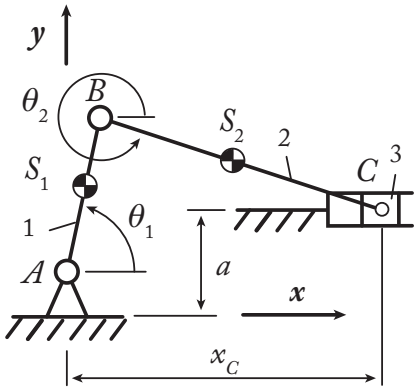


Figure VI.39 – Un mécanisme bielle-manivelle.

des coefficients sans dimension. Leurs masses doivent respecter les conditions

$$m_{cw_2} = -\frac{m_2 r_2 + m_3}{r_{cw_2}} \text{ and } m_{cw_1} = -\frac{m_1 r_1 + m_2 + m_{cw_2} + m_3}{r_{cw_1}} \tag{VI.115}$$

Dans cette expression, m_i est l'inertie du corps $\mathcal{B}_i$ sur la Fig. VI.39 et le coefficient r_i définit la position du centre des masses du corps $\mathcal{B}_i$, tel que $\overrightarrow{AS_1} = r_1\overrightarrow{AB}$, $\overrightarrow{BS_2} = r_2\overrightarrow{BC}$, $S_3 \equiv C$.

— l'inertie des corps respecte la relation :

$$\begin{aligned} &I_{S_1} + \left(m_1 r_1^2 + m_{cw_1} r_{cw_1}^2 + m_2 + m_{cw_2} + m_3\right) \ell_{AB}^2 \\ &- I_{S_2} - \left(m_2 r_2^2 + m_{cw_1} r_{cw_1}^2 + m_3\right) \ell_{BC}^2 = 0 \end{aligned} \tag{VI.116}$$

où I_{S_i} est l'inertie en rotation du corps $\mathcal{B}_i$.

Si l'on respecte les relations (VI.115) et (VI.116), j'ai montré dans [Bri+09a] que :

1. la jambe représentée à la Fig. VI.38 voit ses forces d'inertie équilibrées par l'ajout d'un seul contrepoids supplémentaire situé en M_4, défini par :
   - $\overrightarrow{AM_4} = -\ell_{cw_4}\mathbf{u}$, où ℓ_{cw_4} est la norme du vecteur $\overrightarrow{AM_4}$ et $\mathbf{u}$ est un vecteur unitaire défini par $\mathbf{u} = -\overrightarrow{AM_4}/\ell_{cw_4}$
   - $m_{cw_4} = -\frac{m_4 \ell_4}{\ell_{cw_4}}$, où m_4 est la masse du corps $\mathcal{B}_4$ et ℓ_4 paramètre la position de son centre des masses tel que $\overrightarrow{AS_4} = \ell_4\mathbf{u}$.
2. une fois ce dernier contrepoids ajouté, l'expression au point A du moment d'inertie transmis sur le bâti prend la forme :

$$M_A = I_{eq_1}\ddot{\theta}_{03} \tag{VI.117}$$

avec

$$\begin{aligned} I_{eq_1} = &\sum_{i=1}^{4} I_{S_i} + \left(m_1 r_1^2 + m_{cw_1} r_{cw_1}^2 + m_2 \left(1 - r_2\right)^2 + m_{cw_2} \left(1 - r_{cw_2}\right)^2\right) \ell_{AB}^2 \\ &+ m_4 \ell_4^2 + m_{cw_4} \ell_{cw_4}^2 \end{aligned} \tag{VI.118}$$

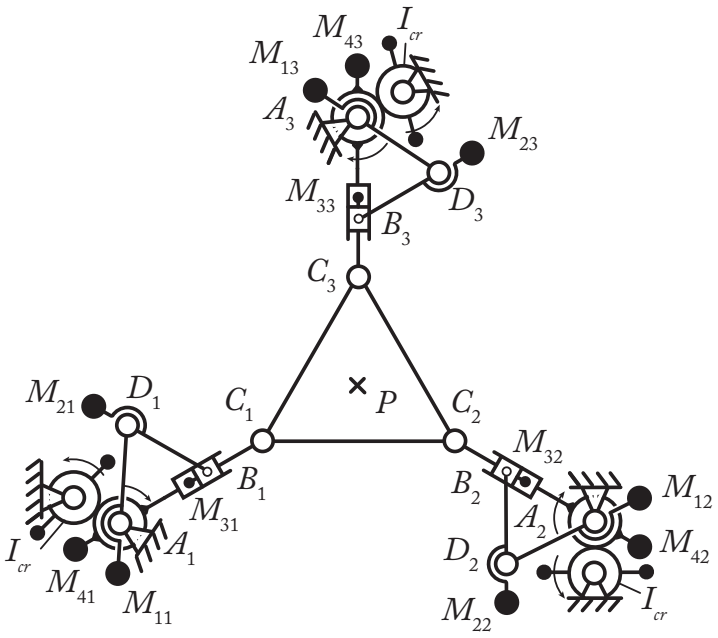


Figure VI.40 – Schéma d'un robot plan 3-*RPR* pleinement équilibré dynamiquement avec des mécanismes de Scott-Russel.

Ainsi, les moments d'inertie transmis par la jambe peuvent s'annuler par l'utilisation d'une seule contre-rotation située au point A et d'inertie $I_{cr} = I_{eq_1}$.

Cette modification des jambes peut servir à équilibrer le manipulateur 3-*RPR* dans sa globalité. En effet, en substituant les masse et inertie de la plate-forme du robot par trois points massiques situés en C_1, C_2 and C_3, de masses respectives m_{p_1}, m_{p_2} et m_{p_3} [AS99] ; [Bar+08a] ; [Sey74] respectant les conditions

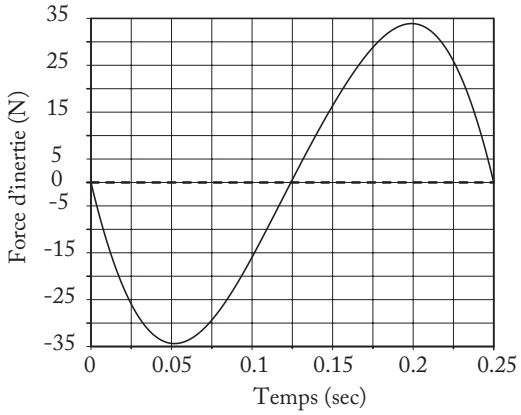
$$m_{p_i} = m_p/3 \text{ and } I_p = 3m_{p_i} l_{C_i P}^2 \tag{VI.119}$$

et en ajoutant un contrepoids M_{3i} $(i = 1, 2, 3)$ sur chaque jambe afin de ramener le centre des masses de l'ensemble {corps $\mathcal{B}_{3i}$ + point massique de masse m_{p_i}} au niveau du point B_i (Fig. VI.40), et en respectant les conditions (VI.115) à (VI.118), l'équilibrage complet des forces et moments d'inertie du robot est obtenu.

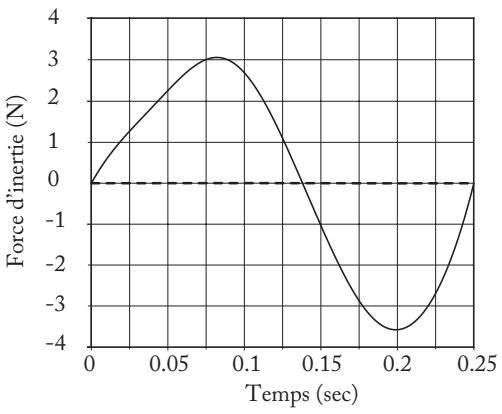
La grande différence avec l'approche précédente est que, dans ce cas, l'équilibrage complet est obtenu avec seulement trois contre-rotations au lieu de six, ce qui est important quand on sait que les contre-rotations apportent des problèmes de bruit, chocs et vibrations résiduelles [AB15a].

Exemple illustratif

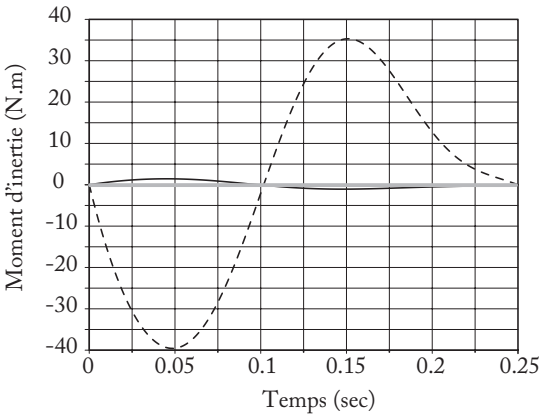
Cette technique d'équilibrage a été validée en simulation sous ADAMS sur des trajectoires tests définies pour un robot 3-*RPR* plan dont les paramètres sont donnés dans [Bri+09a] (Fig. VI.41). Notons que l'approche proposée est transposable à tous les robots parallèles plans. Elle peut être simplifiée en minimisant le nombre de mécanismes de Scott-Russel utilisés (Fig. VI.42). On peut aussi imaginer la modification structurelle d'une des jambes



(a) Force d'inertie selon $\boldsymbol{x}$



(b) Force d'inertie selon $\boldsymbol{y}$



(c) Moment d'inertie autour de $\boldsymbol{z}$

Figure VI.41 – Force et moment d'inertie transmis sur le bâti avant (ligne pleine) et après (ligne pointillée) l'ajout des contrepoids, et après l'ajout des contre-rotations (ligne grisée).

afin de la remplacer par un groupe d'Assur de type RRR permettant l'équilibrage complet du robot (Fig. VI.43).

VI.1.4.3 Minimisation des forces d'inertie par une planification optimale du déplacement du centre des masses global des corps en mouvement

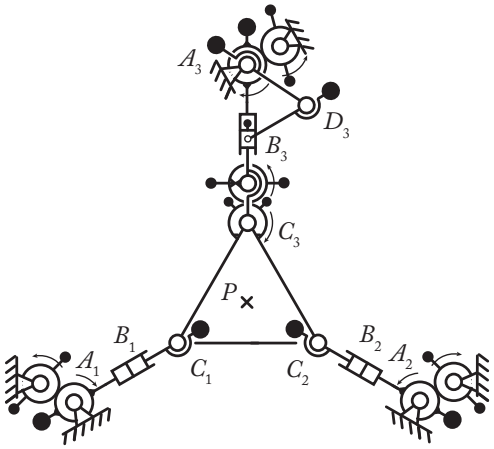
Au vu de la complexité de la mise en œuvre des solutions d'équilibrage dynamique, telles celles proposées dans la section précédente, des chercheurs ont investigué l'utilisation de trajectoires optimales afin de minimiser, voire annuler, certaines composantes des efforts d'inertie transmis [PA94] ; [HL06] ; [FA06] ; [AB08a] ; [BA09a]. Cependant, toutes les solutions ne se préoccupent que de l'annulation des moments d'inertie transmis sur le bâti et ne s'appliquent qu'à des robots redondants cinématiquement.

Ici, nous proposons une approche basée sur une analyse physique permettant de minimiser les forces d'inertie transmises par n'importe quel type de robot.

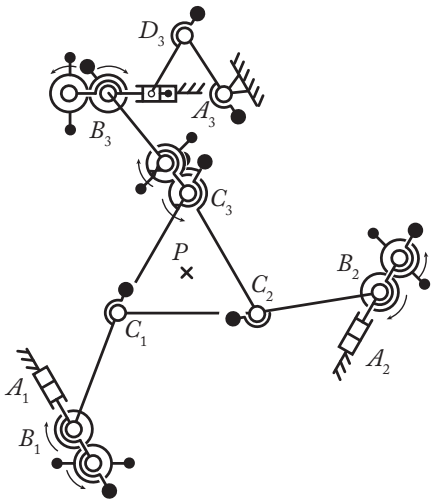
Définition des trajectoires optimales

L'expression des forces d'inertie transmises sur le bâti du robot $\mathbf{f}^{sh}$ est donnée par :

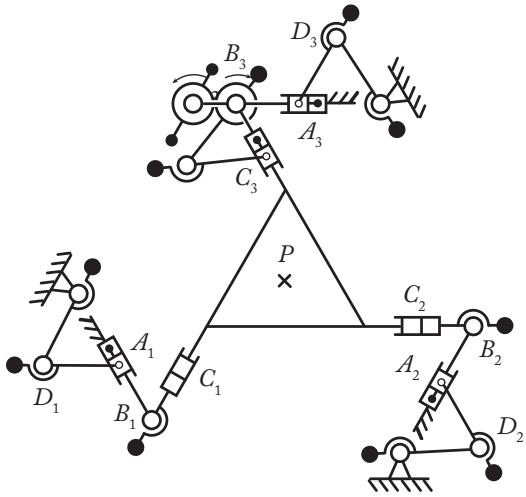
$$\mathbf{f}^{sh} = \sum m_i \ddot{\mathbf{r}}_S \tag{VI.120}$$



(a) Équilibrage du robot parallèle 3-*RPR*



(b) Équilibrage du robot parallèle 3-*PRR*

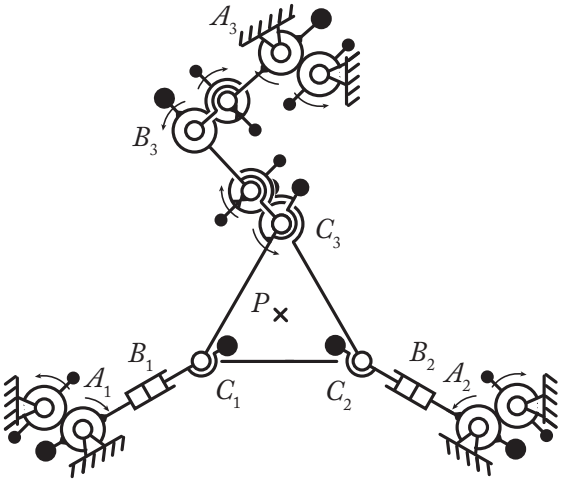


(c) Équilibrage du robot parallèle 3-*PRP*

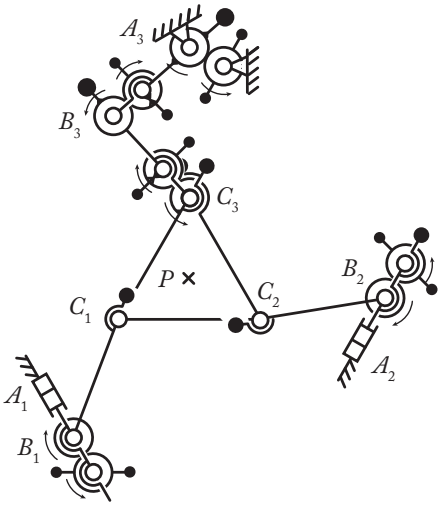
Figure VI.42 – Équilibrage dynamique complet des robots parallèles plans contenant des liaisons prismatiques obtenu par ajout d'un nombre réduit de mécanismes de Scott-Russel.

où $\sum m_i$ est la masse totale des éléments en mouvement du robot et $\ddot{\mathbf{r}}_S$ est l'accélération du centre des masses S du robot. L'approche d'équilibrage classique consiste à ajouter des contrepoids sur le mécanisme afin de garder le centre des masses stationnaire pour n'importe quelle configuration du robot. Dans ce cas, $\ddot{\mathbf{r}}_S = \mathbf{0}$ pour n'importe quelle configuration du robot. Cependant, il résulte de cette approche une augmentation considérable de la masse totale du robot. Afin d'éviter cet inconvénient, l'approche proposée ici est de générer un déplacement optimal du centre des masses du robot permettant de minimiser les forces d'inertie.

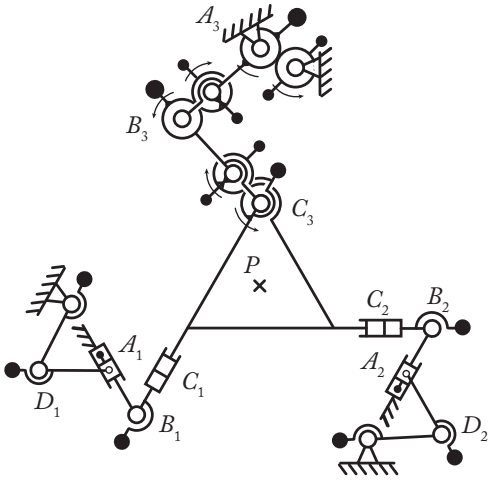
De manière classique, les déplacements du robot sont paramétrés soit dans l'espace des variables articulaires $\mathbf{q}$ soit dans l'espace des variables cartésiennes $\mathbf{x}$. Connaissant les configurations initiales et finales du robot aux temps t_0 et t_f, notées $\mathbf{q}_0 = \mathbf{q}(t_0)$ et $\mathbf{q}_f = \mathbf{q}(t_f)$, ou $\mathbf{x}_0 = \mathbf{x}(t_0)$ et $\mathbf{x}_f = \mathbf{x}(t_f)$ (dans le cas d'un robot non redondant cinématiquement), la



(a) Équilibrage du robot parallèle 3-*RPR*



(b) Équilibrage du robot parallèle 3-*PRR*



(c) Équilibrage du robot parallèle 3-*PRP*

Figure VI.43 – Équilibrage dynamique complet des robots parallèles plans contenant des liaisons prismatiques obtenu par modification structurelle d'une jambe.

loi de déplacement classique est paramétrée sous la forme :

$$\mathbf{q}(t) = s_q(t)(\mathbf{q}_f - \mathbf{q}_0) + \mathbf{q}_0 \text{ ou } \mathbf{x}(t) = s_x(t)(\mathbf{x}_f - \mathbf{x}_0) + \mathbf{x}_0 \tag{VI.121}$$

où $s_q(t)$ et $s_x(t)$ sont usuellement des polynômes (d'ordre 3, 5 ou plus élevé), des sinusoïdes, des lois de mouvement de type bang-bang, etc. [KD02].

À partir de l'expression (VI.120), on remarque que les forces d'inertie, en terme de norme, sont minimisées si la norme de $\|\ddot{\mathbf{r}}_S\|$ de l'accélération du centre des masses S du robot est minimisée le long de la trajectoire. Ainsi, si le déplacement $\mathbf{r}_S$ du centre des masses du robot est généré de manière optimale, les forces d'inertie seront minimisées.

A cette fin, considérons le déplacement $\mathbf{r}_S$ d'un point S dans l'espace cartésien. Tout d'abord, afin de minimiser l'accélération subie par ce point lors d'un déplacement à temps fixe, la longueur du chemin suivi par S doit être minimale, c'est-à-dire que le point S doit se déplacer en ligne droite entre sa position initiale et sa position finale, notée de manière

respective $\mathbf{r}_{S_0}$ and $\mathbf{r}_{S_f}$.

Ensuite, la loi de mouvement le long de ce chemin doit être optimisée. Faisons l'hypothèse que, à tout moment pendant le déplacement, la norme de l'accélération maximale admissible du point S est constante et notée $\ddot{r}_S^{max}$. En prendant en compte cette valeur maximale pour l'accélération, la loi de mouvement qui minimise le temps de déplacement défini par $\Delta t = t_f - t_0$ pour aller de la position $\mathbf{r}_{S_0}$ à la position $\mathbf{r}_{S_f}$ est le profil d'accélération dit "bang-bang" [KD02], donné par (Fig. VI.44(a)),

$$\begin{cases} \mathbf{r}_S(t) = s(t)(\mathbf{r}_{S_f} - \mathbf{r}_{S_0}) + \mathbf{r}_{S_0} \\ \dot{\mathbf{r}}_S(t) = \dot{s}(t)(\mathbf{r}_{S_f} - \mathbf{r}_{S_0}) \\ \ddot{\mathbf{r}}_S(t) = \ddot{s}(t)(\mathbf{r}_{S_f} - \mathbf{r}_{S_0}) \end{cases} \tag{VI.122}$$

où

$$\ddot{s}(t) = \frac{1}{\left\|\mathbf{r}_{S_f} - \mathbf{r}_{S_0}\right\|} \begin{cases} \ddot{r}_S^{max} & \text{for } t \leqslant (t_f - t_0)/2 \\ -\ddot{r}_S^{max} & \text{for } t > (t_f - t_0)/2 \end{cases} \tag{VI.123}$$

De manière réciproque, si l'intervalle de temps $\{t_0,\ t_f\}$ pour le déplacement entre les positions $\mathbf{r}_{S_0}$ et $\mathbf{r}_{S_f}$ est fixé, le profil d'accélération "bang-bang" est la loi de mouvement qui minimise la valeur de l'accélération maximale $\ddot{r}_S^{max}$ le long du chemin en ligne droite entre les positions $\mathbf{r}_{S_0}$ et $\mathbf{r}_{S_f}$ du point S. Ainsi, afin de minimiser l'accélération $\|\ddot{r}_S\|$ du centre des masses S du robot considéré sur l'intervalle de temps $\{t_0,\ t_f\}$, le profil d'accélération "bang-bang" doit paramétrer le déplacement du centre des masses du robot.

Observations à propos de la modification de la trajectoire optimale afin de prendre en compte les propriétés des actionneurs

Le profil d'accélération "bang-bang" (Fig. VI.44(a)) est basé sur des considérations théoriques. En réalité, les actionneurs sont incapables de produire des efforts discontinus et donc des accélérations discontinues. C'est pourquoi le profil d'accélération doit être modifié afin de prendre en compte les propriétés des actionneurs en termes de variation maximale admissible des efforts, par exemple en utilisant un profil d'accélération en trapèze (Fig. VI.44(b)).

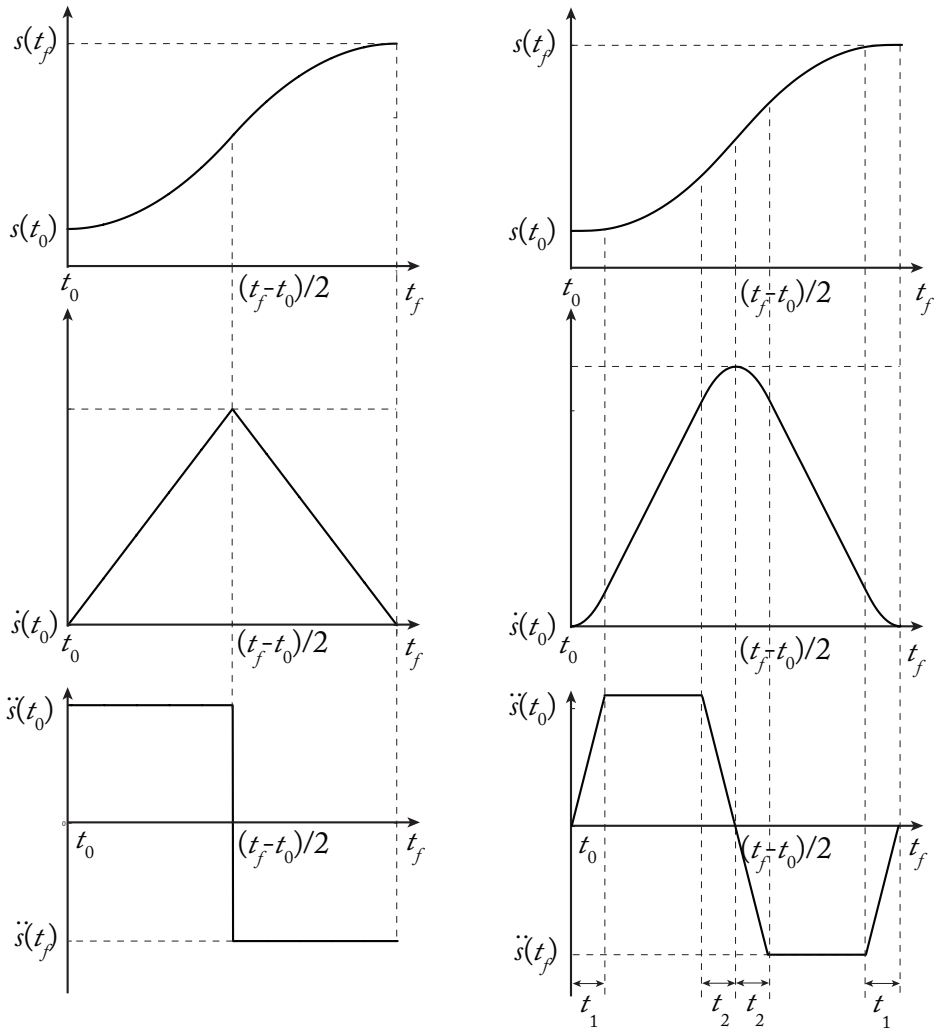
Pour l'intervalle de temps $\{t_0,\ t_f\}$, le profil trapézoïdal d'accélération, tel que nous l'avons défini à la Fig. VI.44(b), est caractérisé par deux paramètres : t_1 et t_2. Afin de trouver les valeurs optimales de t_1 et t_2, le problème suivant doit être considéré :

$$\ddot{r}_S^{max} \rightarrow \min_{t_1,t_2} \tag{VI.124}$$

sous les contraintes

$$\max \left| \frac{d\tau_i}{dt} \right| \leqslant \dot{\tau}_i^{max} \tag{VI.125}$$

où τ_i est l'effort de l'actionneur i et $\dot{\tau}_i^{max}$ est la variation maximale admissible de l'effort pour l'actionneur i. Ce problème est fortement non linéaire et doit être résolu numériquement par des méthodes d'optimisation.



(a) profil de type "bang-bang" en accélération

(b) profil de type trapèze en accélération

Figure VI.44 – Profils de mouvements utilisés pour la minimisation des forces d'inertie transmises au bâti.

Expression des coordonnées du robot en fonction des paramètres du centre des masses

Une fois le déplacement du centre des masses du robot défini, il est nécessaire de trouver les valeurs des coordonnées articulaires (ou cartésiennes) correspondant à ce déplacement. Dans ce but, considérons un robot composé de n éléments. La masse du corps $\mathcal{B}_i$ est notée m_i $(i = 1 \cdots n)$ et la position du centre des masses de ce corps est donnée par le vecteur $\mathbf{r}_{S_i}$. Si les coordonnées articulaires $\mathbf{q}$ ou cartésiennes $\mathbf{x}$ sont connues, l'expression du vecteur $\mathbf{r}_{S_i}$ peut être obtenue en utilisant les relations géométriques du robot. Ainsi, la position du centre des masses du robot, définie par

$$\mathbf{r}_S = \frac{1}{m_{tot}} \sum_{i=1}^{n} m_i \mathbf{r}_{S_i} \quad \text{où} \quad m_{tot} = \sum_{i=1}^{n} m_i \tag{VI.126}$$

peut être obtenue comme une fonction de $\mathbf{x}$ ou $\mathbf{q}$. Cependant, afin de contrôler le robot, il est nécessaire de résoudre le problème inverse, c'est-à-dire qu'il est nécessaire de trouver

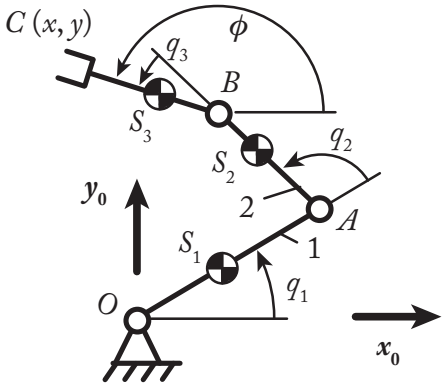


Figure VI.45 – Schéma du robot $3R$ plan sériel.

l'expression des variables $\mathbf{x}$ ou $\mathbf{q}$ en fonction de $\mathbf{r}_S$. Ici, deux cas doivent être distingués :

1. $\dim(\mathbf{r}_S) = \dim(\mathbf{q})$, c'est-à-dire que le robot a autant d'actionneurs que de variables paramétrant le déplacement $\mathbf{r}_S$ du centre des masses (deux variables dans un cas plan, trois variables pour un cas spatial). Dans ce cas, les variables $\mathbf{q}$ ou $\mathbf{x}$ peuvent être directement exprimées comme une fonction de $\mathbf{r}_S$ en utilisant (VI.126), c'est-à-dire $\mathbf{q} = \mathcal{G}_1(\mathbf{r}_S)$,
2. $\dim(\mathbf{r}_S) < \dim(\mathbf{q})$, c'est-à-dire que le robot a plus d'actionneurs que de variables paramétrant le déplacement $\mathbf{r}_S$ du centre des masses. Dans ce cas, le problème est sous-déterminé puisqu'il y a plus de variables dans $\mathbf{x}$ ou $\mathbf{q}$ que dans $\mathbf{r}_S$. Afin de le résoudre, considérons que p_0 paramètres du vecteur $\mathbf{q}_0$ (ou $\mathbf{x}_0$) et p_f paramètres du vecteur $\mathbf{q}_f$ (ou $\mathbf{x}_f$) sont fixés. En premier lieu, il est nécessaire de définir les $m-p_0$ et $m-p_f$ autres paramètres des configurations initiales et finales du robot ($m = \dim(\mathbf{q})$). Une manière de les fixer est de trouver les configurations initiales et finales du robot, en prenant en compte les p_0 et p_f paramètres initiaux et finaux fixés, qui permettront de minimiser la norme du vecteur $\mathbf{r}_{S_f} - \mathbf{r}_{S_0}$, c'est-à-dire la longueur du chemin que devra parcourir le centre des masses du robot. Par la suite, il faut choisir $m-k$ variables articulaires parmi les m possibles du vecteur $\mathbf{q}$ ($k = \dim(\mathbf{r}_S)$). Ces $m-k$ variables, notées $\mathbf{q}_{m-k}$, pourront être paramétrées par une loi de mouvement classique donnée par (VI.121) ou pourront servir à minimiser un critère donné permettant d'améliorer certaines performances du robot, telles que les moments d'inertie transmis au bâti ou tout autre indice de performance pertinent pour l'utilisateur. Les k autres variables, notées $\mathbf{q}_k$, pourront être exprimées en fonction de $\mathbf{r}_S$ et $\mathbf{q}_{m-k}$ en utilisant (VI.126), c'est-à-dire $\mathbf{q}_k = \mathcal{G}_2(\mathbf{r}_S, \mathbf{q}_{m-k})$.

Exemple illustratif

Ces développements théoriques ont été validés en simulation sur plusieurs robots dont un robot $3R$ plan sériel [9] (Fig. VI.45) dont les paramètres sont définis dans [BAL12b].

Différentes trajectoires test sur les segments P_1P_{13}, P_2P_{12}, P_3P_{11}, P_4P_{10}, P_5P_9, $P_{15}P_7$, $P_{14}P_8$ et $P_{13}P_9$ ont été définies (Fig. VI.46). Dans le cas de ce robot, le nombre de pa-

9. Les résultats n'ont pas été obtenus sur des robots parallèles, même si la théorie s'y duplique aisément.

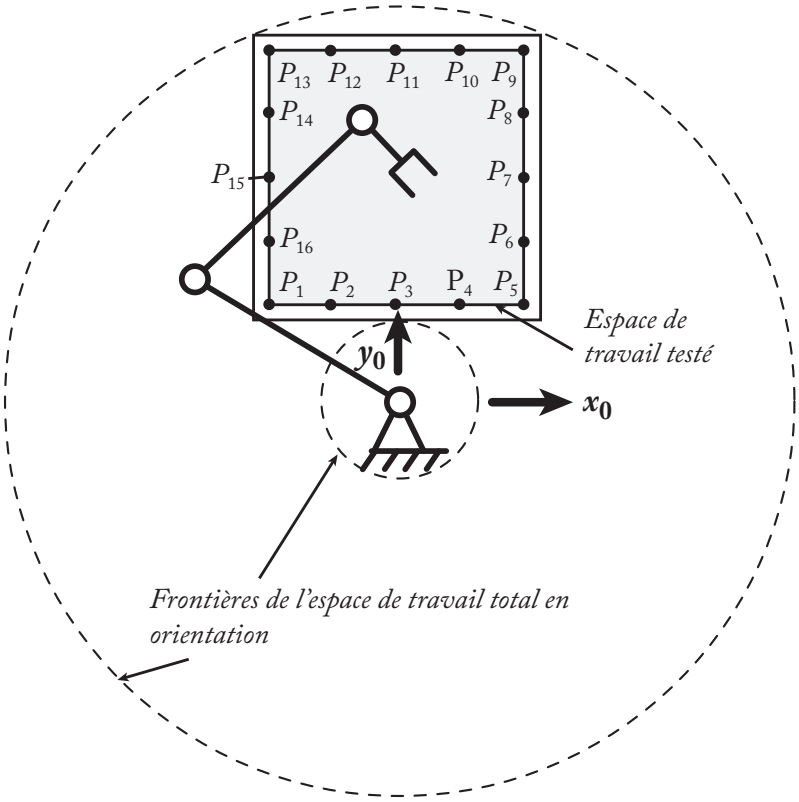


Figure VI.46 – Les positions initiales et finales testées pour l'effecteur du robot $3R$ plan sériel.

ramètres permettant de définir la position du centre des masses est égal à 2 (cas plan) tandis qu'il y a trois actionneurs permettant de générer un déplacement de l'effecteur (deux translations dans le plan et une rotation autour de la normale au plan). L'orientation ϕ de l'effecteur a été choisie comme paramètre indépendant utilisable afin de minimiser certains critères additionnels autres que les forces d'inertie (dans notre cas particulier, nous avons décidé de minimiser le moment d'inertie transmis au bâti). Dans les simulations, il a été décidé d'avoir une orientation de l'effecteur au départ et à l'arrivée définie de manière respective par $\phi_0 = 0$ deg et $\phi_f = 0$ deg.

La minimisation simultanée des forces et moment d'inertie est résolue par le problème d'optimisation :

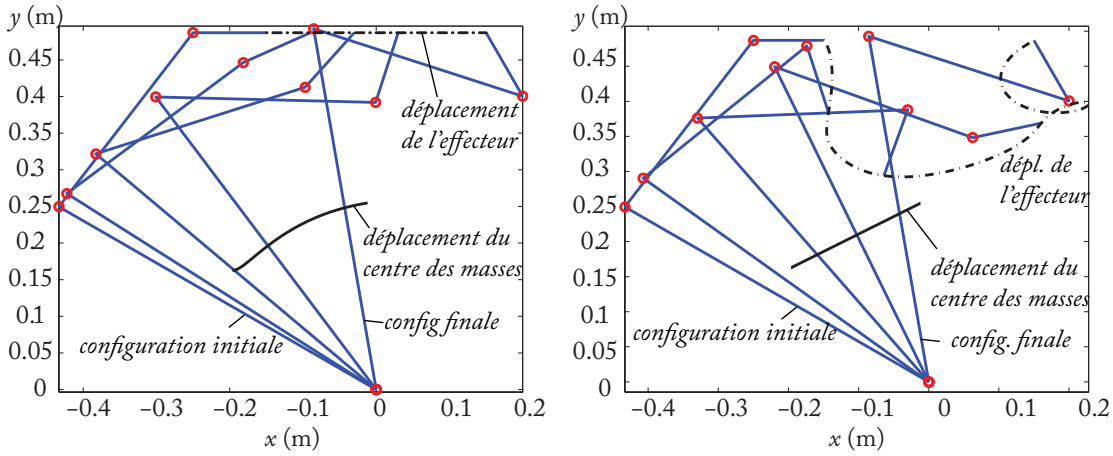
$$\max(M^{sh}) \rightarrow \min_{\phi} \tag{VI.127}$$

sous les contraintes

$$\begin{cases} \phi(t_0) = \phi_0,\ \phi(t_f) = \phi_f \\ \dot{\phi}(t_0) = \dot{\phi}(t_f) = 0 \\ \ddot{\phi}(t_0) = \ddot{\phi}(t_f) = 0 \\ \mathbf{r}_S(t_0) = \mathbf{r}_{S_0},\ \mathbf{r}_S(t_f) = \mathbf{r}_{S_f}, \mathbf{r}_S(t) = s(t)(\mathbf{r}_{S_f} - \mathbf{r}_{S_0}) + \mathbf{r}_{S_0} \end{cases} \tag{VI.128}$$

$s(t)$ étant un profil de mouvement pour le déplacement du centre des masses du robot qui sera défini plus tard.

Plusieurs types de profils de mouvement pour ϕ ont été testés. Il est apparu que les meilleurs résultats ont été obtenus avec un polynôme de degré 8.



(a) Pour le cas 1

(b) Pour les cas 2 et 3

Figure VI.47 – Déplacements du robot le long de la trajectoire $P_{15}P_7$.

Sur chacun des segments P_1P_{13}, P_2P_{12}, P_3P_{11}, P_4P_{10}, P_5P_9, $P_{15}P_7$, $P_{14}P_8$ et $P_{13}P_9$, le déplacement doit avoir une durée de 0.5 sec et plusieurs types de profils de mouvement ont été testés :

1. **Cas 1 :** un polynôme d'ordre 5 sur le déplacement (translation et rotation) de l'effecteur du robot,
2. **Cas 2 :** un profil de type "bang-bang" en accélération pour le déplacement $\mathbf{r}_S(t)$ du centre des masses tandis que la trajectoire de l'angle ϕ de l'effecteur est optimisée en résolvant le problème (VI.127)–(VI.128),
3. **Cas 3 :** un profil de type trapèze en accélération pour le déplacement $\mathbf{r}_S(t)$ du centre des masses, en prenant en compte que la variation de l'effort moteur est limitée à 3.104 Nm/s, tandis que la trajectoire de l'angle ϕ de l'effecteur est optimisée en résolvant le problème (VI.127)–(VI.128),

Une synthèse des résultats obtenus est donnée aux Tabs. VI.5 et VI.6. Avec la trajectoire optimale de type "bang-bang" en accélération pour le déplacement $\mathbf{r}_S(t)$ du centre des masses, il est possible d'obtenir une réduction de 48 % à 62.2 % pour la norme des forces d'inertie transmises au bâti (sur les trajectoires testées). De plus, le moment d'inertie est réduit de 37.2 % à 61 %.

Un exemple de déplacement du robot est donné à la Fig. VI.47.

Observations sur la valeur des efforts moteurs

Le principal inconvénient de l'équilibrage des forces d'inertie par contrepoids est l'augmentation considérable des masses en mouvement, qui a pour conséquence une augmentation des efforts à produire par les actionneurs afin de mouvoir le robot. Un des avantages de la méthode proposée réside dans le fait que les efforts moteurs sont considérablement moins élevés que dans le cas où des contrepoids sont utilisés.

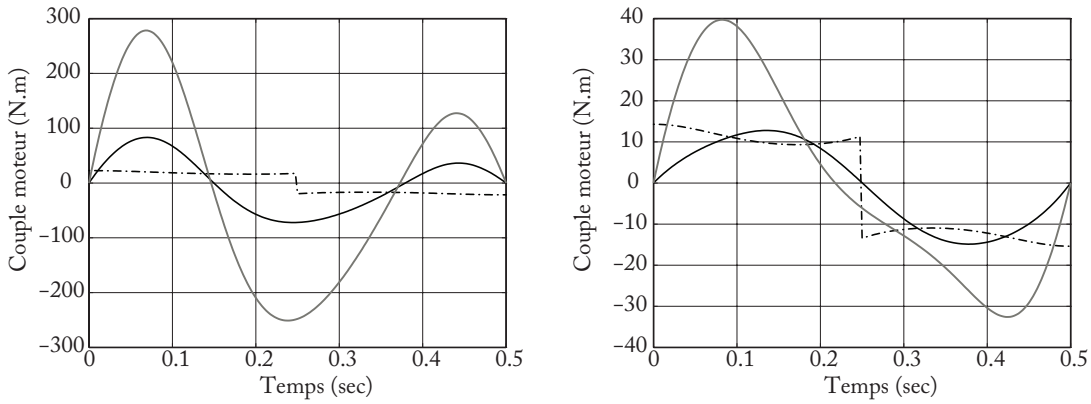
Ces résultats ont été illustrés sur un robot $2R$ sériel plan dans [BAL12b] (un exemple est montré à la Fig. VI.48) et il a été montré qu'entre un robot utilisant des trajectoires

Table VI.5 – Valeur maximale de la norme des forces d'inertie le long des trajectoires testées sur le robot $3R$ plan sériel.

		Chemin suivi							
		P_1P_{13}	P_2P_{12}	P_3P_{11}	P_4P_{10}	P_5P_{19}	$P_{15}P_7$	$P_{14}P_8$	$P_{13}P_9$
$\max\left(\left\|\mathbf{f}^{sh}\right\|\right)$ (N)	Cas 1	158.7	144.9	133.6	119.6	103.1	321.3	266.3	238.7
	Cas 2	81.8	77.2	68.8	58.1	47.9	121.1	105.5	92.2
	Cas 3	82.3	77.6	69.0	58.3	48.0	122.3	106.5	93.0
% de réduction	Cas 2/1	48.4	46.7	48.5	51.4	53.5	62.3	60.3	61.4
	Cas 3/1	48.1	46.4	48.3	51.2	53.4	61.9	60.0	61.0

Table VI.6 – Valeur absolue maximale du moment d'inertie d'inertie le long des trajectoires testées sur le robot $3R$ plan sériel.

		Chemin suivi							
		P_1P_{13}	P_2P_{12}	P_3P_{11}	P_4P_{10}	P_5P_{19}	$P_{15}P_7$	$P_{14}P_8$	$P_{13}P_9$
$\max\left(M^{sh}\right)$ (N.m)	Case 1	70.0	63.2	58.3	50.7	42.3	154.0	130.8	119.6
	Case 2	43.9	37.7	30.3	22.4	16.4	72.3	64.8	57.0
	Case 3	43.9	37.7	30.3	22.4	16.5	73.0	64.8	57.0
% de réduction	Case 2/1	37.2	40.4	48.1	55.8	61.1	53.1	50.5	52.3
	Case 3/1	37.2	40.4	48.1	55.8	61.0	52.6	50.5	52.3



(a) Couple moteur 1

(b) Couple moteur 2

Figure VI.48 – Couples moteur du robot $2R$ sériel plan le long d'une trajectoire définie par deux positions P_0 et P_f de l'effecteur suivant trois cas : (i) avec un robot non équilibré dont le mouvement de l'effecteur est paramétré par une loi polynomiale de degré 5 (ligne noire pleine), (ii) avec un robot équilibré par contrepoids dont le mouvement de l'effecteur est paramétré par la même loi polynomiale de degré 5 (ligne grise pleine) et (iii) avec un robot non équilibré dont le mouvement est paramétré par une loi d'accélération de type "bang-bang" sur le déplacement du centre des masses (ligne noire pointillée).

optimales pour la minimisation des forces d'inertie et un autre équilibré par contrepoids, la réduction sur les efforts moteur à fournir pour bouger le robot pouvait être supérieure à 90 %.

VI.1.4.4 Conclusions et autres travaux dans ce domaine

Dans cette section, j'ai synthétisé mes contributions majeures sur l'équilibrage des robots, qui sont :

— La proposition de méthodes d'équilibrage des forces et moments d'inertie obtenues par l'ajout d'un ou plusieurs groupes d'Assur de type *RRR* plan dans les mécanismes. Les avantages de l'utilisation de ces groupes d'Assur sont :

1. qu'ils ne rajoutent pas de *ddl* supplémentaires dans le mécanisme, et ne modifient donc pas son mouvement, et n'impactent pas ses performances en termes de précision par exemple,
2. en servant de chaîne de substitution dans la transmission des efforts entre certains corps du mécanisme et la base, ils permettent d'équilibrer une partie des efforts inertiels qui, normalement, ne peuvent pas être compensés à cause des propriétés intrinsèquement liées à l'utilisation de liaisons prismatiques, comme cela a été démontré dans [Bag82].

Les méthodes proposées sont génériques et s'appliquent à tous types de robots plans.

— La proposition d'une méthode de minimisation des forces d'inertie du robot par la génération de mouvements optimaux pour son centre des masses. Les avantages de l'utilisation de cette méthode sont :

1. la méthode ne nécessite pas de modification de l'architecture du robot par ajout de contrepoids et peut donc s'utiliser sur n'importe quel robot.
2. les efforts moteurs des robots sont considérablement moins élevés que dans le cas où des contrepoids sont utilisés pour garantir l'équilibrage.

D'autres contributions sur l'équilibrage statique ou dynamique des robots et mécanismes ont aussi été réalisées, à savoir :

— *La conception d'un système de compensation de la gravité pour le robot SurgiScope :* ce travail a été effectué en partenariat dans le cadre de la thèse de Cédric Baradat. Ces travaux portent sur l'amélioration du comportement statique et dynamique du système robotisé SurgiScope. Les performances de ce système sont limitées par la masse du matériel médical embarquée (jusqu'à 70 kg). L'approche choisie pour compenser cette charge a été d'ajouter un système auxiliaire, basé sur le principe du pantographe, et placé entre la base et la plate-forme de la structure porteuse de type Delta. L'étude analytique complète du système montre que les améliorations sont : déchargement sur les actionneurs des efforts gravitationnels de l'ordre de 85 % et réduction des consommations énergétiques ; augmentation de la capacité de charge ; sécurisation de la charge ; diminution des efforts dans les éléments du robot (diminution des déformations élastiques de l'ordre de 80 % et réduction de l'erreur de position statique), des frottements dans les liaisons et des coûts de fabrication. Cette solution innovante, montrée à la Fig. VI.49, validée numériquement et expérimentalement, a fait l'objet d'un dépôt de brevet.

— *L'équilibrage simultané des force/moment d'inertie et des couples moteurs d'un mécanisme bielle-manivelle :* de manière usuelle, le concepteur traite de manière indépendante l'équilibrage des forces/moments d'inertie et l'équilibrage des couples moteurs. Pour la première fois, un équilibrage simultané des force/moment d'inertie et des

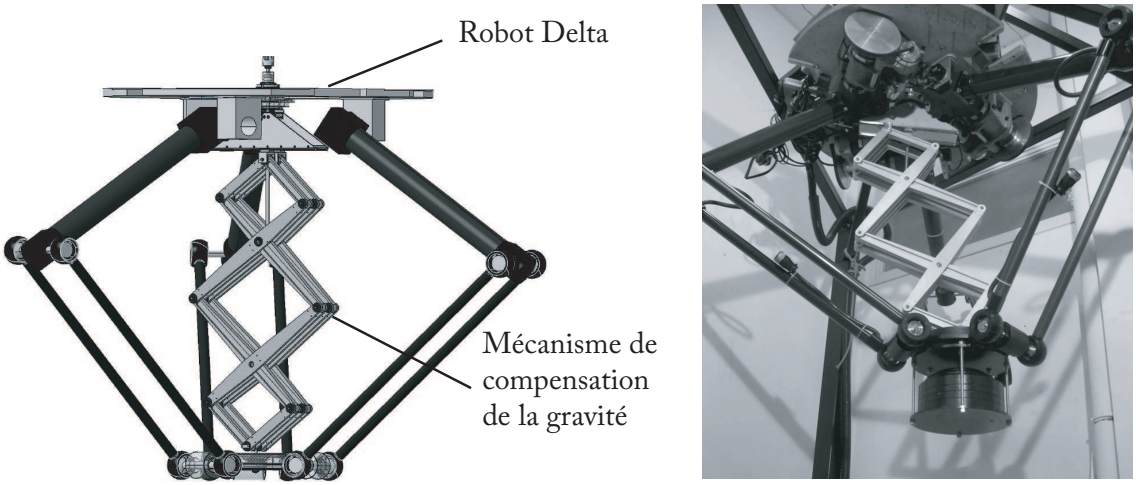


Figure VI.49 – Compensation de la gravité sur le robot Delta SurgiScope par l'ajout d'un mécanisme de pantographe passif.

couples moteurs d'un mécanisme bielle-manivelle a été proposé dans [BA10c]. L'équilibrage des forces et moments d'inertie est obtenu par l'utilisation d'un mécanisme à came couplé avec un contrepoids. Par la suite, le ressort utilisé pour maintenir le contact entre les éléments de ce mécanisme à came est utilisé pour compenser le couple moteur. À cet effet, le ressort est couplé à une seconde came montée sur la manivelle. La conception proposée permet le développement d'une seule solution pour résoudre les deux problèmes.

— *L'équilibrage dynamique des mécanismes à quatre barres par l'utilisation de différents types de groupe d'Assur :* l'équilibrage complet des mécanismes à quatre barres plans tournant à vitesse d'entrée constante a été réalisé en redistribuant les masses sur la barre de couplage pour en faire un pendule physique et en ajoutant un seul groupe d'Assur, soit de type *RRR*, soit de type *RRP*, contrairement aux méthodes usuelles qui nécessitent l'utilisation d'au moins deux contre-rotations ou de deux groupes d'Assur [BA12a].

VI.1.4.5 Livres, chapitres d'ouvrage, articles et thèses de master associés

Ces travaux ont été réalisés en partie dans le cadre de la thèse de master de Nayelli Sauvestre.

Ils ont donné lieu à la publication de

— cinq articles de revues internationales

1. **S. Briot** et V. Arakelian. "Complete Shaking Force and Shaking Moment Balancing of In-line Four-bar Linkages by adding a Class-two RRR or RRP Assur Group". In : *Mechanism and Machine Theory* 57 (2012), p. 13–26.
2. **S. Briot**, V. Arakelian et J.P. Le Baron. "Shaking Force Minimization of High-Speed Robots via Centre of Mass Acceleration Control". In : *Mechanism and Machine Theory* 57 (2012), p. 1–12.
3. **S. Briot** et V. Arakelian. "Simultaneous Inertia Force/Moment Balancing and Torque Compensation of Slider-Crank Mechanisms". In : *Mechanics Research Communications* 37.2 (2010), p. 265–269.

4. **S. Briot**, I.A. Bonev, C.M. Gosselin et V. Arakelian. "Complete Shaking Force and Shaking Moment Balancing of Planar Parallel Manipulators with Prismatic Pairs". In : *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part K : Journal of Multi-body Dynamics* 223.1 (2009), p. 43–52.
5. C. Baradat, V. Arakelian, **S. Briot** et S. Guégan. "Design and prototyping of a new balancing mechanism for spatial parallel manipulators". In : *ASME Journal of Mechanical Design* 130.7 (2008).

— sept articles de conférences internationales

1. V. Arakelian, **S. Briot** et J.P. Le Baron. "Shaking Force Minimisation of Slider-Crank Mechanism via Optimal Motion Control". In : *Proceedings of the 5th International Conference on Trends in Agricultural Engineering (TAE 2013)*. Prague, Czech Republic, sept. 2013.
2. **S. Briot**, V. Arakelian et J.P. Le Baron. "Shaking Force Minimization of High-Speed Robots via Optimal Control". In : *Proceedings of the 11th International Conference on the Theory of Machines and Mechanisms (TMM 2012)*. Liberec, Czech Republic, sept. 2012.
3. **S. Briot**, V. Arakelian, N. Sauvestre et J.P. Le Baron. "Shaking Forces Minimization of High-Speed Robots via an Optimal Motion Planning". In : *Proceedings of the 18th CISM-IFToMM Symposium on Robot Design, Dynamics, and Control (RoManSy 2010)*. Udine, Italy, juil. 2010.
4. **S. Briot** et V. Arakelian. "Complete Shaking Force and Shaking Moment Balancing of the Position-Orientation Decoupled PAMINSA Manipulator". In : *Proceedings of the IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM2009)*. Singapore, juil. 2009.
5. V. Arakelian et **S. Briot**. "Dynamic Balancing of the SCARA robot". In : *Proceedings of 17th CISM-IFToMM Symposium on Robot Design, Dynamics, and Control (RoManSy 2008)*. Tokyo, Japan, juil. 2008.
6. **S. Briot**, C. Baradat, S. Guégan et V. Arakelian. "Contribution to the Improvement of the Medical Device SurgiScope". In : *Proceedings of the 2007 ASME International Design Engineering Technical Conferences (DETC 2007)*. Las Vegas, Nevada, USA, sept. 2007.
7. S. Lessard, P. Bigras, I.A. Bonev, **S. Briot** et V. Arakelian. "Optimum Static Balancing of a Parallel Robot for Medical 3D-Ultrasound Imaging". In : *Proceedings of the 12th IFToMM World Congress*. Besançon, France, juin 2007.

— un livre

1. V. Arakelian et **S. Briot**. *Balancing of Linkages and Robot Manipulators – New Methodologies for Advanced Applications*. ISBN : 978-3-319-12489-6. Springer, 2015.

— un chapitre d'ouvrage

1. **S. Briot** et V. Arakelian. "Design of reactionless mechanisms with Assur group". In : *Dynamic balancing of mechanisms and synthesizing of parallel robots*. ISBN : 978-3-319-17682-6. Springer, 2015.

VI.2 Conception et commande de nouveaux robots parallèles aux performances statiques et dynamiques améliorées

Les travaux réalisés dans la partie précédente s'appliquent usuellement une fois que le robot a été réalisé. Cependant, il est possible de travailler plus en amont, en concevant l'architecture du robot pour garantir des performances dynamiques données.

Concevoir l'architecture de robot, voire le couple optimal {architecture de robot – contrôleur} qui permet de répondre à des performances dynamiques à atteindre (mais pas uniquement) est aussi un sujet que l'on peut aborder sous plusieurs angles. Dans le cadre de mes activités de recherche, j'ai décidé de me concentrer sur les deux points suivant :

1. La conception de robots pour le déplacement de lourdes charges,
2. La conception et la commande de robots rapides et précis.

Les résultats associés à ces travaux de recherche sont synthétisés dans les sections VI.2.1 à VI.2.2.

VI.2.1 Conception de robots pour le déplacement de lourdes charges

VI.2.1.1 Introduction

Un des avantages des robots parallèles est qu'ils sont intrinsèquement plus raides et ont un meilleur rapport {masse en mouvement} / {charge embarquée} que les robots sériels [Mer06b]. Ceci est lié au fait que les efforts appliqués sur la plate-forme sont répartis entre les différentes jambes du mécanisme, et donc chaque jambe n'a à supporter qu'une fraction de la charge totale.

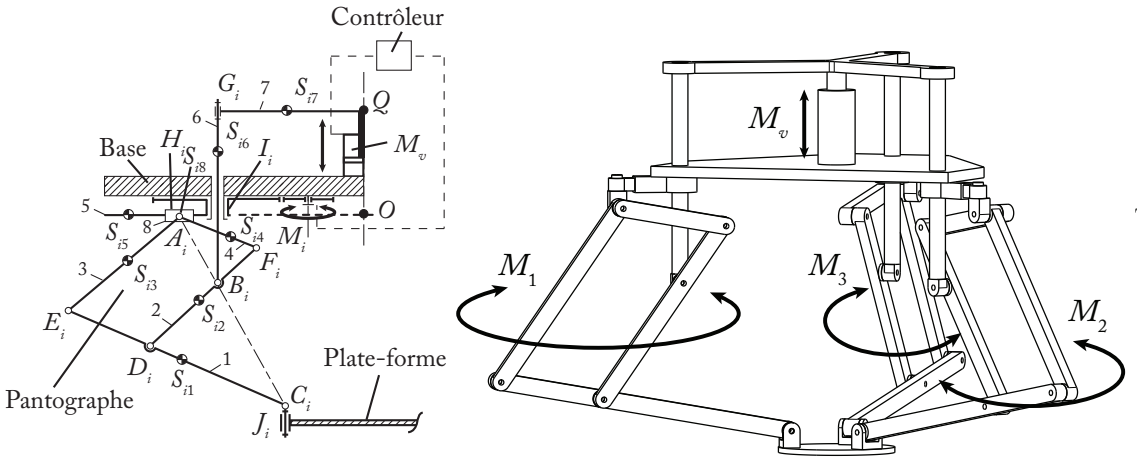
Cependant, parmi les inconvénients de ces robots, on note par exemple un espace de travail limité, des singularités plus contraignantes et des modèles cinématiques et dynamiques entrée-sortie fortement non linéaires [Mer06b].

Afin de résoudre le problème de la non linéarité des modèles cinématiques et dynamiques, les travaux de recherche se sont orientés vers la conception d'architectures de robots parallèles découplés. Un état de l'art sur les robots parallèles découplés [Bri07] montre qu'en général, deux approches sont proposées :

— Le découplage entre les *ddl* de translation et de rotation de la plate-forme : c'est un premier pas vers le découplage des lois entrée-sortie des robots, mais les modèles mis en jeu restent souvent complexes [YBZ06] ; [BCL05] ; [Di 01] ; [LGZ97].

— Le découplage total entre tous les *ddl* de la plate-forme : dans ce cas, les relations entrée-sortie sont toutes linéaires, mais les architectures proposées perdent en raideur et sont souvent complexes à réaliser [CP02a] ; [KG02] ; [KG11] ; [Gog04] ; [Gog08] ; [Gog09] ; [Gog10] ; [Gog12] ; [Gog14].

Il n'est pas simple de trouver un bon compromis entre un découplage des relations entrée-sortie des robots parallèles et la conservation des propriétés de raideur intrinsèque permettant d'avoir un bon rapport {masse en mouvement} / {charge embarquée}. Pendant ma thèse, j'ai proposé une solution alliant un découplage partiel des relations entrée-sortie



(a) Chaîne cinématique d'une jambe (b) Vue CAO

Figure VI.50 – Schéma de la chaîne cinématique du PAMINSA

du robot et des propriétés mécaniques permettant au robot de porter de lourdes charges. Les résultats sont synthétisés dans les sections suivantes.

VI.2.1.2 Un nouveau concept de robot parallèle découplé

Description du concept

Une approche énergétique montre que le travail de la pesanteur quand elle est excercée sur un corps se déplaçant horizontalement est égal à zéro (les forces gravitationelles dirigées suivant la verticale étant perpendiculaires aux déplacements). Cependant, ce travail est non nul quand le corps se déplace en translation suivant la verticale. Ce phénomène est utilisé pour la conception des manipulateurs manuels [AB15a] pour lesquels les déplacements horizontaux de la charge sont réalisés à la main par l'opérateur alors que les mouvements verticaux sont motorisés. Ce principe a aussi été appliqué pour la conception de nouveaux manipulateurs parallèles appelés PAMINSA (acronyme de "**PA**rallel **M**anipulator of the **INSA**").

La chaîne cinématique d'un PAMINSA à quatre *ddl* (mouvements de type Shönflies, c'est-à-dire trois translations et une rotation suivant un axe fixe) est montrée à la Fig. VI.50. Grâce à l'utilisation d'une jambe basée sur un mécanisme de pantographe, il est possible de créer une architecture de robot parallèle pour laquelle les déplacements de la plate-forme dans le plan horizontal sont indépendants de ceux suivant l'axe vertical.

Notons que le pantographe est un système mécanique avec deux points d'entrée A_i et B_i et un point de sortie C_i (Fig. VI.50(a)). Les relations liant les déplacements des points d'entrée et de sortie sont linéaires. Ainsi, un actionneur linéaire vertical connecté en B_i peut imposer un mouvement strictement vertical du point de sortie C_i tandis qu'un autre actionneur linéaire horizontal en A_i peut imposer un mouvement strictement horizontal du point de sortie C_i. Ces mouvements sont complètement découplés, c'est-à-dire qu'on peut les réaliser de manière indépendante.

Si on relie la base et la plate-forme par trois pantographes de Scheiner tel qu'il est montré à la Fig. VI.50(b), il est possible d'obtenir un mécanisme générant des mouvements

de Shönflies. Dans cette architecture, un actionneur linéaire vertical M_v commande la translation verticale des points B_i de chaque pantographe, et ainsi la translation verticale de la plate-forme. La génération du mouvement dans le plan horizontal est obtenue à l'aide des actionneurs M_1, M_2 et M_3 qui mettent en mouvement les points d'entrée A_i.

Ainsi, on voit que l'architecture est découplée :

— Les translations verticales de la plate-forme sont réalisées uniquement par l'actionneur M_v,

— Les déplacements dans le plan horizontal sont obtenus grâce aux moteurs M_1, M_2 et M_3 uniquement.

Avec un tel type de découplage, en se référant au principe énergétique évoqué plus haut, on peut comprendre que si l'on pose une charge sur la plate-forme, dans un mode de fonctionnement statique (ou quasi-statique), seul l'actionneur vertical M_v devra produire un effort pour supporter cette charge, tandis que les moteurs M_1, M_2 et M_3 ne la subiront pas. Un tel type de découplage permet de créer des robots capables de manipuler de lourdes charges, car la création de tels robots ne nécessite l'utilisation que d'un seul moteur de forte puissance (et donc coûteux) contrairement à des robots plus classiques.

Analyse cinématique et singularités

Grâce aux propriétés de découplage mentionnées plus haut, les modèles cinématiques peuvent être décomposés en deux parties. Les translations verticales peuvent être décrites à l'aide des propriétés de copiage du pantographe (Fig. VI.51(a)) :

$$\Delta z = k \Delta z_{B_i} \tag{VI.129}$$

où k est le facteur d'amplification du pantographe, Δz_{B_i} est le déplacement du point d'entrée B_i et Δz est le déplacement en translation suivant la verticale de la plate-forme (Fig. VI.51(a)).

Pour les déplacements dans le plan horizontal caractérisé par les coordonnées $\mathbf{x} = [x, y, \phi]^T$ (où x et y sont les coordonnées respectives du point P, centre du triangle équilatéral $C_1C_2C_3$, suivant les axes $\boldsymbol{x}$ et $\boldsymbol{y}$, et ϕ est l'angle entre $\boldsymbol{x}$ et $\overrightarrow{C_1C_2}$), on peut utiliser un modèle équivalent qui est celui du robot plan 3-$\underline{R}PR$ (Fig. VI.51(b)).

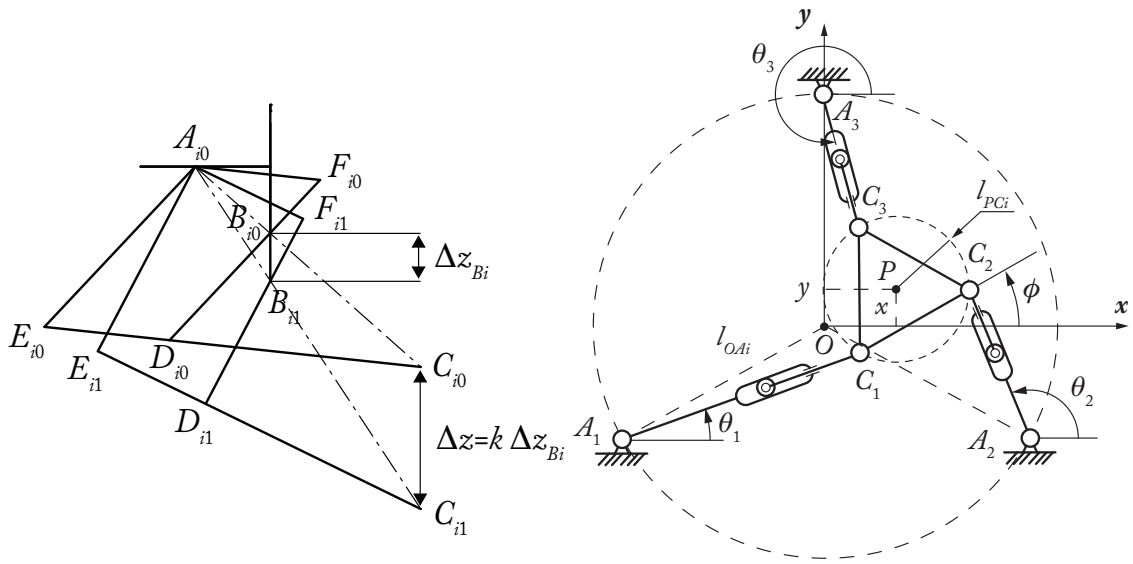
Une étude approfondie des singularités a été réalisée [ABG06b]. Sur le PAMINSA, on rencontre plusieurs types de singularités :

— Des singularités de Type 1 [GA90] pour lesquelles le robot perd sa capacité à se déplacer suivant une direction donnée (Fig VI.52).

— Des singularités de Type 2 [GA90] pour lesquelles le robot a un mouvement non contrôlé de sa plate-forme (Fig. VI.53).

— Des singularités de jambe si un pantographe est dégénéré.

Notons que j'ai montré dans [Bri+08a] que, pour certaines singularités de Type 2, le robot a un mouvement non contrôlé qui n'est pas de type infinitésimal (Fig. VI.54).



(a) pour les translations verticales (b) pour les déplacements dans le plan horizontal

Figure VI.51 – Modèles cinématiques équivalents du PAMINSA

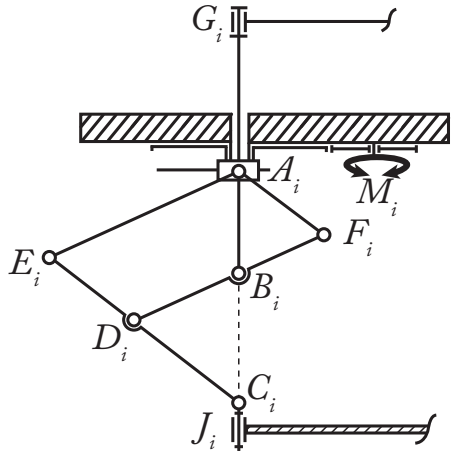


Figure VI.52 – Exemple de singularité de Type 1

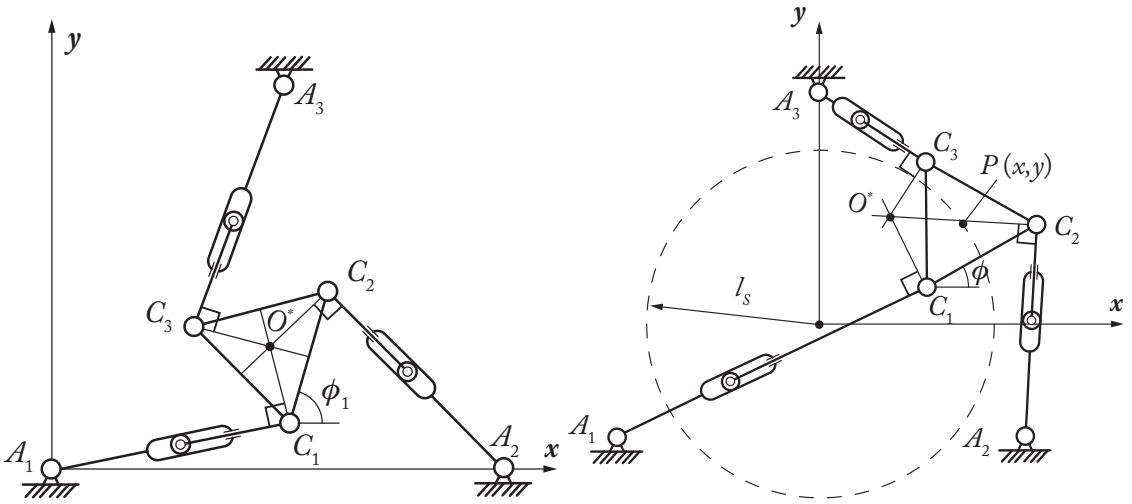
Analyse statique

Cela n'est pas redémontré ici, mais grâce à de type ce découplage particulier, la matrice Jacobienne du robot reliant les coordonnées de sortie $[\dot{x},\, \dot{y},\, \dot{\phi},\, \dot{z}]^T$ aux coordonnées d'entrée $[\dot{\theta}_1,\, \dot{\theta}_2,\, \dot{\theta}_3,\, \dot{z}_{B_i}]^T$ est diagonale par blocs (dimension (4×4)) et prend la forme suivante [AB15a] :

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_{3-\underline{R}PR} & \mathbf{0}_{3\times 1} \\ \mathbf{0}_{1\times 3} & k \end{bmatrix} \tag{VI.130}$$

où $\mathbf{J}_{3-\underline{R}PR}$ est la matrice Jacobienne du robot $3-\underline{R}PR$ permettant de modéliser le déplacement dans le plan horizontal et k a été défini plus haut comme le facteur d'amplification du pantographe.

Ainsi, si l'on considère les couples à fournir par les moteurs afin de résister à une masse



(a) si $\phi = \pm\cos^{-1}\left(l_{PC_i}/l_{OA_i}\right)$

(b) si le centre de la plate-forme se situe sur un cercle centré en O de rayon $l_S = \sqrt{\left(l_{PC_i}^2 - l_{OA_i}^2 - 2l_{PC_i}l_{OA_i}\cos\phi\right)}$

Figure VI.53 – Exemples de singularité de Type 2

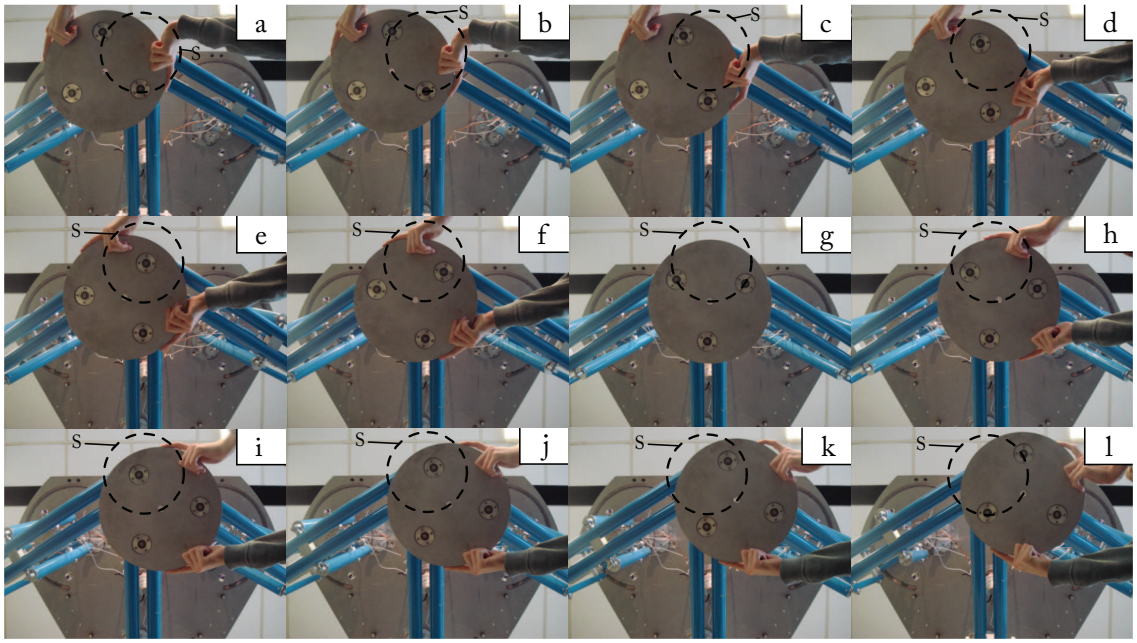
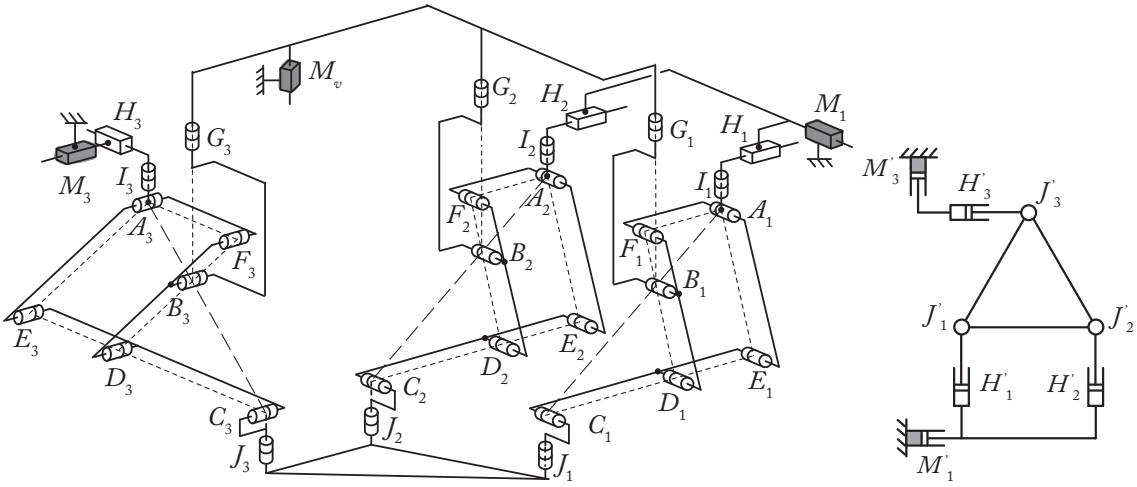


Figure VI.54 – Exemple de mouvement non contrôlé qui n'est pas de type infinitésimal (cercle s : lieu définissant le mouvement gagné non contrôlé de la plate-forme)

m posée sur l'effecteur, ces couples sont égaux à :

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{J}^T\mathbf{f} \Leftrightarrow \begin{bmatrix} \tau_{M_1} \\ \tau_{M_2} \\ \tau_{M_3} \\ \tau_{M_v} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{J}^T_{3-\underline{R}PR} & \mathbf{0}_{3\times 1} \\ \mathbf{0}_{1\times 3} & k \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ mg \end{bmatrix} \tag{VI.131}$$

avec τ_{M_i} le couple à fournir par le moteur M_i $(i = 1, 2, 3)$, τ_{M_v} le couple à fournir par le moteur vertical M_v, et g l'accélération de la pesanteur.



(a) Chaîne cinématique

(b) modèle équivalent pour les déplacements plans

Figure VI.55 – Robot PAMINSA pleinement découplé à 3 *ddl* en translation

L'équation (VI.131) implique donc que, pour résister à la masse m, $\tau_{M_1} = \tau_{M_2} = \tau_{M_3} = 0$ tandis que $M_v = kmg$. Ainsi, comme nous l'avons mentionné plus haut, on voit bien qu'avec un tel type de découplage, si l'on pose une charge sur la plate-forme, dans un mode de fonctionnement statique (ou quasi-statique), seul l'actionneur vertical M_v devra produire un effort pour supporter cette charge, tandis que les moteurs M_1, M_2 et M_3 ne la subiront pas.

La famille des manipulateurs PAMINSA

La génération du mouvement du point d'entrée A_i peut être réalisée de différente manière. Toutes les architectures montrées dans le Tab. VI.7 ont les mêmes propriétés que l'architecture de robot PAMINSA présentée à la Fig. VI.50 (même nombre et type de *ddl* et même type de découplage). Les différents types d'architectures pour la génération du mouvement du point A_i peuvent être distinguées par la différence entre leurs modèles équivalents pour la caractérisation des mouvements dans le plan horizontal. Si on change le modèle équivalent pour les déplacements plans, ceci revient à changer les propriétés cinématiques du robot, et en particulier ses configurations singulières. Ainsi, si l'on change la chaîne cinématique équivalente *RPR* par une autre chaîne cinématique *PPR*, il est possible d'obtenir un robot PAMINSA totalement découplé à trois *ddl* de translation (Fig. VI.55).

Pour le moment, nous n'avons considéré que des architectures de PAMINSA à quatre *ddl*. Cependant, il est aussi possible d'obtenir des manipulateurs de trois à six *ddl*. Certains d'entre eux sont représentés au Tab. VI.8. La notation PAMINSA-*iDjL* signifie que le robot a i *ddl* et j jambes.

Table VI.7 – Exemples de génération du mouvement du point A_j des mécanismes de pantographe

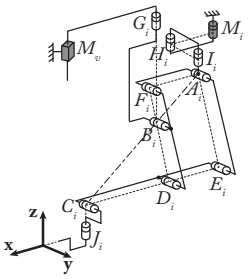
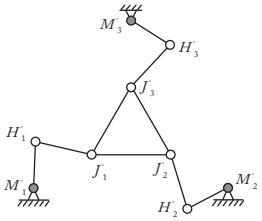
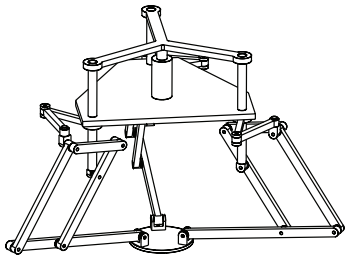
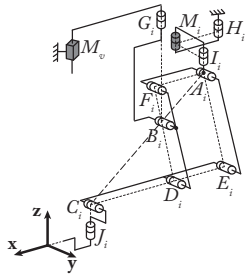
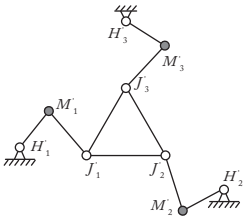
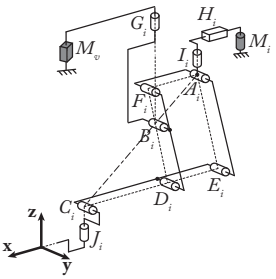
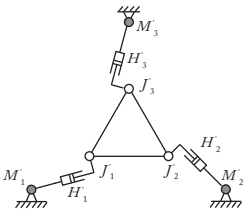
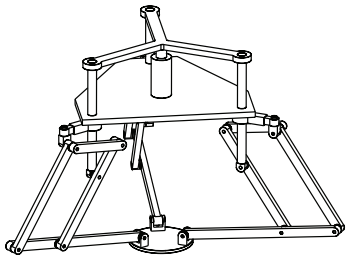
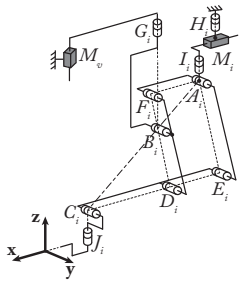
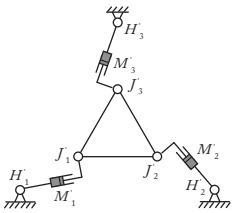
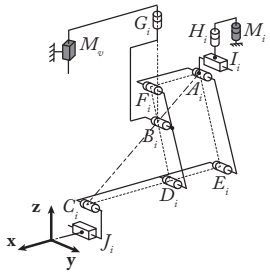
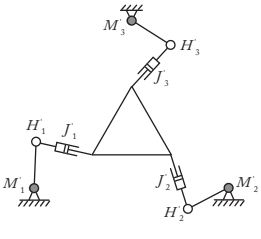
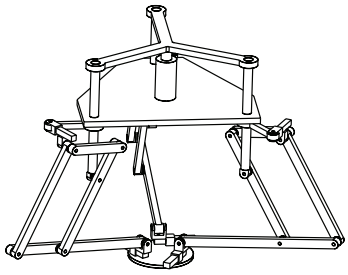
Chaîne cinématique	Modèle plan équivalent		Représentation 3D
	Type	Schéma	
	3-$\underline{R}RR$		
	3-$R\underline{R}R$		
	3-$\underline{R}RR$		
	3-$R\underline{R}R$		
	3-$R\underline{R}R$		

Table VI.7 – Exemples de génération du mouvement du point A_j des mécanismes de pantographe

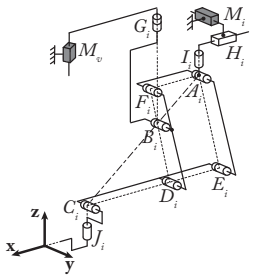
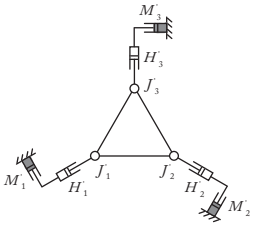
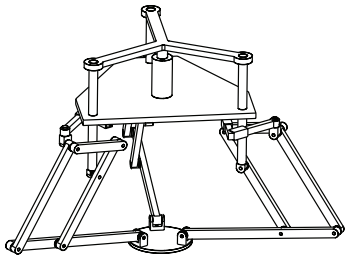
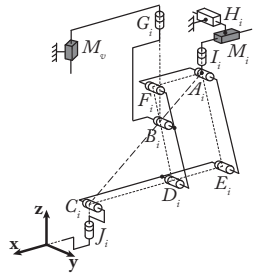
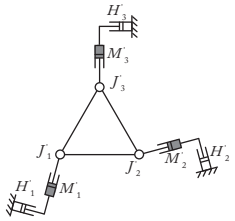
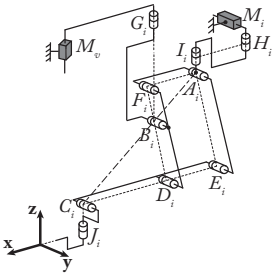
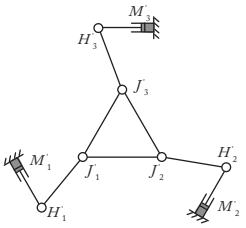
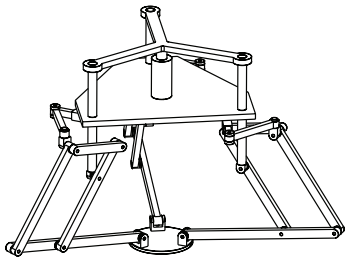
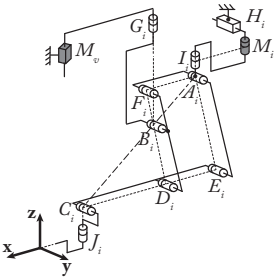
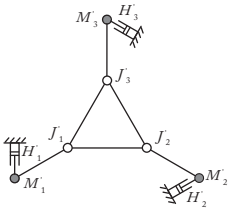
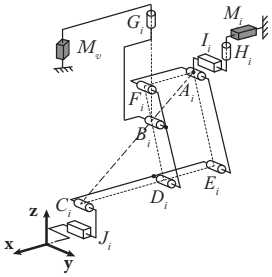
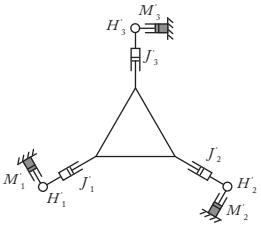
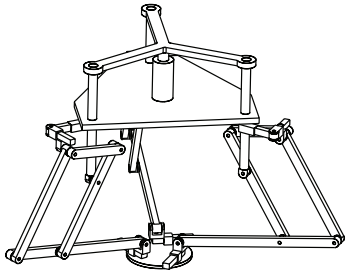
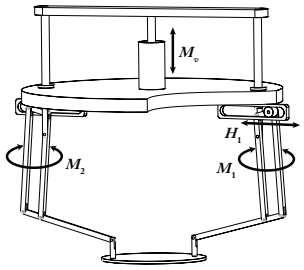
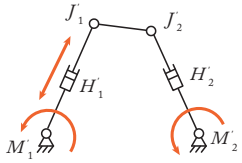
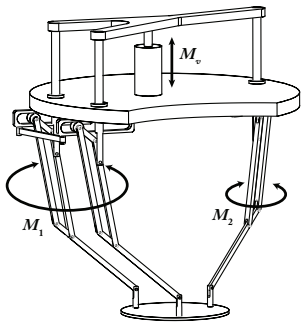
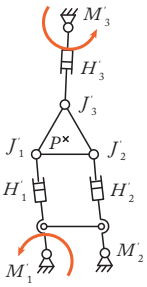
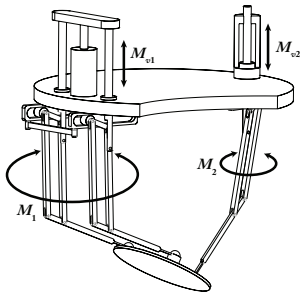
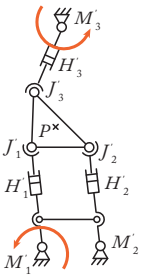
Chaîne cinématique	Modèle plan équivalent		Représentation 3D
	Type	Schéma	
	3-$\underline{R}RR$		
	3-$R\underline{R}R$		
	3-$\underline{R}RR$		
	3-$R\underline{R}R$		
	3-$R\underline{R}R$		

Table VI.8 – Exemples de manipulateurs PAMINSA de trois à six *ddl*

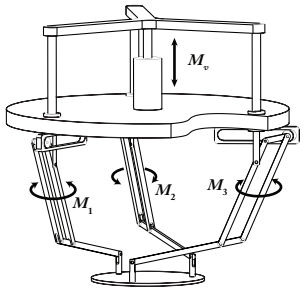
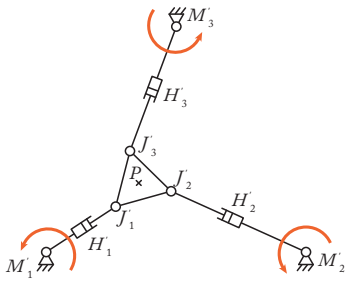
PAMINSA-*4D2L*		
	Vue 3D	**Modèle plan équivalent**
ddl : 3 Translations et 1 Rotation		
Type de connexion entre la plate-forme et les jambes : **Cardans**		
Articulations actionnées : M_1, M_2, M_3 et M_v		
PAMINSA-*3D3L* [10]		
	Vue 3D	**Modèle plan équivalent**
ddl : 3 Translations		
Type de connexion entre la plate-forme et les jambes : **Cardans**		
Articulations actionnées : M_1, M_2 et M_v		
PAMINSA-*4D3L* [1]		
	Vue 3D	**Modèle plan équivalent** [11]
ddl : 3 Translations et 1 Rotation		
Type de connexion entre la plate-forme et les jambes : **Rotules**		
Articulations actionnées : M_1, M_2, M_{v1} et M_{v2}		

10. Deux des trois jambes de ce robot sont actionnées avec le même moteur et restent parallèles entre elles.
11. La forme de la plate-forme du modèle équivalent pour les déplacements plans change avec les variations de l'orientation de la plate-forme du robot réel.

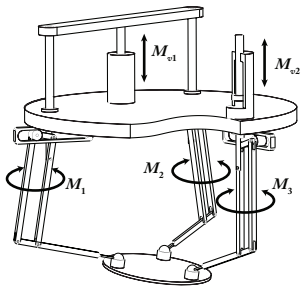
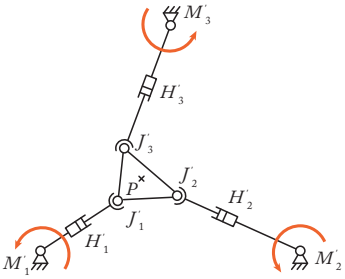
Table VI.8 – Exemples de manipulateurs PAMINSA de trois à six *ddl*

<table>
<tr><th colspan="3">PAMINSA-4D3L</th></tr>
<tr><td rowspan="3">ddl : 3 Translations et 1 Rotation

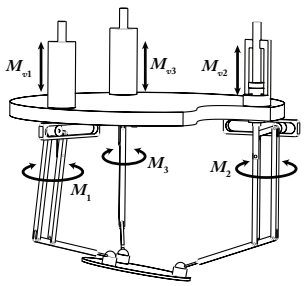
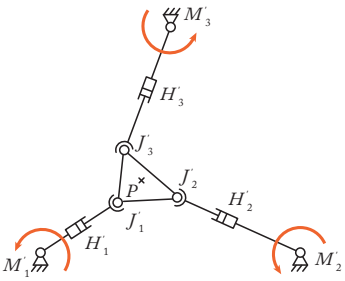
Type de connexion entre la plate-forme et les jambes : Cardans

Articulations actionnées : M_1, M_2, M_3 et M_v</td><td>Vue 3D</td><td>Modèle plan équivalent</td></tr>
<tr><td>  </td><td>  </td></tr>
<tr><th colspan="3">PAMINSA-5D3L</th></tr>
<tr><td rowspan="3">ddl : 3 Translations et 2 Rotations

Type de connexion entre la plate-forme et les jambes : Rotules

Articulations actionnées : M_1, M_2, M_3, M_{v1} et M_{v2}</td><td>Vue 3D</td><td>Modèle plan équivalent [12]</td></tr>
<tr><td>  </td><td>  </td></tr>
<tr><th colspan="3">PAMINSA-6D3L</th></tr>
<tr><td rowspan="3">ddl : 3 Translations et 3 Rotations

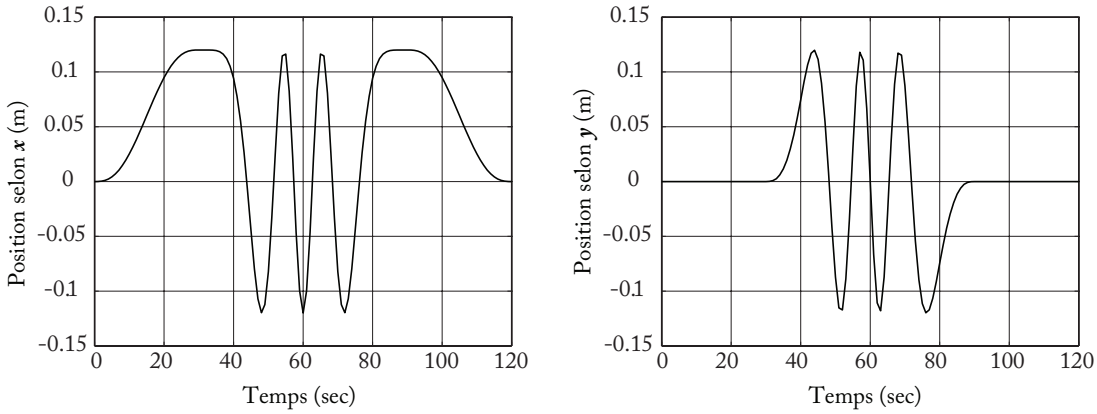
Type de connexion entre la plate-forme et les jambes : Rotules

Articulations actionnées : M_1, M_2, M_3, M_{v1}, M_{v2} et M_{v3}</td><td>Vue 3D</td><td>Modèle plan équivalent[3]</td></tr>
<tr><td>  </td><td>  </td></tr>
</table>

12. La forme de la plate-forme du modèle équivalent pour les déplacements plans change avec les variations de l'orientation de la plate-forme du robot réel.

(a) sans charge (b) avec une charge de 200 N

Figure VI.56 – Le prototype de robot PAMINSA développé à l'INSA de Rennes



(a) selon x (b) selon y

Figure VI.57 – Position de la plate-forme pour $z = -0.6$ m et $\phi = 0$ deg.

VI.2.1.3 Prototype et validations expérimentales

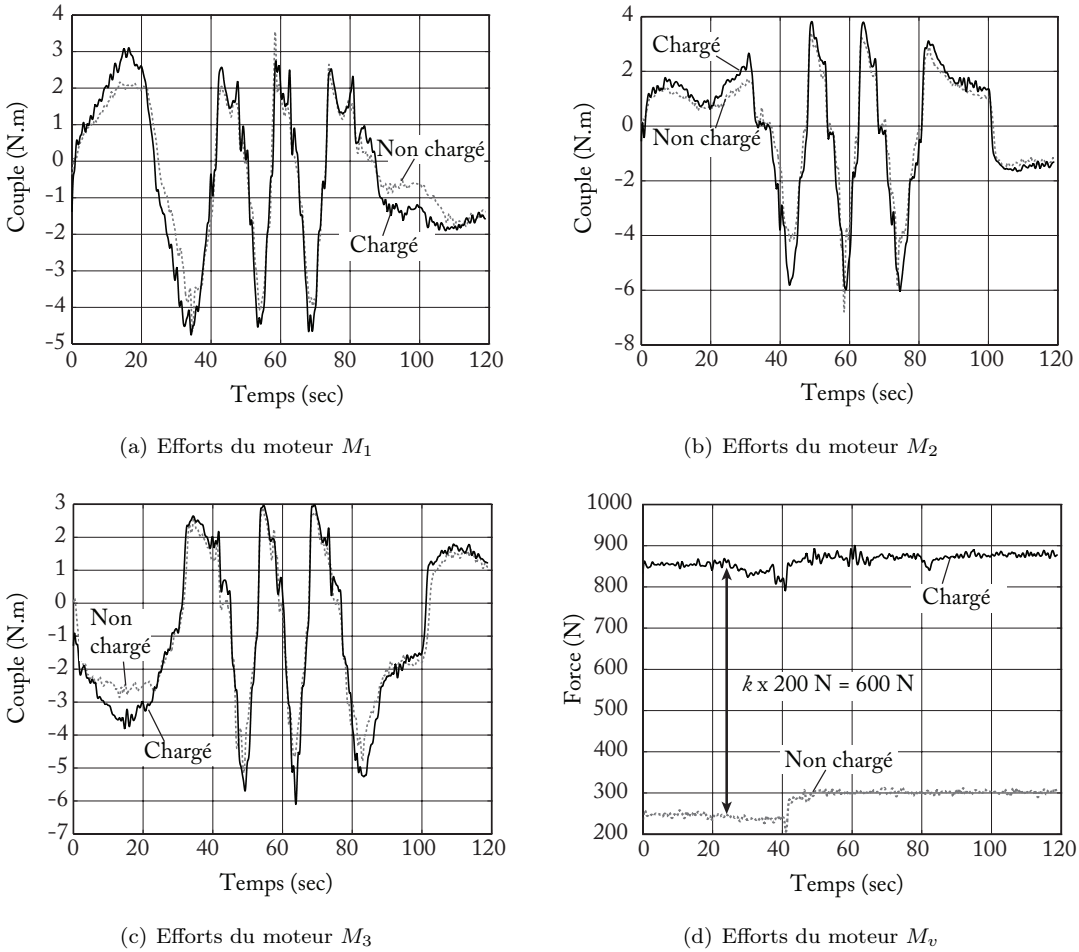
Afin de valider les propriétés des manipulateurs PAMINSA, j'ai développé durant ma thèse à l'INSA de Rennes un prototype de PAMINSA-*4D3L* dont le modèle équivalent pour les déplacements dans le plan horizontal est un manipulateur 3-$\underline{R}PR$ (Fig. VI.56).

Pour valider le concept, les efforts moteurs ont été mesurés le long de trajectoires (par exemple, celle représentée à la Fig. VI.57) lorsque le robot porte / ne porte pas une charge de 200 N.

Les résultats obtenus sont présentés à la Fig. VI.58. On notera que les courbes représentant les efforts moteurs avec et sans charge, pour les moteurs permettant le déplacement dans le plan horizontal, sont superposées (Figs.VI.58(a), VI.58(b) et VI.58(c) [13]), ce qui implique que ces moteurs ne voient pas la charge sur la plate-forme, tandis que c'est le moteur permettant la translation verticale qui supporte toute la charge.

Ainsi, les résultats expérimentaux ont permis de valider le concept de découplage mis en avant.

13. Les quelques différences sont dues aux effets de frottement, de erreurs de réalisation du prototype, l'élasticité non prise en compte dans les modèles, les erreurs de poursuite, etc.



(a) Efforts du moteur M_1

(b) Efforts du moteur M_2

(c) Efforts du moteur M_3

(d) Efforts du moteur M_v

Figure VI.58 – Efforts moteurs lorsque le robot est avec ou sans la charge de 200 N

VI.2.1.4 Conclusions et travaux complémentaires sur le sujet

Mes contributions majeures concernant l'étude cinématique et cinétostatique de la famille des robots PAMINSA ont été synthétisées dans cette partie. Il a été mis en évidence que le type de découplage mis en jeu conduit au fait que les moteurs permettant le déplacements de la plate-forme des robots PAMINSA dans le plan horizontal n'ont pas à supporter la charge sur l'effecteur dans un mode de fonctionnement quasi-statique tandis que ce sont les moteurs permettant les autres types de déplacement qui supportent la charge. Un tel type de découplage permet de créer des robots capables de manipuler de lourdes charges, car la création de tels robots nécessite l'utilisation de moins de moteurs de forte puissance (et donc coûteux) contrairement à des robots classiques.

D'autres contributions liées à l'optimisation de la conception des robots PAMINSA ont concerné :

— L'augmentation de la taille de leur espace de travail opérationnel par l'utilisation de mécanismes à mode d'actionnement variable [ABG08a]. En effet, les singularités dans l'espace de travail des robots PAMINSA sont très contraignantes, et l'utilisation de mécanismes à mode d'actionnement variable a un intérêt certain.

Ces mécanismes dont le mode d'actionnement peut être changé, influençant ainsi la

position des lieux de singularités dans l'espace de travail, permettent d'obtenir un espace de travail sans singularité. Une modification de la conception des robots 3-$\underline{R}PR$ (modèles équivalents pour les déplacements dans le plan horizontal de la plate-forme du prototype de PAMINSA) a été proposée et généralisée à d'autres robots plans et spatiaux. Un algorithme de changement de mode d'actionnement, basé sur une détection de la singularité à l'aide de l'estimation de l'angle de pression du mécanisme a été suggéré. Notons que le lien explicite entre l'angle de pression et les efforts transmis dans les liaisons passives du robot a été fait pour la première fois dans [BGA13a].

— La caractérisation de la précision des robots parallèles [BB08a] ; [BB10a] ; [BB07a] par des analyses géométriques relativement simples à mettre en place. Ces approches sont très utiles dans les phases de conception de mécanimes parallèles et ont permis de caractériser les erreurs de positionnement de la plate-forme du robot 3-$\underline{R}PR$ (modèle équivalent pour les déplacements dans le plan horizontal de la plate-forme du prototype de PAMINSA) lorsque seules les erreurs liées aux codeurs moteurs sont prises en compte.

J'ai aussi travaillé sur l'utilisation du mécanisme de pantographe (tel celui des jambes des robots PAMINSA) pour l'obtention d'architectures pleinement découplées [BB09a] ; [BB10c]. Une étude détaillée des singularités de contrainte de ces architectures a été réalisée dans [BB09b].

VI.2.1.5 Livres, brevets, articles et thèses de doctorat et de master associés

Ces travaux ont été réalisés dans le cadre de mes activités de recherche personnelles et ont donné lieu à la publication de

— onze articles de revues internationales

1. **S. Briot**, V. Glazunov et V. Arakelian. "Investigation on the Effort Transmission in Planar Parallel Manipulators". In : *ASME Journal of Mechanisms and Robotics* 5.1 (2013).
2. S. Briot et I.A. Bonev. "Accuracy Analysis of 3T1R Fully-Parallel Robots". In : *Mechanism and Machine Theory* 45.5 (2010), p. 695–706.
3. S. Briot et I.A. Bonev. "Pantopteron-4 : a New 3T1R Decoupled Parallel Manipulator for Pick-and-Place Applications". In : *Mechanism and Machine Theory* 45.5 (2010), p. 707–721.
4. **S. Briot**, V. Arakelian et S. Guégan. "PAMINSA : a New Family of Decoupled Parallel Manipulators". In : *Mechanism and Machine Theory* 44.2 (2009), p. 425–444.
5. S. Briot et I.A. Bonev. "Pantopteron : a New Fully-Decoupled 3-DOF Translational Parallel Robot for Pick-and-Place Applications". In : *ASME Journal of Mechanisms and Robotics* 1.2 (2009).
6. V. Arakelian, **S. Briot** et V. Glazunov. "Increase of Singularity-Free Zones in the Workspace of Parallel Manipulators Using Mechanisms of Variable Structure". In : *Mechanism and Machine Theory* 43.9 (2008), p. 1129–1140.
7. **S. Briot**, V. Arakelian et S. Guégan. "Design and Prototyping of a Partially Decoupled 4-DOF 3T1R Parallel Manipulator with High-Load Carrying Capacity". In : *ASME Journal of Mechanical Design* 130.12 (2008).

8. **S. Briot** et I.A. Bonev. "Accuracy Analysis of 3-DOF Planar Parallel Robots". In : *Mechanism and Machine Theory* 43.4 (2008), p. 445–458.
9. **S. Briot**, I.A. Bonev, D. Chablat, P. Wenger et V. Arakelian. "Self Motions of General 3-RPR Planar Parallel Robots". In : *The International Journal of Robotics Research* 27.7 (2008), p. 855–866.
10. **S. Briot** et I.A. Bonev. "Are Parallel Robots More Accurate than Serial Robots". In : *CSME Transactions* 31.4 (2007), p. 445–456.
11. V. Arakelian, **S. Briot** et V. Glazunov. "Singular Position of a PAMINSA Parallel manipulator". In : *Journal of Machinery Manufacture and Reliability* 35.1 (2006), p. 62–69.

— dix articles de conférences internationales

1. S. Briot et I.A. Bonev. "Self Motions of the Pantopteron". In : *Proceedings of the ASME 2009 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2009)*. San Diego, California, USA, août 2009.
2. V. Arakelian, **S. Briot** et V. Glazunov. "Improvement of Functional Performance of Spatial Parallel Manipulators Using Mechanisms of Variable Structure". In : *Proceedings of the 12th IFToMM World Congress*. Besançon, France, juin 2007.
3. **S. Briot** et V. Arakelian. "Singularity Analysis of PAMINSA Manipulators". In : *Proceedings of the 12th IFToMM World Congress*. Besançon, France, juin 2007.
4. **S. Briot**, S. Guégan, E. Courteille et V. Arakelian. "PAMINSA : New Classes of Decoupled Parallel Manipulators For High-Load Carrying". In : *Proceedings of the 2007 ASME International Design Engineering Technical Conferences (DETC 2007)*. Las Vegas, Nevada, USA, sept. 2007.
5. V. Arakelian et **S. Briot**. "Improvement of Positioning Accuracy of PAMINSA (Parallel Manipulator of the I.N.S.A.)" In : *Proceedings of 16th CISM-IFToMM Symposium on Robot Design, Dynamics, and Control (RoManSy 2006)*. Warsaw, Poland, juin 2006.
6. V. Arakelian, **S. Briot**, C. Baradat et V. Glazunov. "Kinematic and Dynamic Decoupling Methods of Parallel Manipulators". In : *Proceedings of the International Conference on Mechanism Theory and Mechanics of Machines*. in Russian. Krasnodar, Russia, oct. 2006.
7. V. Arakelian, **S. Briot** et V. Glazunov. "Kinematic Decoupling of Parallel Manipulators". In : *Proceedings of the Conference of Young Scientists on Artificial Intellect*. Moscow, Russia, avr. 2006.
8. V. Arakelian, **S. Briot** et V. Glazunov. "Elaboration of Parallel Structure Robot Based on Pantographs". In : *Proceedings of the 17th International Internet Conference of Young Scientists and Students on Modern Problems of Machinery*. in Russian. Award of the best scientific presentation. Moscow, Russia, 2005.
9. V. Arakelian, **S. Briot** et S. Guégan. "Static and Dynamic Analysis of the PAMINSA". In : *Proceedings of the ASME 2005 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2005)*. Long Beach, California, USA, sept. 2005.
10. V. Arakelian, **S. Briot**, S. Guégan et J. Le Flecher. "Design and Prototyping of New 4, 5 and 6 Degrees of Freedom Parallel Manipulators Based on the Copying Properties of the Pantograph Linkage". In : *Proceedings of the 36th International Symposium on Robotics (ISR 2005)*. Keidanren Kaikan, Tokyo, Japan, nov. 2005.

— un brevet

1. V. Arakelian, P. Maurine, **S. Briot** et E. Pion. “Robot Parallèle Comprenant des Moyens de Mise en Mouvement Décomposés en Deux Sous-Ensembles”. FR 2873317 – EP 1786602 – CA 2574788 – PCT WO 2006021629. 27 jan. 2006.

VI.2.2 Conception et commande de robots rapides et précis

VI.2.2.1 Introduction

Les robots parallèles ont montré depuis quelques décénies qu'ils pouvaient avoir d'excellentes performances en vitesse et accélération. Parmi les robots parallèles ayant les plus fortes capacités d'accélération, on trouve (liste non exhaustive)

— Le robot Delta [Cla90] (version industrielle : “FlexPicker”) qui est un robot basé sur une architecture parallèle à 3 *ddl* en translation capable d'atteindre des accélérations de l'ordre de 10 G,

— Le robot Par4 [Nab+05] (version industrielle : “Quattro”) qui est un robot d'architecture parallèle à 3 *ddl* en translation et 1 *ddl* en rotation (autour de l'axe vertical) capable d'atteindre des accélérations de l'ordre de 15 G,

— Le robot Veloce du LIRMM [Kru+13] (version industrielle chez Penta Robotics) qui est un robot d'architecture parallèle à 3 *ddl* en translation et 1 *ddl* en rotation (autour de l'axe vertical) capable d'atteindre des accélérations de l'ordre de 15 G,

— Le robot PacDrive D2 de Schneider Electrics [Hua+13] qui est un robot d'architecture parallèle à 2 *ddl* en translation capable d'atteindre des accélérations de l'ordre de 18 G,

— Le robot DexTAR de l'ETS [BBB14] (version industrielle chez Mecademic) qui est un robot d'architecture parallèle plan à 2 *ddl* en translation capable d'atteindre des accélérations de l'ordre de 10 G,

— Le robot Par2 [Pie+09a] qui est un robot d'architecture parallèle à 2 *ddl* en translation capable d'atteindre des accélérations de l'ordre de 40 G,

— Le robot R4 [Cor+10] qui est un robot d'architecture parallèle à 3 *ddl* en translation mais actionné par 4 moteurs (redondance d'actionnement) capable d'atteindre des accélérations de l'ordre de 100 G,

— Le robot DualV [van+11] qui est un robot d'architecture parallèle plan à 3 *ddl* mais actionné par 4 moteurs (redondance d'actionnement) capable d'atteindre des accélérations de l'ordre de 25 G.

À part les robot DualV et DexTAR dont les répétabilités sont bonnes (de l'ordre de 50 microns [Sha+12]), les autres robots ont des répétabilités supérieures à 500 microns. Leur précision absolue est, quant à elle, supérieure à quelque millimètres (exception faite du DexTAR qui a une précision absolue d'environ 500 microns).

Un challenge important pour la robotique rapide, si elle veut pouvoir être utilisée pour des classes d'applications nécessitant de plus grandes précisions est donc d'améliorer les performances en termes de précision (absolue et répétabilité) tout en garantissant des accélérations et vitesses élevées. Pour cela, il est nécessaire de travailler à la fois :

— sur la conception optimale d'architectures nouvelles ou existantes,

— et au développement de contrôleurs avancés capables d'atteindre les précisions souhaitées.

Ces sujets ont été les fils conducteurs du projet ANR ARROW que je supervise. Mes résultats de recherches associés à ces domaines sont développés ci-dessous.

VI.2.2.2 Conception optimale de robots rapides et précis : application à la conception de l'IRSBot-2

Présentation de l'architecture du robot IRSBot-2

Plusieurs architectures de robots pour les opérations à haute cadence ont été proposées dans les dernières décénies, comme introduit plus haut. La plupart d'entre elles ont quatre degrés de liberté alors de que nombreuses opérations ne nécessitent que deux *ddl* en translation. Afin de répondre à ce besoin, des architectures à deux *ddl* dont l'effecteur garde une orientation constante ont été proposées [LK02] ; [Bro01] ; [Hua+03] ; [Pie+09b]. Cependant, la plupart de ces architectures ont des éléments qui travaillent tous en flexion lorsqu'ils sont soumis à des sollicitations mécaniques non incluses dans le plan de déplacement, contrairement aux architectures spatiales à quatre *ddl* qui possèdent de nombreux éléments travaillant en traction/compression seulement, ce qui leur confère une bonne raideur intrinsèque. Ainsi, pourquoi ne pas chercher à générer des mouvements plans avec des architectures spatiales afin de profiter de leurs avantages en termes de raideur intrinsèque ? C'est l'idée proposée par les chercheurs du LIRMM dans [Pie+09a] lors de la création d'une architecture spatiale à deux *ddl* (nommée Par2) basée sur l'architecture du Quattro, mais ayant la particularité d'avoir

— une plate-forme rigide,

— seulement deux actionneurs permettant à la plate-forme de se positionner dans un plan vertical,

— un couplage cinématique entre deux des jambes de l'architecture de type Quattro contraignant la plate-forme à rester dans un plan vertical.

Avec cette architecture, il a été possible d'atteindre 40 G d'accélération. Cependant, l'architecture comporte quatre jambes pour deux *ddl* (limitant ainsi l'espace de travail) et le couplage cinématique est difficile à réaliser en pratique. Afin de pallier ces défaut, j'ai proposé une nouvelle architecture de robot spatial à deux *ddl*, nommée IRSBot-2 (acronyme de "**IR**CCyN **S**patial ro**Bot** with **2** degrees of freedom").

L'architecture du robot IRSBot-2 a été présentée en détail dans [BCG12b] ; [Ger+13d] et est montrée à la Fig. VI.59. C'est un robot à deux degrés de liberté en translation proche d'un robot de la famille Delta, ce qui implique qu'il peut prétendre avoir de bonnes performances dynamiques, et qui, contrairement à ses homologues ayant le même type de mouvement à deux *ddl* en translation, a une architecture spatiale qui lui confère des bonnes propriétés de raideur intrinsèque, comme cela a été montré dans l'étude préliminaire [Ger+11b].

Ce robot est composé de deux jambes identiques d'architecture spatiale, chacune d'entre elle contenant un module proximal et un module distal (Fig. VI.60). Le module proximal est un parallélogramme plan articulé actionné au niveau de la liaison située au point A_k. Le module proximal et la plate-forme sont reliés au module distal par des cardans.

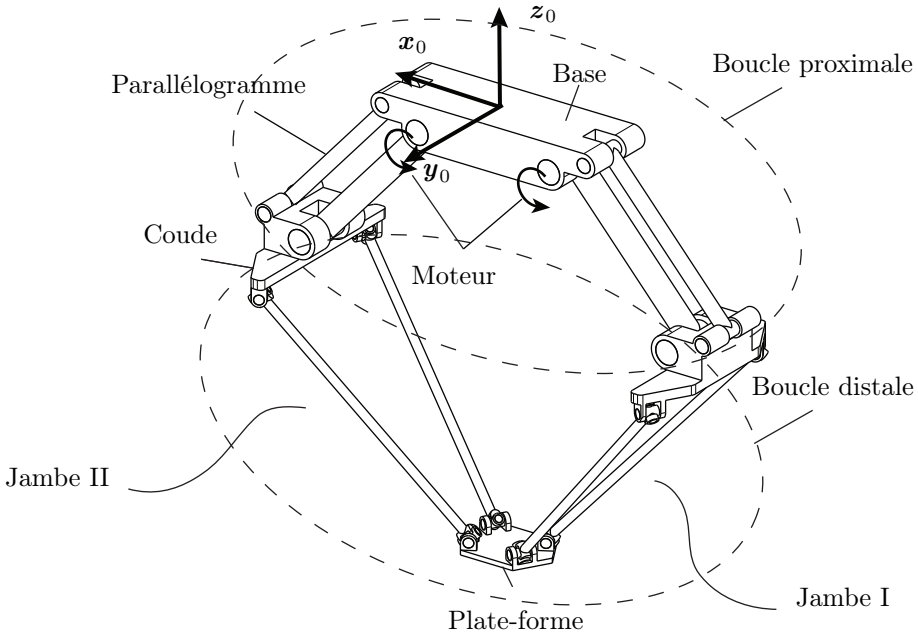


Figure VI.59 – Maquette CAO de l'IRSBot-2

Étude des singularités

L'étude des singularités de l'IRSBot-2 a été réalisée en détail dans [Ger+13d]. Le robot rencontre trois types de singularités :

— Des singularités de Type 1 [GA90] pour lesquelles le robot perd sa capacité à se déplacer suivant une direction donnée : elles apparaissent quand une jambe est pleinement étirée ou repliée,

— Des singularités de Type 2 [GA90] pour lesquelles le robot a un mouvement non contrôlé de sa plate-forme : elles apparaissent quand les plans passant par les points E_{1k}, E_{2k}, F_{1k}, F_{2k} ($k = I, II$ – Fig. VI.60) sont parallèles. Dans ce cas, la plate-forme gagne un *ddl* de translation suivant la normale à ces plans.

— Des singularités de contrainte [ZBG02] pour lesquelles le robot a un mouvement non contrôlé de sa plate-forme qui n'est pas une translation comprise dans le plan $(\boldsymbol{x}_0 O \boldsymbol{z}_0)$. Un exemple de telle singularité est montré à la Fig. VI.61.

À noter que, dans [Ger+13d], tous les jeux de paramètres de conception garantissant la non présence de singularités dans l'espace de travail ont aussi été définis.

Cahier des charges

Le cahier des charges utilisé pour concevoir un prototype de robot IRSBot-2 a été défini en partenariat avec l'équipe Dexter du LIRMM et Tecnalia France dans le cadre du projet ANR ARROW. Il est détaillé au Tab. VI.9. Le robot doit être le plus compact

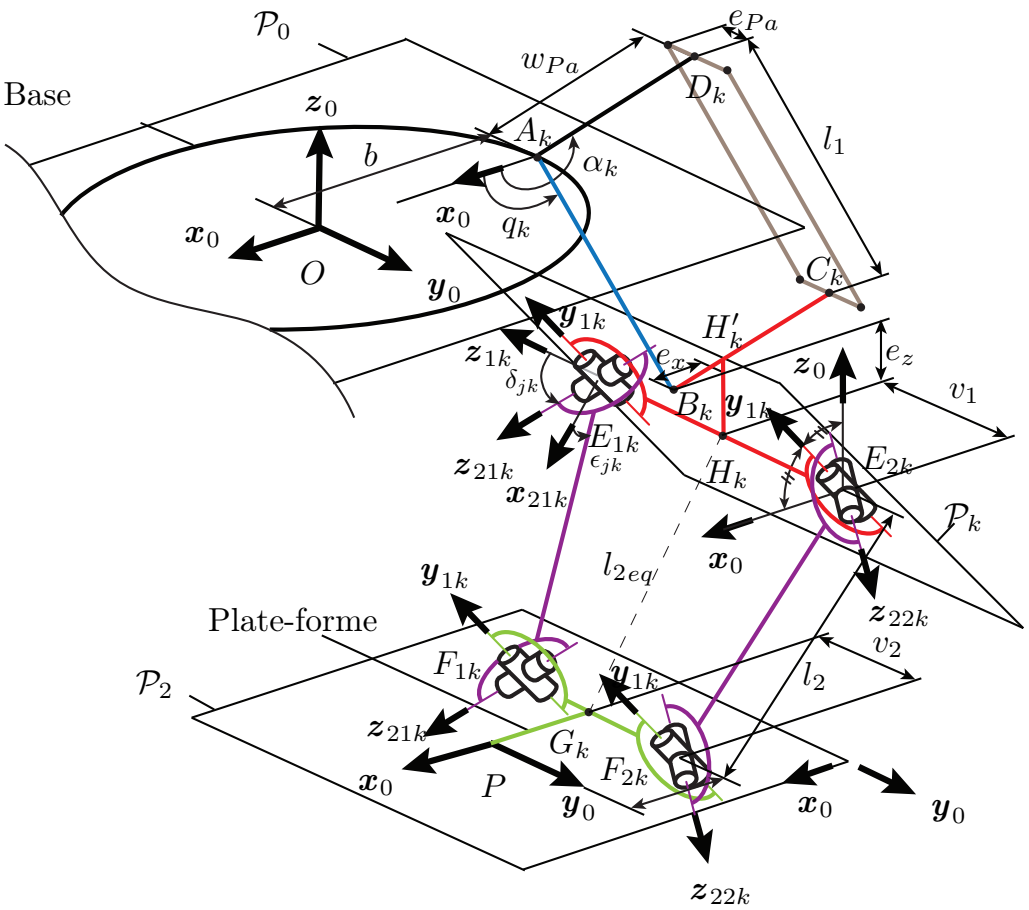


Figure VI.60 – Chaîne cinématique et paramètres de conception de la jambe k ($k = I$, II) (les articulations pivots d'axes (A_k, $\boldsymbol{y}_0$), (B_k, $\boldsymbol{y}_0$) (C_k, $\boldsymbol{y}_0$) et (D_k, $\boldsymbol{y}_0$) sont supprimées pour clarifier le dessin).

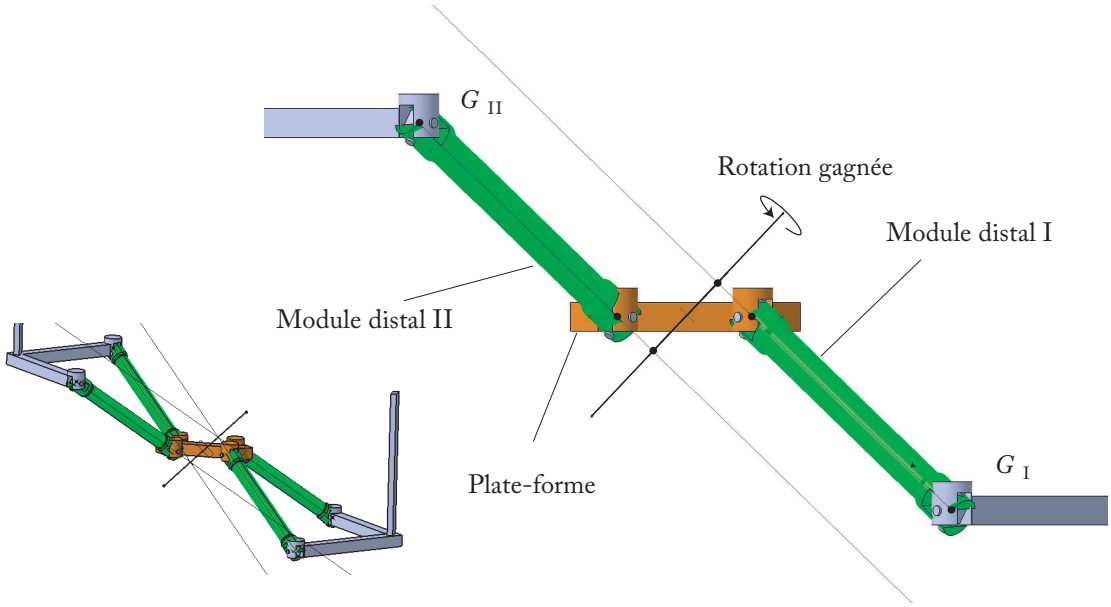


Figure VI.61 – Exemple de singularité de contrainte pour laquelle la plate-forme gagne un *ddl* en rotation autour d'un axe compris dans le plan ($\boldsymbol{x}_0 O \boldsymbol{z}_0$).

Table VI.9 – Cahier des charges pour la conception du robot IRSBot-2

Type de mouvement	2T 1R
Répétabilité ϵ_{lim} dans (xOz)	20 μm
Résolution r_{lim}	2 μm
Accélération max.	20 G
Temps de cycle	200 ms
Dimension du chemin	25 mm $\times$ 300 mm $\times$ 25 mm
Taille de l'espace de travail régulier	800 mm $\times$ 100 mm
Déformation $\boldsymbol{\delta}_{tlim}$ sous une force $\mathbf{f}_s = [0, 20, 0]$ N et un moment $\mathbf{m}_s = [1, 1, 1]$ N.m	[0.2, 0.2, 0.2] mm, [0.1, 0.1, 0.1] deg
Charge maximale (incluant le moteur embarqué)	1.5 kg

possible afin de minimiser son encombrement sur un site industriel. De plus, afin de rejeter les vibrations dues aux fortes accélérations, les premières fréquences propres doivent être maximisées. Une trajectoire test pour le calcul des performances dynamiques (rigides et élastiques) du robot a été définie dans [Ger+13a]. Sur cette trajectoire test, qui correspond à un cycle de "pick-and-place" standard (déplacement horizontal de 300 mm et vertical (total) de 50 mm), la plate-forme atteint des accélérations de 20 G et une vitesse linéaire de 6 m/s.

Afin de réaliser le mouvement de rotation verticale défini dans le cahier des charges, il a été décidé d'embarquer un moteur sur la plate-forme de l'IRSBot-2.

Paramètres de conception optimaux

Les valeurs des quinze paramètres de conception de l'IRSBot-2, présentés à la Fig. VI.60, ont été définies en prenant en compte des performances géométriques, cinématiques, cinétostatiques, élastiques et dynamiques [Ger13]. Le tableau VI.10 montre les relations entre les paramètres de conception, les performances du robot, les données moteur et la trajectoire test à réaliser. À partir de l'analyse du Tab. VI.10, il apparaît que seuls sept paramètres de conception affectent les performances géométriques, cinématiques et cinétostatiques de l'IRSBot-2. Ces paramètres de conception sont les composantes du vecteur des variables de décision $\mathbf{x}_1 = \begin{bmatrix} l_1 & l_{2eq} & b & p & e_x & e_z & \alpha_I \end{bmatrix}$. Les autres paramètres de conception affectent seulement ses performances élastiques et dynamiques. Ces paramètres de conception sont les composantes du vecteur des variables de décision $\mathbf{x}_2 = \begin{bmatrix} v_1 & v_2 & w_{Pa} & S_{o\nu} \end{bmatrix}$, dans lequel $S_{o\nu}$ est défini comme un paramètre de section des corps.

Ainsi, il a été possible de formuler deux problèmes d'optimisation, les vecteurs $\mathbf{x}_1$ et $\mathbf{x}_2$ étant les vecteurs de variables de décision associés respectivement au premier et au second problème. Vu que les variables de décision du vecteur $\mathbf{x}_2$ n'impactent pas les performances géométriques, cinématiques et cinétostatiques, il a été décidé de résoudre les deux problèmes en cascade [Ger+13a] en considérant que le jeu optimal des variables de décision du premier problème d'optimisation est fixé afin de résoudre le second problème d'optimisation.

Table VI.10 – Relations entre les paramètres de conception, les performances du robot, les données moteur et la trajectoire à réaliser

Performances	Contraintes / objectifs	Paramètres de conception $\mathbf{x}_1$	Paramètres de conception $\mathbf{x}_2$	Données moteur	Trajectoire
Geometriques	Taille de l'espace de travail du robot	$\surd$ Dans le plan du mouvement	$\surd$ selon $\boldsymbol{y}_0$		
Cinématiques	Transmission des erreurs et des vitesses	$\surd$		$\surd$	
Cinématostatiques	Efforts dans les liaisons passives	$\surd$			
Élastostatiques	Déformations statiques	$\surd$	$\surd$		
Dynamiques	Couples moteur	$\surd$	$\surd$	$\surd$	$\surd$
Élastodynamiques	Premières fréquences propres	$\surd$	$\surd$		$\surd$

Table VI.11 – Données constructeur pour le moteur ETEL TMB210–100

V_{max} [rpm]	r [pt/rev]	T_{peak} [N.m]	T_C [N.m]	Φ [mm]	J [Kg.m^{-2}]
600	280000 × 4	445	92	166	$2.9e^{-3}$

Le premier problème d'optimisation a consisté à minimiser l'emprunte du robot dans le plan de déplacement tout en garantissant qu'il soit capable de se déplacer dans l'espace de travail régulier défini dans le Tab. VI.9. Des conditions d'assemblage, sur les facteurs de transmission de vitesse et d'erreur, ainsi que sur la limite admissible des efforts dans les liaisons passives ont été considérées comme contraintes du problème.

Le second problème d'optimisation a permis de trouver les paramètres de conception qui minimisent la masse en mouvement et la taille du robot suivant $\boldsymbol{y}_0$ et maximisent la première fréquence propre aux extrémités de la trajectoire test. Ce problème a pris en compte des contraintes élastostatiques spécifiées dans le Tab. VI.9 ainsi que des contraintes sur la valeur des couples moteurs qui doivent respecter les données des moteurs préselectionnés (Tab. VI.11) le long de la trajectoire test.

Le premier problème d'optimisation est mono-objectif et le second problème d'optimisation est multi-objectif. Les solutions optimales au sens de Pareto sont montrées à la Fig. VI.62 [Ger13]. La solution notée $\mathbf{s}^\star$ qui permettait d'avoir la première fréquence propre la plus élevée possible a été sélectionnée afin d'avoir le robot qui va tendre à minimiser au mieux les vibrations.

Prototype

Suite à ces travaux, et à partir des paramètres de conception optimisés, une conception d'un prototype l'IRSBot-2 a été réalisée par Tecnalia (Figs. VI.63 et VI.64).

Une validation expérimentale portant sur les contraintes et objectifs fixés dans le cahier

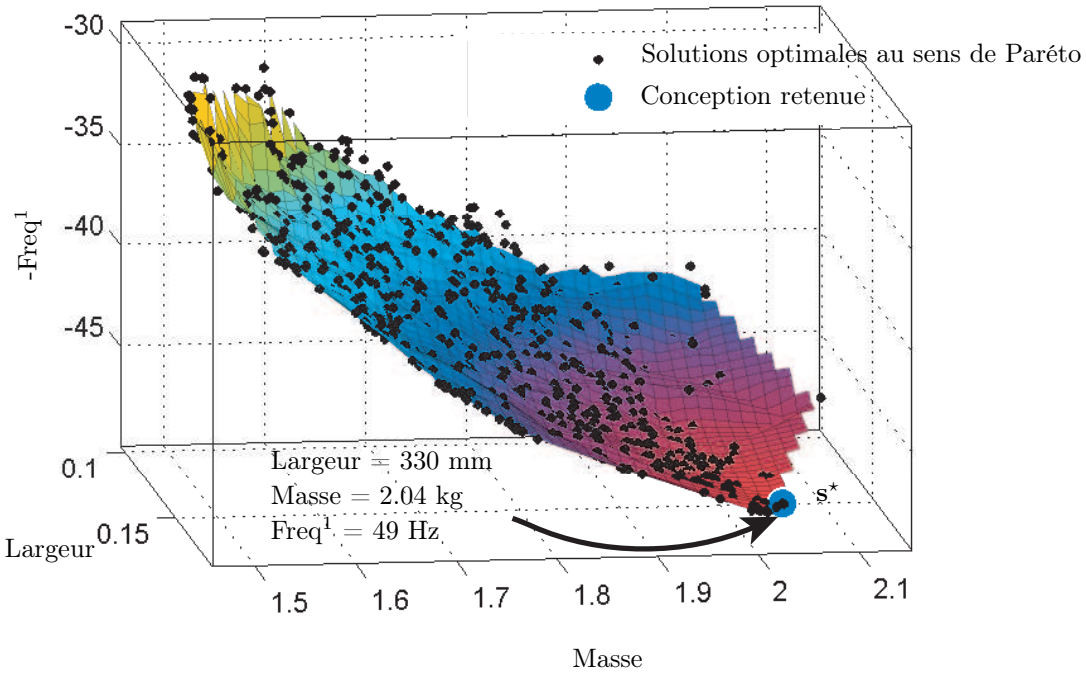


Figure VI.62 – Solutions optimales au sens de Pareto pour la conception de l'IRSBot-2 et solution sélectionnée $\mathbf{s}^\star$. $l_1 = 321\ mm$, $l_{2eq} = 437\ mm$, $b = 83\ mm$, $p = 50\ mm$, $e_x = 80\ mm$, $e_z = 0\ mm$, $\alpha_I = 210\ deg$ $v_1 = 165\ mm$, $v_2 = 30\ mm$, $w_{Pa} = 110.4\ mm$

Table VI.12 – Premières fréquences de vibration de l'IRSBot-2 pour la configuration $x = 0$ m, $z = -0.54$ m.

Calculées par CAO		Obtenues par sonnage	
Fréquence	Mode de déplacement	Fréquence	Mode de déplacement
45 Hz	Perp. au mouvement	40±1 Hz	Perp. au mouvement
53 Hz	Plan du mouvement	40±1 Hz	Plan du mouvement
60 Hz	Perp. au mouvement	48±1 Hz	Perp. au mouvement

des charges a été réalisée. Les résultats en termes de répétabilité, déformation suivant $\boldsymbol{y}$ (normale au plan de déplacement), de fréquences de vibration et de suivi de consigne sur des trajectoires atteignant les 10 G d'accélération sont détaillés aux Figs. VI.65 à VI.67 et au Tab. VI.12. Ils montrent que le prototype atteint les performances désirées, voire dans certains cas est meilleur. Quelques exemples de dispositifs expérimentaux sont présentés aux Figs. VI.68 et VI.69.

Les travaux sur ce sujet sont toujours en cours, et visent :

— la minimisation des vibrations lors de trajectoires à haute cadence,

— l'amélioration de la précision absolue,

— la mise en place d'une commande adaptative,

— l'asservissement visuel du robot.

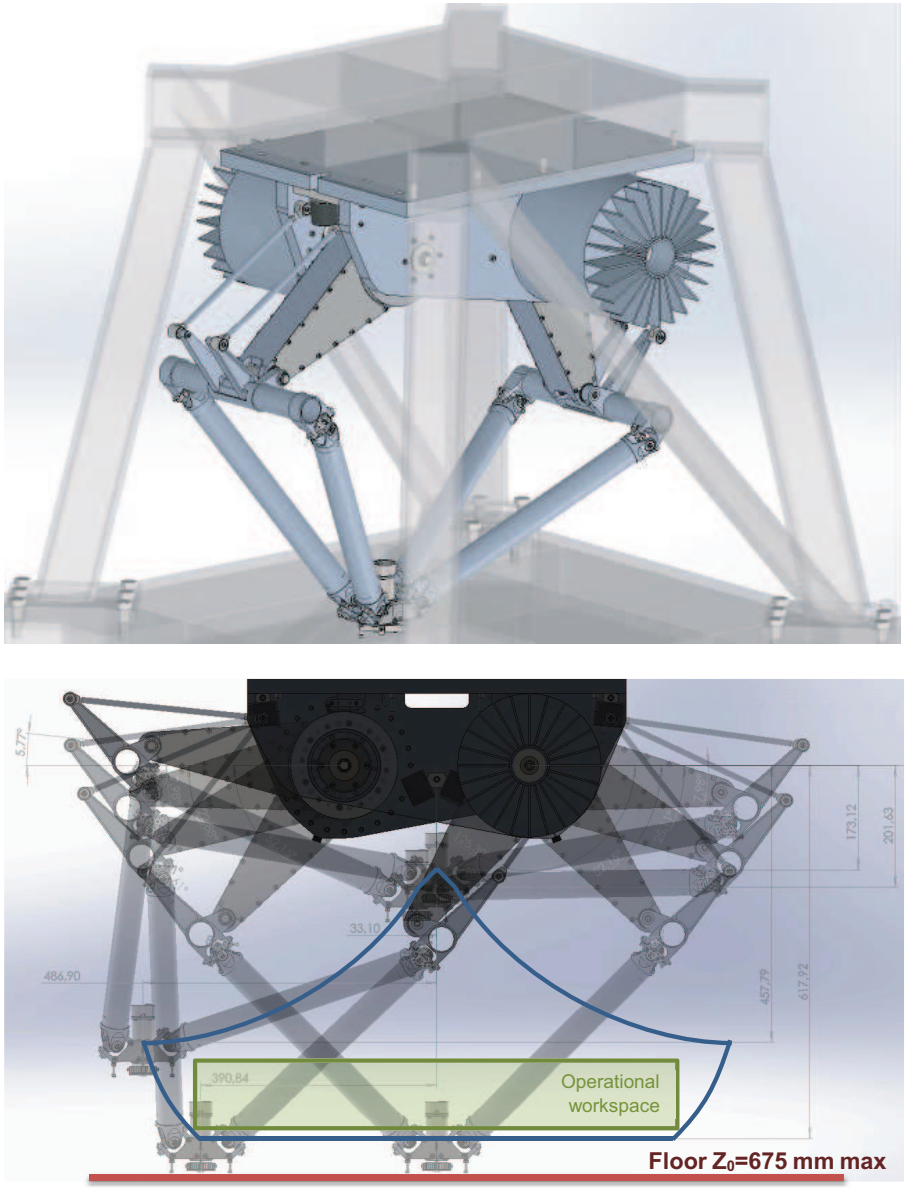


Figure VI.63 – Modélisation CAO du prototype de l'IRSBot-2.

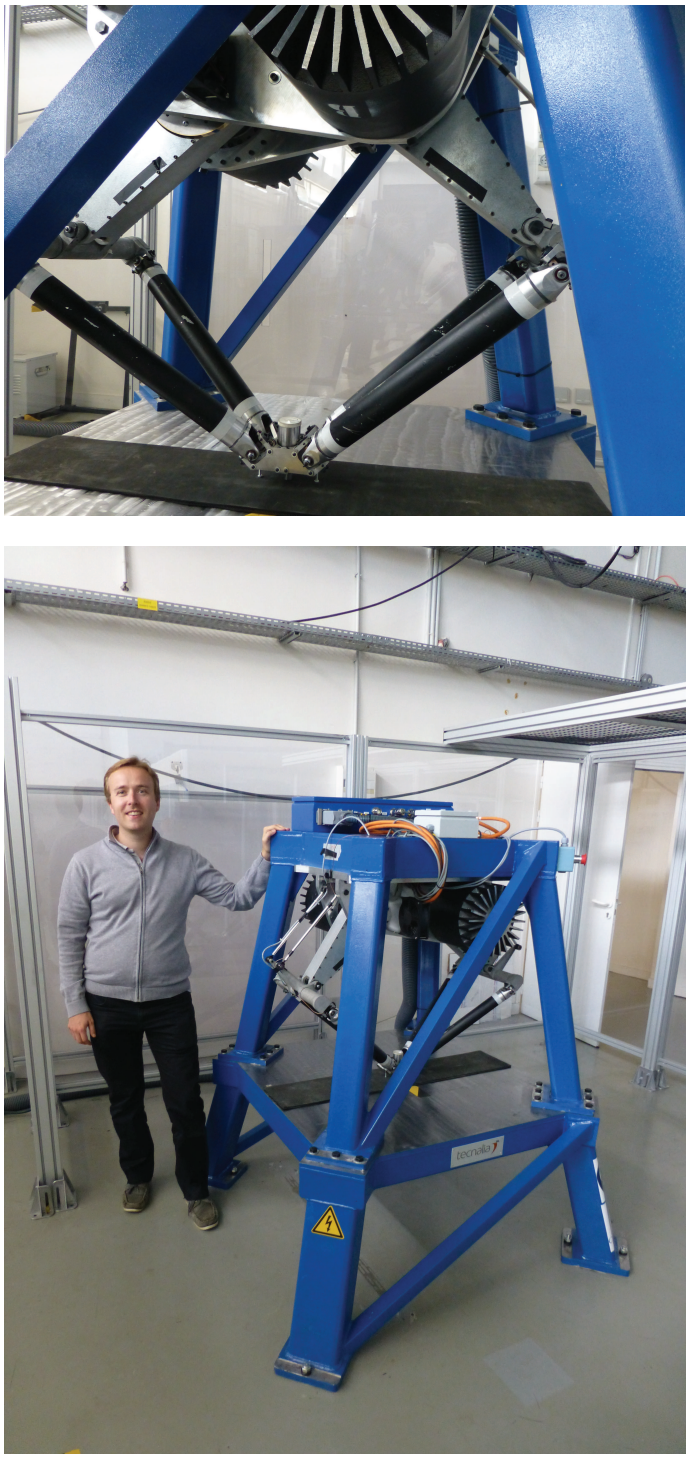
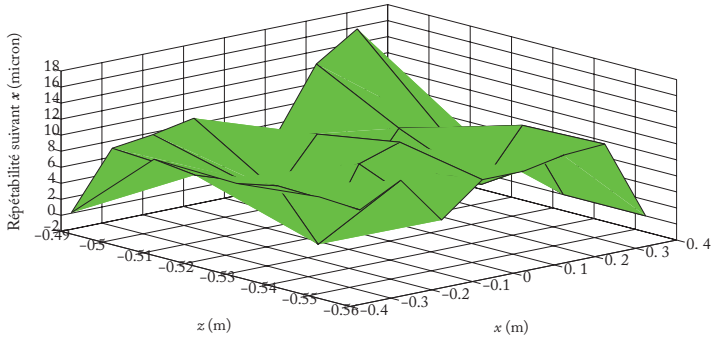
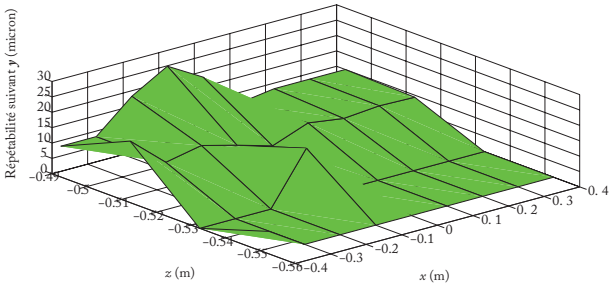


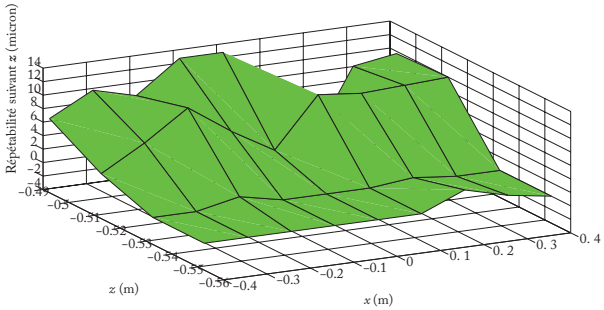
Figure VI.64 – Prototype de robot IRSBot-2.



(a) selon $\boldsymbol{x}$



(b) selon $\boldsymbol{y}$



(c) selon $\boldsymbol{z}$

Figure VI.65 – Répétabilité de l'IRSBot-2 : la répétabilité est meilleure en bas de l'espace de travail et suivant $\boldsymbol{x}$ et $\boldsymbol{z}$ est comprise autour de 10 microns (norme de l'erreur inférieure à 20 microns) ; la répétabilité suivant $\boldsymbol{y}$ ne peut pas être compensée par la commande dans l'état actuel du robot (le robot a deux *ddl* en translation suivant $\boldsymbol{x}$ et $\boldsymbol{z}$).

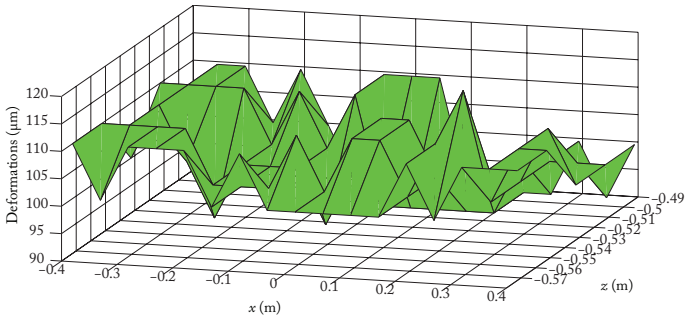
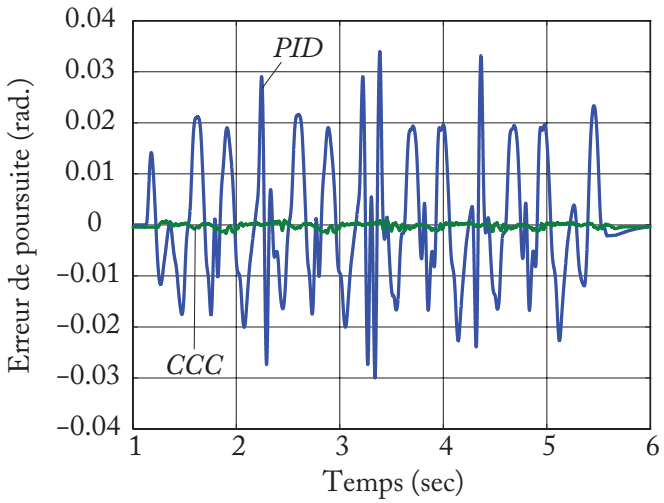
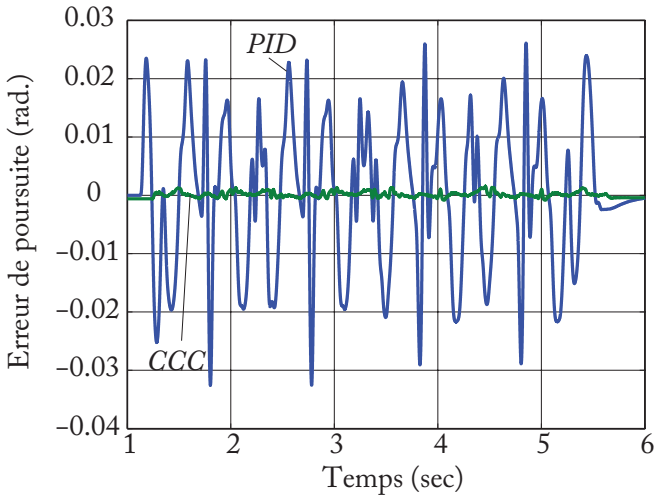


Figure VI.66 – Déformations de l'IRSBot-2 suivant $\boldsymbol{y}$ sous un chargement de 20 N dirigé suivant $\boldsymbol{y}$ dans l'espace de travail opérationnel : max = 120 μm, min = 90 μm.



(a) Moteur 1



(b) Moteur 2

Figure VI.67 – Erreurs de poursuite sur une trajectoire désirée ayant une accélération maximale de 4 G et une vitesse maximale de 4 m/s entre un contrôleur *PID* et une loi de commande à couples calculés (*CCC*). Sur cette trajectoire, les erreurs maximales de poursuite avec la *CCC* sont divisées par 20 sur chaque moteur par rapport au *PID*, tandis que l'erreur moyenne quadratique est 18 fois plus petite sur chaque moteur avec la *CCC* par rapport au *PID*.

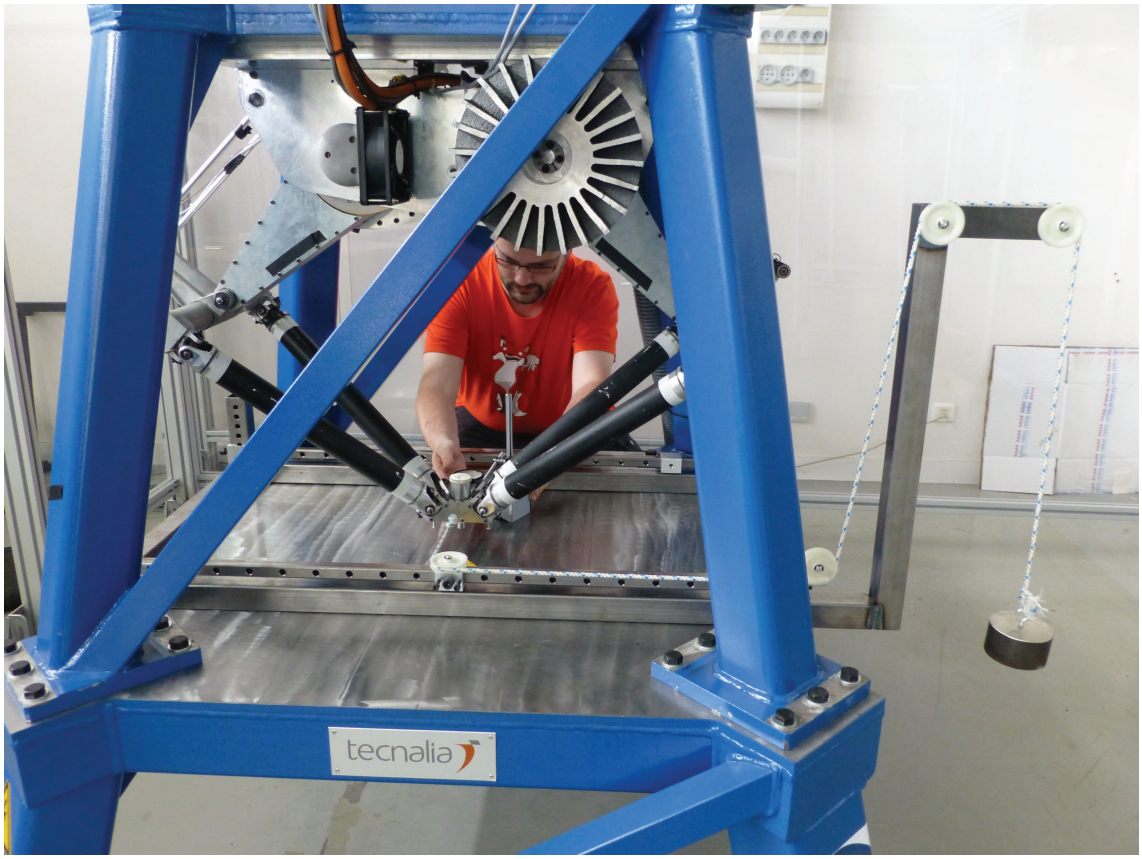


Figure VI.68 – Dispositif expérimental pour quantifier les déformations de l'IRSBot-2.

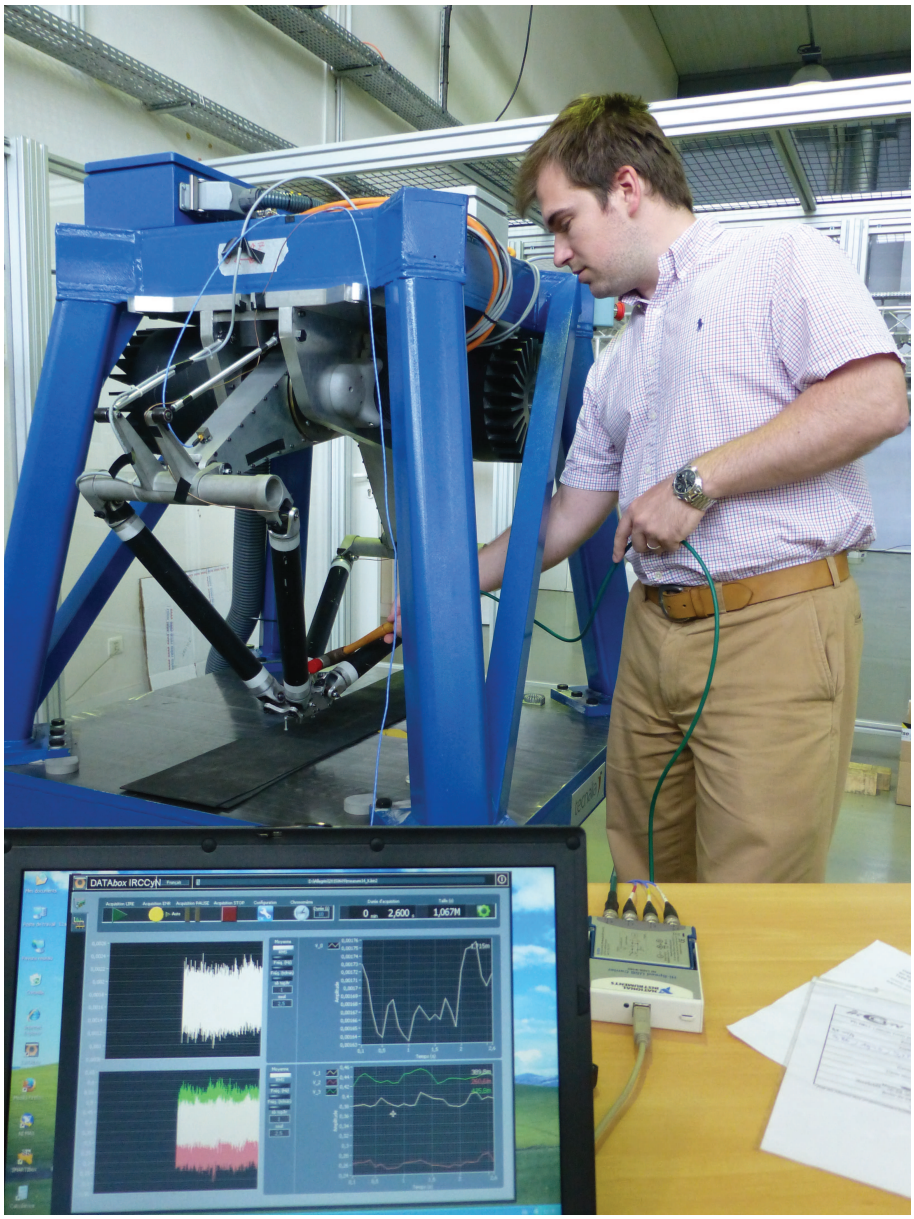


Figure VI.69 – Dispositif expérimental de sonnage de l'IRSBot-2.

VI.2.2.3 Commande basée capteurs de robots parallèles rapides

Introduction

Afin d'obtenir la meilleure précision possible d'un robot, il faut qu'il soit doté d'une commande performante. Si des performances sur la précision absolue de l'effecteur sont attendues, il est nécessaire de réaliser une commande dans l'espace cartésien.

De nombreux travaux existent sur la commande des robots parallèles (cf. [Mer12] pour une longue liste de références). La commande dans l'espace cartésien utilise usuellement les modèles géometriques et cinématiques du robot qui relient les coordonnées et vitesses des actionneurs aux coordonnées et vitesses de la plate-forme [KD02].

Afin de pallier les erreurs de modélisation (non prise en compte des déformations, des jeux dans les articulations, des erreurs de réalisation du robot, etc.) inhérentes à l'utilisation des modèles, et d'obtenir le meilleur positionnement dans l'espace cartésien possible, les travaux antérieurs ont prouvé que la pose de l'effecteur du robot peut être estimée de manière efficace par vision (observation directe de l'effecteur [ECR92] ; [HDE98] ; [MGK96]). Cependant, certaines applications empêchent l'observation directe de l'effecteur du robot. Par exemple, il n'est pas réaliste de vouloir observer l'effecteur d'une machine-outil tandis qu'il est généralement aisé d'observer ses jambes qui ont usuellement des formes cylindriques [Mer12].

Une première étape dans cette direction a été réalisée dans [AMM05], travail dans lequel un schéma d'asservissement visuel basé observation des jambes de la plate-forme de Gough-Stewart [GW62] a été réalisé et validé. Dans cette méthode, les directions de jambes ont été choisies pour primitives visuelles et le schéma de commande a été basé sur l'utilisation de leur reconstruction à partir de l'image. Après ces travaux préliminaires, l'approche a été étendue à la commande du robot dans l'espace image à partir de l'observation des bords du cylindre projetés dans l'image (à partir desquels les directions des jambes peuvent être extraites). Cette approche a montré de meilleures performances en termes de précision que l'approche précédente [ADM07]. Elle a ensuite été appliquée à différents types de robots, *dont des robots rapides* tels le Quattro d'Adept et d'autres robots de la même famille [Özg+11] ; [AM06].

Le schéma de commande proposé n'est pas usuel en termes de techniques d'asservissement visuel, dans le sens où, dans le contrôleur, à la fois des modèles d'observation et d'autres modèles impliquant la géométrie du robot sont utilisés afin de relier l'espace des directions des jambes à l'espace Cartésien. En d'autres mots, à partir de la mesure directe d'une propriété interne acquise grâce à l'utilisation d'un système de perception externe, en l'occurrence ici les directions des jambes estimées par vision, cette technique permet d'estimer la configuration de l'effecteur qui est une propriété externe [Özg+13]. Par conséquent, certains résultats assez surprenants ont été obtenus :

1. Le robot qui est composé de n jambes peut être contrôlé par l'observation de seulement m directions de jambes ($m < n$) choisies de manière arbitraire par les n jambes,
2. Dans certains cas, le robot ne converge pas vers la configuration désirée de l'effecteur, même si les directions des jambes convergent.

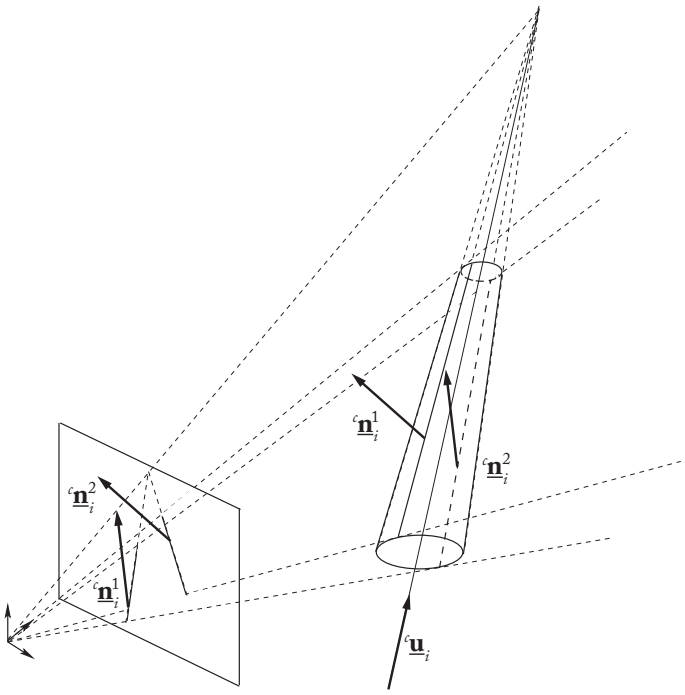


Figure VI.70 – Projection d'un cylindre dans l'image

Cependant, ces points sont restés inexpliqués. En parallèle, des questions importantes n'ont jamais obtenu de réponse, à savoir :

3. Comment être certain qu'en concaténant les matrices d'observation des jambes, le contrôleur ne fera pas converger le robot vers un minimum local dans l'espace cartésien (pour lequel l'erreur dans l'espace d'observation est non nulle tandis que la plate-forme ne peut plus bouger [Cha98]) ?
4. Comment être certain qu'il n'y a pas de singularités dans la cartographie entre l'espace des directions des jambes et l'espace cartésien ?

Ces points, restés longtemps sans réponse à cause du manque d'outils capables d'analyser les propriétés intrisèques du contrôleur, ont été résolus grâce à au concept du robot caché que j'ai introduit dans [BM13a] et que je présente ici.

Principe de l'asservissement visuel basé observation des jambes des robots parallèles

Le principe de l'asservissement visuel basé observation des jambes des robots parallèles est bâti sur le fait que des éléments des jambes observables ont des formes simples de type cylindre (Fig. VI.70) ou prisme [ÖAM13] qui peuvent être représentées par une droite $\mathcal{L}$ et une section (circulaire de rayon R dans le cas d'un cylindre) de forme identique tout le long de l'élément observé.

Une droite $\mathcal{L}$ dans l'espace peut être paramétrée à l'aide de ses coordonnées bi-normalisées de Plücker, définies dans l'espace caméra par [AEH02] :

$$\mathcal{L} \equiv ({}^c\underline{\mathbf{u}}, {}^c\underline{\mathbf{n}}, {}^cn) \tag{VI.132}$$

où ${}^c\underline{\mathbf{u}}$ est le vecteur unitaire directeur de la droite (l'indice "c" avant le vecteur indiquant que le vecteur est exprimé dans le repère caméra), ${}^c\underline{\mathbf{n}}$ est le vecteur unitaire définissant le plan

d'interprétation de la droite $\mathcal{L}$ et ${}^{c}n$ est un scalaire non négatif. Ces derniers paramètres sont définis par ${}^{c}n\,{}^{c}\underline{\mathbf{n}} = {}^{c}\mathbf{p} \times {}^{c}\underline{\mathbf{u}}$ où ${}^{c}\mathbf{p}$ est la position de n'importe quel point P de la droite.

Les bords du cylindre i, qui sont des éléments détectables dans l'image, sont des droites (Fig. VI.70) paramétrées par les coordonnées bi-normalisées de Plücker $({}^{c}\underline{\mathbf{u}}_i, {}^{c}\underline{\mathbf{n}}_i^j, {}^{c}n_i^j)$. À partir de la connaissance des vecteur ${}^{c}\underline{\mathbf{n}}_i^1$ et ${}^{c}\underline{\mathbf{n}}_i^2$ paramétrant les bords du cylindre i qui sont aisément estimés par vision, il est possible d'en déduire le vecteur unitaire directeur ${}^{c}\underline{\mathbf{u}}_i$ du cylindre i [AMM05].

Les techniques d'asservissement visuel sont basées sur la connaissance de la matrice d'observation $\mathbf{L}^T$ [Cha02] qui relie le mouvement relatif instantanné $\boldsymbol{\tau}_c = {}^{c}\boldsymbol{\tau}_c - {}^{c}\boldsymbol{\tau}_s$ entre la caméra et la scène, à la dérivée temporelle du vecteur $\mathbf{s}$ des primitives visuelles utilisées par :

$$\dot{\mathbf{s}} = \mathbf{L}_{(\mathbf{s})}^T \boldsymbol{\tau}_c \tag{VI.133}$$

où ${}^{c}\boldsymbol{\tau}_c$ et ${}^{c}\boldsymbol{\tau}_s$ sont respectivement les torseurs cinématiques de la caméra et de la scène exprimés dans le repère caméra.

Dans le cas de l'asservissement de la direction des jambes ${}^{c}\underline{\mathbf{u}}_i$, et si la caméra est fixe, (VI.133) devient :

$${}^{c}\dot{\underline{\mathbf{u}}}_i = \mathbf{M}_i^{T\,c}\boldsymbol{\tau}_c \tag{VI.134}$$

où $\mathbf{M}_i^T$ est la matrice d'interaction de la jambe i.

À partir de la connaissance des matrices d'interaction de plusieurs jambes, il est possible d'en déduire des schémas de commande, parmi lesquels un des plus basiques (commande géometrique à retour proportionnel) est décrit dans [AMM05] et relie les vitesses moteurs $\dot{\mathbf{q}}$ à l'erreur $\mathbf{e}$ sur les directions désirées de jambes par :

$$\dot{\mathbf{q}} = -\lambda\, {}^{c}\mathbf{J}_{inv} \mathbf{L}^{T+} \mathbf{e} \tag{VI.135}$$

où

- λ est un gain positif garantissant la décroissance exponentielle de l'erreur d'asservissement,
- ${}^{c}\mathbf{J}_{inv}$ est la matrice cinématique inverse du robot,
- $\mathbf{e}$ est le vecteur de l'erreur sur les directions désirées des jambes observées et concatène les erreurs d'asservissement $\mathbf{e}_i$ des m jambes observées, $\mathbf{e}_i$ étant défini par $\mathbf{e}_i = {}^{c}\underline{\mathbf{u}}_i \times {}^{c}\underline{\mathbf{u}}_{di}$, ${}^{c}\underline{\mathbf{u}}_i$ étant la direction courante de la jambe, et ${}^{c}\underline{\mathbf{u}}_{di}$ la direction désirée,
- $\mathbf{L}^{T+}$ est la matrice pseudo-inverse de la matrice $\mathbf{L}^T$ concaténant les m matrices $\mathbf{L}_i^T$ des m jambes observées, les matrices $\mathbf{L}_i^T$ étant définies par $\mathbf{L}_i^T = -\left[{}^{c}\underline{\mathbf{u}}_{di}\right]_\times \mathbf{M}_i^T$ avec $\left[{}^{c}\underline{\mathbf{u}}_{di}\right]_\times$ la matrice de pré-produit vectoriel associée au vecteur ${}^{c}\underline{\mathbf{u}}_{di}$ qui donne la direction désirée de la jambe i.

L'objectif de n'importe quel type de contrôleur est d'assurer deux propriétés majeures : l'observabilité de certains élements du robot (dans notre cas, *a minima* l'effecteur) et

la contrôlabilité du robot. Pour cela, tous les contrôleurs sont basés sur l'observation de certaines caractéristiques (la position, vitesse et accélération des codeurs moteurs dans le cas d'un contrôleur usuel, et certaines parties du robot dans le cas d'un contrôleur basé capteurs) qui doit assurer que :

1. il est possible d'estimer correctement la configuration (et aussi éventuellement la vitesse et l'accélération) de l'effecteur (qui est une propriété externe du robot),
2. il est aussi possible d'estimer l'état interne du robot (position / orientation, vitesse et accélération de n'importe quel corps) puisque cette information est nécessaire pour réaliser l'asservissement (par exemple, dans le contrôleur défini à l'Eq. (VI.135), le calcul de la matrice Jacobienne cinématique inverse ${}^{c}\mathbf{J}_{inv}$ est nécessaire, et son expression est usuellement une fonction des variables actives (et passives).

Idéalement, à partir de l'observation d'un jeu minimal de caractéristiques (appelé ici une "base minimale"), la cartographie impliquée pour l'estimation de la configuration de l'effecteur doit être un difféomorphisme global (Fig. VI.71(a)). Cependant, dans le cas des robots parallèles contrôlés par des schémas de commande classique (basés codeurs), un jeu donné de positions codeurs conduit généralement au calcul de plusieurs configurations possibles de l'effecteur [Mer06b] qu'on appelle les modes d'assemblage. Ces modes d'assemblage correspondent à certains aspects de l'espace de travail (c'est-à-dire les zones de l'espace de travail qui sont séparées par des singularités), ce qui implique que le robot ne peut pas se déplacer librement dans tout l'espace de travail. Ainsi, il n'y a pas de difféomorphisme global entre les positions codeurs et les configurations de l'effecteur (Fig. VI.71(b)). Afin de surmonter cette difficulté, usuellement, les mouvements du robot parallèle sont limités à un aspect donné pour lequel le mode d'assemblage est connu (à moins d'utiliser des techniques de changement de mode d'assemblage comme celles mentionnées à la section VI.1.1).

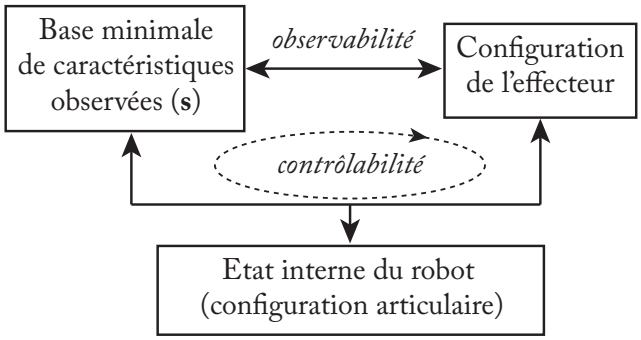
Par extension, si nous ne pouvons pas connaître de manière stricte la configuration de l'effecteur, nous ne pouvons pas estimer correctement l'état interne du robot (position, vitesse et accélération de n'importe quel corps) [14]. La question est donc : que devrait être la base minimale des caractéristiques observées qui est capables d'assurer qu'il est possible d'estimer de manière stricte la configuration de l'effecteur et l'état interne du robot, c'est-à-dire d'assurer strictement la contrôlabilité du robot ?

Je vais montrer dans les prochaines sections que l'utilisation de l'outil nommé "modèle de robot caché" peut aider à analyser la contrôlabilité des robots parallèles quand une base canonique de caractéristiques observées est composée partiellement des directions de jambes.

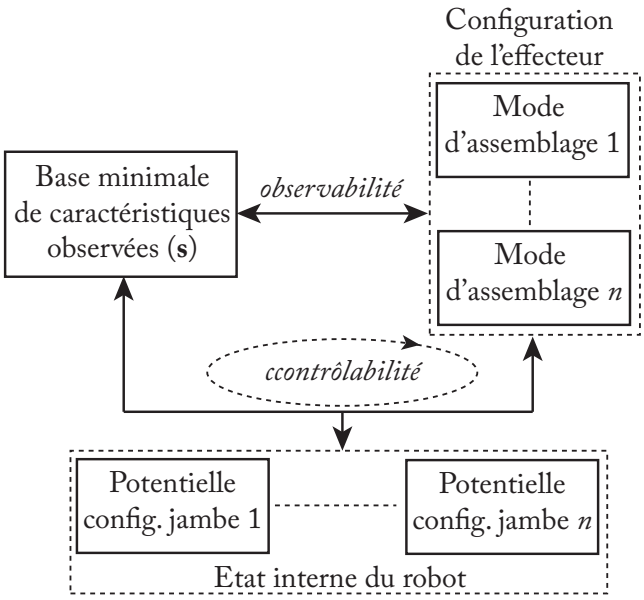
Le concept de robot caché

Le concept de robot caché est basé sur le fait que les équations incluses dans le contrôleur qui caractérisent la cartographie entre l'espace des directions des jambes et l'espace

14. Il est nécessaire de mentionner que, pour une configuration donnée de l'effecteur, plusieurs configurations des jambes (les modes de fonctionnement) peuvent exister. Cependant, pour la grande majorité des robots parallèles pour lesquels chaque jambe n'est constituée que d'au plus deux éléments en mouvement, si la configuration de l'effecteur est connue, en plus de celle d'un élément de la jambe, alors la configuration de la jambe peut en être déduite de manière unique.



(a) quand il existe un difféomorphisme global



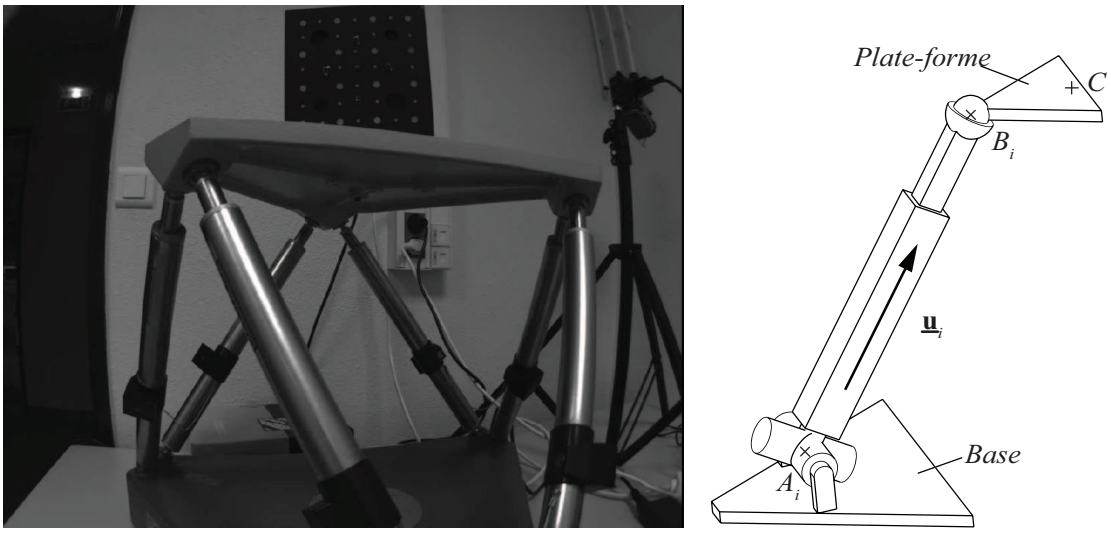
(b) quand il n'existe pas de difféomorphisme global

Figure VI.71 – Comment assurer l'observabilité et la contrôlabilité du robot en utilisant une observation correcte des caractéristiques.

cartésien représentent en fait les modèles géométriques et cinématiques d'un robot différent du robot réel qui a des modes d'assemblage et des configurations singulières différentes du robot réel.

Prenons le cas de la plate-forme de Gough-Stewart (Fig. VI.72). Dans l'approche de contrôle classique, les codeurs mesurent le déplacement des actionneurs. Dans l'approche proposée dans [AMM05], les directions de jambes, et non plus les codeurs, sont observées. Ainsi, de manière analogue, il est possible de se demander à quel type de moteur virtuel correspond la mesure des directions de jambes.

Afin de répondre à cette question, analysons la jambe i (Fig. VI.72(b)). Son vecteur directeur unitaire ${}^b\underline{\mathbf{u}}_i$ peut naturellement être paramétré par deux coordonnées indépendantes qui peuvent être les angles définis par les rotations de l'articulation cardan au poin A_i. Ainsi, ${}^b\underline{\mathbf{u}}_i$ peut être vu comme une mesure du déplacement de l'articulation cardan. Il en résulte :



(a) Image du robot (b) Schéma cinématique de la jambe i

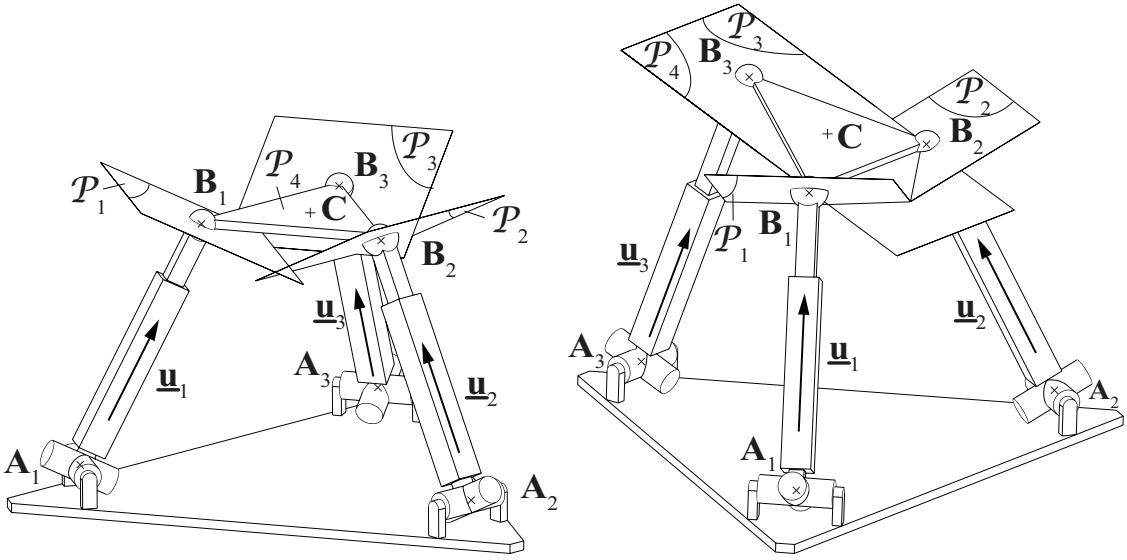
Figure VI.72 – Une plate-forme de Gough-Stewart de chez DeltaLab.

1. que le cardan reliant la jambe à la base est l'actionneur virtuel que nous cherchions,

2. qu'asservir le robot en observant les directions des jambes revient non pas à contrôler un robot composé de jambes $U\underline{P}S$ mais de jambes virtuelles $\underline{U}PS$ qui ont les mêmes propriétés géométriques que la jambe réelle.

Au final, comme il est bien connu qu'un robot 3-$\underline{U}PS$ (Fig. VI.73(a)) est pleinement actionné, c'est la raison pour laquelle la plate-forme de Gough-Stewart peut être asservie en observant uniquement trois de ses jambes, puisque cela revient à asservir un robot 3-$\underline{U}PS$ virtuel ayant les mêmes propriétés géométriques que le robot réel (mêmes points d'ancrage, mêmes longueurs de jambes, mêmes dimensions pour la base et la plate-forme, mêmes déplacements des liaisons U, P et S). Cependant, ce robot virtuel a des modes d'assemblages (Fig. VI.74) et des singularités (Fig. VI.73(b)) différents du robot réel qui doivent être étudiés pour éviter des problèmes de commandabilité. Notamment, l'existence de modes d'assemblages différents entre le robot réel et le robot virtuel explique la potentielle non-convergence vers la position désirée de l'effecteur, alors que la convergence des jambes est obtenue (Fig. VI.75)

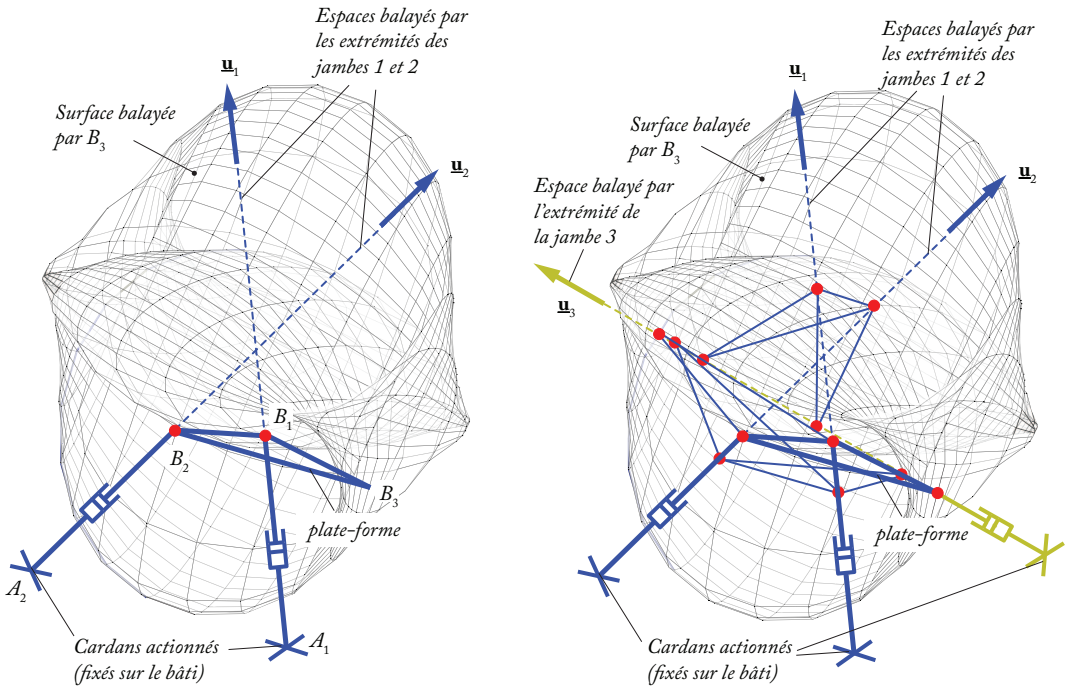
Ainsi, l'utilisation du concept de robot caché est un outil puissant capable d'analyser les propriétés intrinsèques de certains contrôleurs. De plus, il permet une visualisation tangible des propriétés de la cartographie entre l'espace des observations et l'espace cartésien. Aussi, l'approche a été généralisée à tous types de robots parallèles dans [Ros+14a] et les propriétés des robots cachés de différentes familles de robots parallèles ont été analysées dans [Ros15] (les cas des robots plans, des robots de la famille de la plate-forme de Gough-Stewart, et de la famille du robot Delta, ont été traités). Enfin, les résultats théoriques concernant le robot caché dans le contrôleur du robot Adept Quattro ont été validés expérimentalement [Ros+14a] (Fig. VI.78).



(a) Schéma

(b) Exemple de singularité de Type 2 : la plate-forme gagne un mouvement incontrôlable autour de $\mathbf{B}_1\mathbf{B}_2$.

Figure VI.73 – Un robot 3-*UPS*.



(a) Surface balayée par le point B_3 quand la jambe 3 est déconnectée

(b) Modes d'assemblage possibles (dans cet exemple, seuls 6 modes d'assemblages existent, mais le robot peut en avoir 8 au plus)

Figure VI.74 – Solutions du modèle géometrique direct pour un robot 3-*UPS*

Comment utiliser les modèles de robots cachés afin de comprendre les résultats mentionnés aux points 1 à 4 de l'introduction sur la commande des robots parallèles rapides

Point 1 : Le robot qui est composé de n jambes peut être contrôlé par l'observation de seulement m directions de jambes ($m < n$) choisies de manière arbitraire par les n jambes.

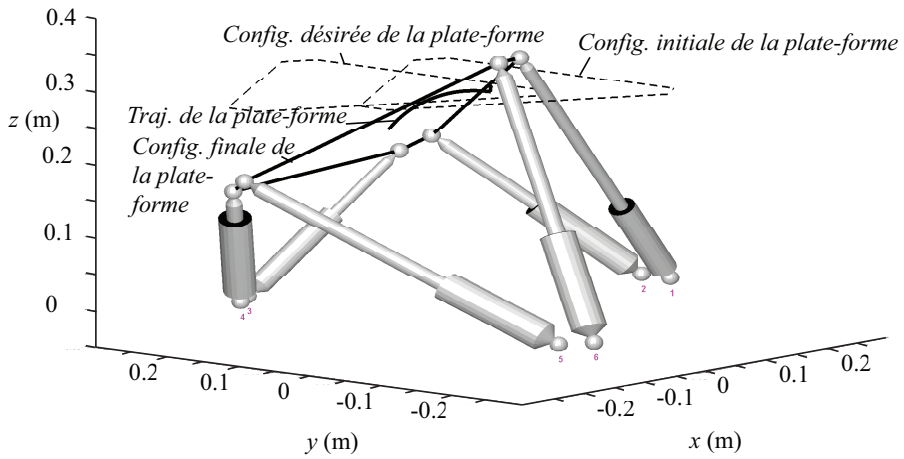
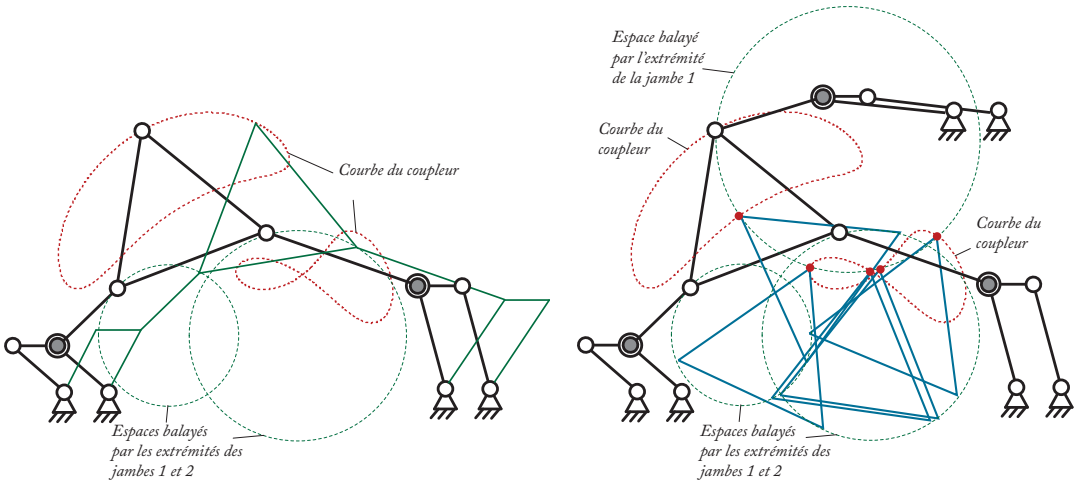


Figure VI.75 – Trajectoire dans l'espace avec les configurations initiales, désirées et finales de la plate-forme.



(a) Courbe du coupleur quand la jambe 3 est déconnectée

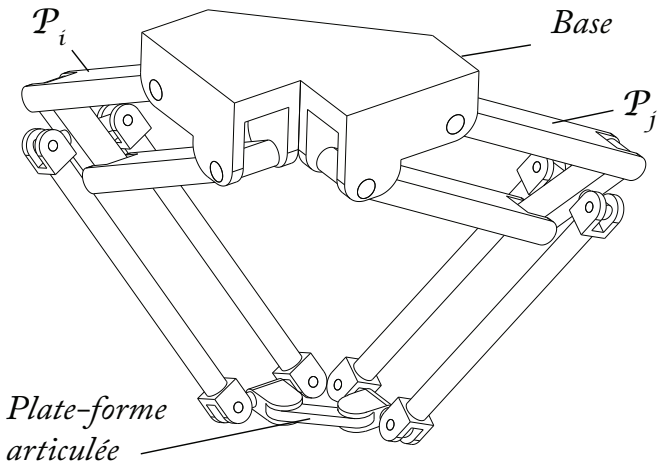
(b) The 6 possible assembly modes

Figure VI.76 – Solutions du modèle géometrique direct pour un robot 3-Π$\underline{R}RR$ (robot caché pour le robot réel 3-$\underline{R}RR$ – Π dénote une articulation parallélogramme articulé plan)

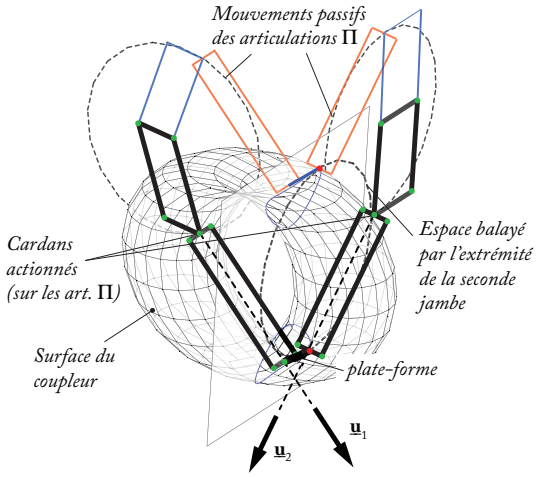
Ce point a déjà été éclairci dans le cas de la plate-forme de Gough-Stewart, pour laquelle le robot caché lorsque l'on observe trois jambes uniquement parmi les six est un 3-$\underline{U}PS$ robot pleinement commandable. Ce résultat est transposable à d'autres types de robots pour lesquels l'étude de la mobilité des robots cachés permet de comprendre ce phénomène, comme montré dans [Ros15].

Point 2 : Dans certains cas, le robot ne converge pas vers la configuration désirée de l'effecteur, même si les directions des jambes convergent.

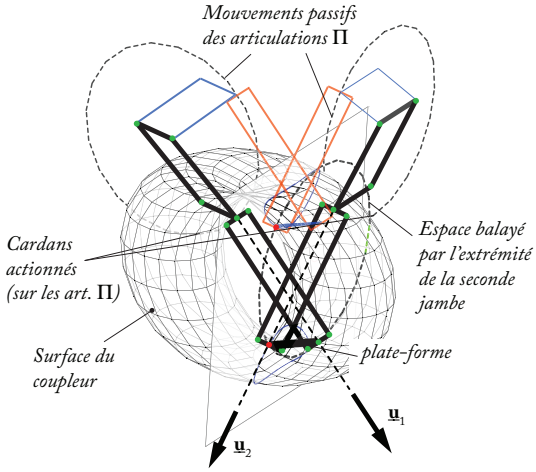
Ce point a déjà été éclairci dans le cas de la plate-forme de Gough-Stewart, pour laquelle le robot caché a des modes d'assemblages différents du robot réel, ce qui conduit potentiellement le robot à converger vers une configuration des jambes correspondant à un



(a) Robot caché dans l'asservissement basé observation des jambes du Quattro : un robot 2–Π–{2–$\underline{U}U$}



(b) Premier jeu de modes d'assemblages du robot caché



(c) Second jeu de modes d'assemblages du robot caché

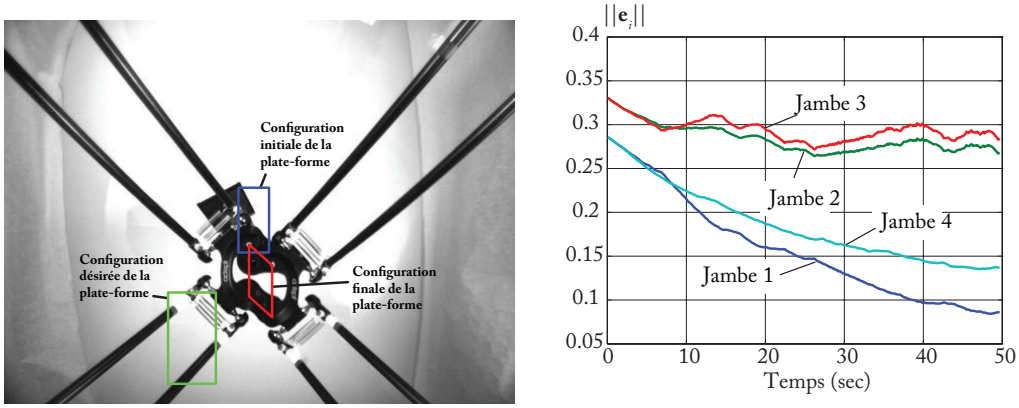
Figure VI.77 – Le robot caché dans l'asservissement basé observation des jambes du Quattro et ses modes d'assemblage

autre mode d'assemblage que celui requis par l'utilisateur. Ce résultat est transposable à d'autres types de robots, comme montré dans [Ros15].

Point 3 : Comment être certain qu'en concaténant les matrices d'observation des jambes, le contrôleur ne fera pas converger le robot vers un minimum local dans l'espace cartésien (pour lequel l'erreur dans l'espace d'observation est non nulle tandis que la plate-forme ne peut plus bouger ?)

Le robot peut converger vers un minima local si la pseudo-inverse de la matrice d'interaction est déficiente en rang. Comme montré dans [Ros15], ceci peut apparaître pour les singularités de Type 1 du robot caché.

Point 4 : Comment être certain qu'il n'y a pas de singularités dans la cartographie entre



(a) Vue d'en haut de l'effecteur

(b) Norme de l'erreur pour chaque jambe $\|\mathbf{e}_i\|$

Figure VI.78 – Exemple de non-convergence de la plate-forme du robot vers la configuration désirée quand les jambes 1 et 4 sont observées (convergence vers un autre mode d'assemblage du robot caché).

l'espace des directions des jambes et l'espace cartésien ?

Ce point a déjà été éclairci dans le cas de la plate-forme de Gough-Stewart. En effet, vu que le robot caché est une visualisation tangible de la cartographie entre l'espace des observations et l'espace cartésien, trouver ses singularités revient à trouver les singularités de la cartographie. Ceci est généralisable à tous types de robots, comme montré dans [Ros15].

Comment utiliser le concept de robot caché afin d'analyser la contrôlabilité ?

Grâce au concept de robot caché, il est possible d'analyser la contrôlabilité des robots parallèles et de définir trois catégories de robots :

1. les robots qui ne sont pas contrôlables en utilisant l'observation de la direction des jambes : ce cas apparaît si, pour un jeu $\mathbf{s}$ de caractéristiques observées, la cartographie impliquée dans le contrôleur pour estimer la configuration de l'effecteur est singulière pour une infinité de configurations du robot (entre d'autres termes, la configuration de l'effecteur n'est pas observable),

2. les robots qui sont partiellement contrôlables dans tout leur espace de travail en utilisant l'observation de la direction des jambes : ce cas apparaît si, pour un jeu $\mathbf{s}$ de caractéristiques observées, la cartographie impliquée dans le contrôleur n'est pas un difféomorphisme global (c'est-à-dire si un jeu $\mathbf{s}$ de caractéristiques observées conduit à différentes configurations possibles de l'effecteur – Fig. VI.71(b)),

3. les robots qui sont pleinement contrôlables dans tout leur espace de travail en utilisant l'observation de la direction des jambes : ce cas apparaît si, pour un jeu $\mathbf{s}$ de caractéristiques observées, la cartographie impliquée dans le contrôleur est un difféomorphisme global (c'est-à-dire si un jeu $\mathbf{s}$ de caractéristiques observées conduit à une configuration unique de l'effecteur – Fig. VI.71(a)),

On peut ainsi classer certaines familles de robots suivant ces catégories.

Les robots qui ne sont pas contrôlables en utilisant l'observation de la direction des jambes

Avec le concept de robot caché, il est possible de trouver des classes de robots qui ne sont pas contrôlables en utilisant l'observation des directions de jambes, et ce sans aucune dérivation mathématique. Ces robots sont ceux qui ont un modèle de robot caché singulier architecturalement (quel que soit le nombre de jambes observées). En d'autres mots, leurs robots cachés ont des *ddl* non contraints.

On peut trouver au moins trois classes principales de robots parallèles qui appartiennent à cette catégorie :

— les robots pour lesquels les directions de jambes sont constantes pour toutes les configurations du robot : c'est le cas des robots plans 3-$\underline{P}PR$ et 3-$P\underline{P}R$ [Mer06b] ; [Bon02] et de certains robots spatiaux tels que les robots 3-$\underline{[PP]}PS$[15] (avec 6 *ddl* – par exemple le MePaM [Car+10]) ou le robot 3-$\underline{P}PS$ (avec 3 *ddl* [Bon08]). Il est évident que pour les robots dont les directions de jambes sont constantes pour tout l'espace de travail, il n'est pas possible d'en déduire la configuration de l'effecteur à partir de cette mesure.

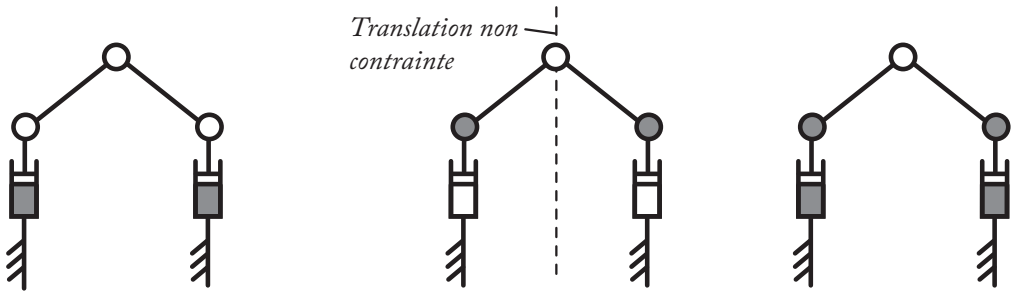
— les robots pour lesquels les directions de jambes sont constantes pour une infinité (mais pas toutes) de configurations du robot : c'est le cas des robots $\underline{P}RRR\underline{P}$ avec toutes les articulations $\underline{P}$ parallèles (Fig. VI.79(a)) et des robots de type Delta actionnés par des articulations $\underline{P}$ mises en parallèle (tels que l'UraneSX ou le I4L [Kru+03] ; [CP02b]). Il a été montré dans [AM06] par l'analyse de la déficience du rang de la matrice d'interaction qu'il n'était pas possible de contrôler de tels robots en utilisant l'observation des directions de jambes. Faire cette analyse avec le concept de robot caché est très simple. Par exemple, dans le cas du robot $\underline{P}RRR\underline{P}$ avec des articulations $\underline{P}$ mises en parallèle, le robot caché a une architecture $P\underline{R}R\underline{R}P$ (Fig. VI.79(b)), dans laquelle les articulations $\underline{P}$ sont passives. Ce robot est singulier architecturalement, puisqu'il a une translation non contrôlée le long de la direction des liaisons prismatiques. On peut étendre ce résultat au cas des robots UraneSX et I4L.

— des robots dont les directions de jambes varient en fonction de la configuration du robot dans l'espace de travail, mais pour lesquels toutes les jambes du robot caché associé contiennent des articulations R actives et seulement des articulations P passives : les robots les plus connus dans cette catégorie sont les robots plans 3-$\underline{P}RP$ pour lesquels les robots cachés sont des robots 3-$P\underline{R}P$ connus pour n'être pas contrôlables [Mer06b] ; [Bon02].

Les robots qui sont partiellement contrôlables dans tout leur espace de travail en utilisant l'observation de la direction des jambes

Le concept de robot caché peut être utilisé afin d'analyser et de comprendre les singularités de la cartographie et détudier si un difféomorphisme global existe entre l'espace des éléments observés et l'espace cartésien. Cependant, ne pas trouver un difféomorphisme global ne veut pas nécessairement dire que le robot n'est pas contrôlable. Ceci signifie uniquement que le robot n'aura pas accès à certaines zones de son espace de travail (les zones

15. $\underline{[PP]}$ signifie une chaîne cinématique plane active capable de générer deux *ddl* de translation, comme les chaînes $\underline{PP}$ ou $\underline{RR}$



(a) Le robot $\underline{P}RRR\underline{P}$

(b) Son modèle de robot caché quand on observe la direction des jambes : un robot $P\underline{R}R\underline{R}P$

(c) Son modèle de robot caché quand on observe les coordonnées de Plücker des droites passant par les jambes : un robot $P\underline{R}R\underline{R}P$

Figure VI.79 – Le robot $\underline{P}RRR\underline{P}$ et ses robots cachés associés en fonction des caractéristiques observées

correspondant aux modes d'assemblage du robot caché qui ne sont pas contenus dans le même aspect que celui défini par la configuration initiale du robot). C'est bien entendu un problème si l'espace opérationel est partiellement ou entièrement contenu dans ces zones.

Les robots qui appartiennent à cette catégorie sont probablement les plus nombreux. Ce sont ceux dont l'espace de travail du robot caché contient plusieurs aspects, quel que soit le nombre de jambes observées. Il est impossible de présenter une liste exhaustive des robots de ce type puisqu'une analyse détaillée des modèles géométriques de leurs robots cachés est nécessaire. Cependant, certains exemples peuvent être donnés.

En l'occurence, dans [RBM13a] ; [Ros+14a], il a été montré en simulation et expérimentalement que le robot Adept Quattro [Nab+05] contrôlé par l'observation des directions de jambes a toujours au moins deux aspects dans son espace de travail, et ce quel que soit le nombre de jambes observées. Il en résulte que certaines zones de l'espace de travail ne sont jamais atteignables. La figure VI.80 montre une configuration désirée qu'il n'a jamais été possible d'atteindre, même si les quatre jambes étaient observées.

Notons qu'il est possible de vérifier si l'espace de travail opérationnel du robot réel est partiellement ou pleinement inclus dans les aspects du robot caché associé en utilisant des outils avancés tels que l'analyse par intervalles [Mer06b] ou la décomposition cylindrique algébrique [CMW11].

Les robots qui sont pleinement contrôlables dans tout leur espace de travail en utilisant l'observation de la direction des jambes

Les robots de cette catégorie sont ceux pour lesquels il existe un difféomorphisme global entre l'espace des directions de jambes et l'espace cartésien dans tout l'espace de travail. Leur modèle de robot caché a un seul mode d'assemblage possible. Une fois de plus, présenter une liste exhaustive des robots de cette catégorie est impossible puisque cela requière une analyse détaillée des modèles géometriques de leurs robots cachés.

Cependant, il est possible de donner des exemples de robots de cette catégorie. En l'occurence, l'Orthoglide [CW03] de l'IRCCyN en fait partie ainsi que tous les robots à trois ou quatre *ddl* (de type Schönflies pour ces derniers) qui sont composés de jambes identiques

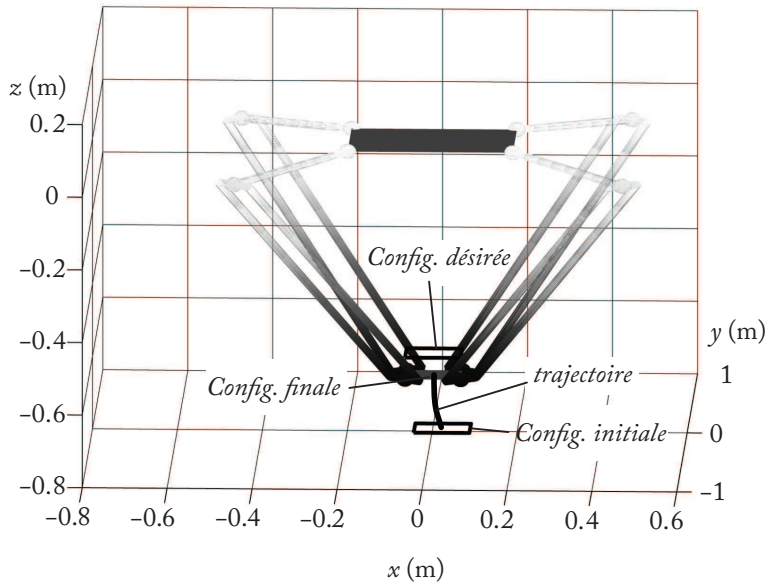


Figure VI.80 – Configurations désirée et initiales du Quattro quand toutes les jambes sont observées.

d'achitecture $\underline{P}RR\Pi R$ ou encore $\underline{P}UU$ et pour lesquels au moins deux articulations P ne sont pas parallèles (tel que le robot Y-STAR [Her92]).

Les robots qui deviennent pleinement contrôlables si des informations additionnelles sont utilisées

Après cette première classification, une question additionnelle est de savoir si, en ajoutant des informations supplémentaires dans le contrôleur, les robots qui étaient incontrôlables ou partiellement contrôlables peuvent devenir pleinement contrôlables.

Par exemple, comme il l'a été démontré récemment dans [Vig+14a], à partir de la projection du cylindre dans l'image (Fig. VI.70), il est possible d'estimer la directions de jambes mais aussi les coordonnées de Plücker de la droite passant par l'axe du cylindre. Utiliser cette information peut aider à résoudre certains problèmes de commandabilité. Par exemple, en estimant les coordonnées de Plücker des jambes du robot $\underline{P}RRR\underline{P}$, ce dernier devient contrôlable puisqu'il est possible de démontrer que, dans ce cas, le modèle de robot caché devient un robot $\underline{P}RR\underline{R}\underline{P}$ (Fig. VI.79(c)) qui est pleinement contrôlable.

Cependant, cette information peut n'être pas suffisante pour certaines catégories de robots tels que le MePaM [Car+10] pour lequel il a été montré dans [Vig14] qu'utiliser les coordonnées de Plücker des droites passant par les jambes conduit à une commandabilité partielle du robot dans son espace de travail. Un résultat similaire est peut être démontré dans le cas de la plate-forme de Gough-Stewart. Ainsi, l'apport d'informations additionnelles peut être nécessaire, telles que l'observation d'autres éléments, l'utilisation des données codeurs, etc.

Notons que la contrôlabilité d'un robot 3-$\underline{P}RR$ avec ses articulations prismatiques parallèles a été analysée en fonction des caractéristiques observées dans [Ros15].

Discussion

Afin de conclure cette partie, il est nécessaire de mentionner que, dans les travaux présentés, j'ai considéré que l'espace des mesures capteur est le même que l'espace des directions de jambes. Cependant, si l'on utilise par exemple une caméra, les directions de jambes ne sont pas mesurées directement mais reconstruites à partir de l'observation des bords des jambes dans l'espace caméra en 2D [AMM05]. Ainsi, pour la reconstruction de la direction d'une jambe, une cartographie entre l'espace caméra et l'espace tri-dimensionnel réel est impliquée, et cette cartographie comporte des singularités (cf. [MR93] pour un exemple de singularités de cartographie). Il est donc nécessaire de prendre en compte ces singularités supplémentaires afin d'avoir la meilleure précision d'estimation possible.

VI.2.2.4 Conclusions

Mes contributions majeures concernant la conception et la commande de robots parallèles rapides et précis ont été synthéthisées dans cette partie. Ces travaux ont pris leur place dans le projet ANR ARROW.

Sur la conception des robots parallèles rapides et précis, j'ai proposé une nouvelle architecture de robot à deux degrés de liberté en translation ayant la particularité d'avoir une architecture spatiale, ce qui lui confère une bonne raideur intrinsèque. Ses singularités ont été étudiées afin d'obtenir tous les jeux de paramètres de conception permettant de concevoir un robot sans singularité. Une méthode d'optimisation de sa conception a été proposée et appliquée à la réalisation d'un prototype qui a d'ores et déjà montré d'excellentes performances en termes d'accélération et de répétabilité. Des travaux sont toujours en cours afin d'améliorer sa précision absolue et de rejeter les vibrations liées aux fortes dynamiques mises en œuvre, afin de gagner en temps de cycle.

Concernant la commande de robots parallèles rapides et précis, j'ai développé un outil appelé "robot caché" qui permet d'étudier les performances de certains types de contrôleurs basés capteurs et observation des jambes en mouvement. Ces contrôleurs ont montré qu'ils avaient un potentiel intéressant afin d'améliorer les performances en termes de précision absolue des robots rapides, mais certaines de leurs caractéristiques restaient incomprises. Cette incompréhension a été levée quand j'ai démontré que certaines équations utilisées dans ces contrôleurs correspondaient en fait aux modèles géométriques et cinématiques de robots virtuels cachés dans le contrôleur et différents du robot réel. Avec l'aide du concept de robot caché, les singularités de la cartographie peuvent être étudiées, et il devient possible de savoir si cette cartographie est un difféomorphisme global ou pas. Cela rend donc possible l'analyse et la certification de la contrôlabilité des robots utilisant ce type de contrôleur. Les modèles de robots cachés de différentes familles de robots parallèles ont été étudiés (des simulations et expérimentations ont prouvé leur existence) et une classification entre les robots non contrôlables, partiellement contrôlables, totalement contrôlables, ou qui le deviennent quand on ajoute des mesures supplémentaire a été réalisée.

D'autres travaux sur la conception de robots rapides et précis, en collaboration avec S. Caro, ont concerné la synthèse d'architectures spatiales à deux *ddl* de translation [NCB13a].

Un catalogue de plus de 900 architectures (planes ou spatiales) a été décrit et ces architectures ont été comparées et classées en termes de complexité de conception [Nur12]. Par la suite, nous avons aussi travaillé sur l'analyse de leur raideur intrinsèque en essyant de définir un indice pertinent permettant de la décrire [Sam13].

VI.2.2.5 Brevets, articles et thèses de doctorat et de master associés

Ces travaux ont été réalisés en partie dans le cadre

— des thèses de doctorat de Coralie Germain et de Victor Rosenzveig,

— des thèses de master de Coralie Germain, Yingcong Deng, Latifah Nurahmi, Marteen Samuel et Alessia Vignolo.

Ils ont donné lieu à la publication de

— deux articles de revues internationales

1. **S. Briot**, P. Martinet et V. Rosenzveig. "The Hidden Robot : an Efficient Concept Contributing to the Analysis of the Controllability of Parallel Robots in Advanced Visual Servoing Techniques". In : *IEEE Transactions on Robotics* 31.6 (2015), p. 1337–1352.
2. C. Germain, S. Caro, **S. Briot** et P. Wenger. "Singularity-free Design of the Translational Parallel Manipulator IRSBot-2". In : *Mechanism and Machine Theory* 64 (2013), p. 262–285.

— onze articles de conférences internationales

1. A. Vignolo, **S. Briot**, P. Martinet et C. Chen. "End-effector pose estimation of the Monash Epicyclic-Parallel Manipulator through the visual observation of its legs". In : *Proceedings of the 2015 International Conference on Advanced Robotics (ICAR 2015)*. Istanbul, Turkey, juil. 2015.
2. **S. Briot**, V. Rosenzveig et P. Martinet. "The Hidden Robot Concept : a Tool for Control Analysis and Robot Control-based Design". In : *Advances in Robot Kinematic (ARK 2014)*. Ljubljana, Slovenia, juil. 2014.
3. C. Germain, **S. Briot**, S. Caro, J.B. Izard et C. Baradat. "Task-oriented design of a high-speed parallel robot for pick-and-place operations". In : *Proceedings of the Task-based Optimal Design of Robots (ICRA 2014 WS), 2014 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2014)*. Hong Kong, China, mai 2014.
4. V. Rosenzveig, **S. Briot**, P. Martinet, E. Özgür et N. Bouton. "A Method for Simplifying the Analysis of Leg-Based Visual Servoing of Parallel Robots". In : *Proceedings of 2014 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2014)*. Hong Kong, China, mai 2014.
5. A. Vignolo, **S. Briot**, P. Martinet et C. Chen. "Comparative Analysis of two Types of Leg-observation-based Visual Servoing Approaches for the Control of the Five-bar Mechanism". In : *Proceedings of the 2014 Australasian Conference on Robotics and Automation (ACRA 2014)*. University of Melbourne, Australia, déc. 2014.
6. **S. Briot** et P. Martinet. "Minimal Representation for the Control of Gough-Stewart Platforms via Leg Observation Considering a Hidden Robot Model". In : *Proceedings of the 2013 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2013)*. Karlsruhe, Germany, mai 2013.

7. C. Germain, S. Caro, **S. Briot** et P. Wenger. "Optimal Design of the IRSBot-2 Based on an Optimized Test Trajectory". In : *Proceedings of the ASME 2013 International Design Engineering Technical Conferences & Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2013)*. Portland, Oregon, USA, août 2013.
8. L. Nurahmi, S. Caro et **S. Briot**. "Type Synthesis of Two DOF Translational Parallel Manipulators with Hybrid Legs". In : *Computational Kinematics (CK 2013)*. Barcelona, Spain, mai 2013.
9. V. Rosenzveig, **S. Briot** et P. Martinet. "Minimal Representation for the Control of the Adept Quattro with Rigid Platform via Leg Observation Considering a Hidden Robot Model". In : *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2013)*. Tokyo Big Sight, Japan, nov. 2013.
10. C. Germain, **S. Briot**, S. Caro et P. Wenger. "Constraint Singularity-Free Design of the IRSBot-2". In : *Advances in Robot Kinematics (ARK 2012)*. Innsbruck, Austria, juin 2012.
11. C. Germain, **S. Briot**, V. Glazunov, S. Caro et P. P. Wenger. "IRSBOT-2 : A Novel Two-Dof Parallel Robot for High-Speed Operations". In : *Proceedings of the ASME 2011 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2011)*. Washington DC, USA, août 2011.

— un brevet

1. S. Briot, S. Caro et C. Germain. "Robot Parallèle à Deux Degrés de Liberté Présentant Deux Chaînes Cinématiques dont la Raideur en Flexion est Maximisée". FR2967603 – JP 2013-540316 – US 2014-0020500 – PCT/EP2011/070598. 25 mai 2012.

VII

Conclusion Générale et Perspectives

VII.1 Conclusion Générale

Le travail que j'ai présenté dans ce mémoire traite de mes contributions à la maîtrise de la dynamique des robots parallèles. Le premier chapitre présente une introduction générale de mes travaux de recherche. Le deuxième chapitre présente mon curriculum vitæ. Mes activités d'encadrement, les projets de recherche que j'ai montés ainsi que ceux auxquels j'ai participé et une synthèse de mes collaborations nationales et internationales sont mentionnés dans le troisième chapitre. Mon rayonnement au sein de la communauté scientifique, qui se traduit par des activités d'intérêt général, la participation à des comités d'expertise, des activités éditoriales, la participation à l'organisation de colloques et quelques distinctions scientifiques, ainsi que la liste de mes publications ont été décrits dans le quatrième chapitre. Le cinquième chapitre synthétise mes activités d'enseignement. Le sixième chapitre présente plus en détail mes activités de recherche principales qui sont organisées autour des deux thèmes suivants : (i) Maîtrise de la dynamique des robots parallèles ; (ii) Conception et commande de nouveaux robots parallèles aux performances dynamiques améliorées.

Mes contributions principales autour de la maîtrise de la dynamique des robots parallèles se sont concentrées sur quatre points majeurs :

1. *L'étude des conditions de dégénérescence du modèle dynamique des robots parallèles :* L'étude de la dégénérescence du modèle dynamique des robots parallèles à proximité des singularités est un sujet qui a été peu traité dans la littérature, alors que la compréhension des phénomènes physiques existant à proximité ou dans les configurations singulières est cruciale si l'on souhaite faire traverser une singularité au robot afin d'augmenter la taille de son espace de travail opérationnel.

   Mes contributions principales dans cette partie ont concerné :

   — la réalisation d'une étude complète et générique de toutes les conditions de dégénérescence du modèle dynamique des robots parallèles rigides en y associant systématiquement des critères de non dégénérescence,

   — la proposition d'explications physiques reliées aux critères de traversée de singularités,

   — l'étude des conditions de dégénérescence du modèle dynamique des robots parallèles flexibles,

— le développement de contrôleurs *ad hoc* dédiés au problème de la traversée de singularité.

2. *L'identification des paramètres du modèle dynamique rigide :* Maîtriser les performances dynamiques d'un robot passe par la nécessité d'obtenir une modélisation la plus proche possible de la réalité. L'identification des paramètres des modèles dynamiques rigides des robots parallèles est un problème qui a été très peu traité dans la littérature, puisque l'on considère souvent (à tort) que les techniques usuelles d'identification utilisées sur les robots sériels sont transposables directement à cette classe de robots. En fait, il y a certaines spécificités qui font en sorte que l'application de ces techniques sur les robots parallèles n'est pas directe. Mes contributions ont été de proposer des méthodologies d'identification :
   — basées sur un calcul systématique, complet et direct du modèle dynamique inverse d'identification des robots parallèles, redondants ou pas,
   — permettant d'obtenir un jeu de paramètres dynamiques symétriques si le robot a des jambes d'architecture identique,
   — permettant d'identifier "en un coup" sans avoir recours à des méthodes lourdes (i) tous les paramètres dynamiques de tous les corps du robot et (ii) tous les gains d'actionnement,
   — basées sur d'autres types de modèles que les modèles dynamiques inverses (ex : modèles en puissance),
   — permettant le calcul de jeux de paramètres standard les plus proches des paramètres *a priori* issus de la CAO.
3. *La modélisation élastodynamique :* Pour les robots rapides, des phénomènes complexes, qui vont faire décroître les performances du mécanisme (en termes de précision, temps de cycle, fatigue, etc.), entrent en jeu. Les déformations et vibrations des robots liées aux fortes vitesses et accélérations en font partie.
   Les modèles élastodynamiques étant très gourmants en temps de calcul à cause du nombre élevé d'opérations, j'ai proposé d'utiliser un modèle de Newton-Euler généralisé (connu pour réduire le nombre d'opérateurs) combiné avec le principe des puissances virtuelles et des algorithmes récursifs pour le calcul des vitesses et accélérations des corps. Cette approche a été utilisée pour calculer les vibrations des robots et a été encore simplifiée pour être utilisée pour le calcul (uniquement) des fréquences propres.
4. *La proposition de techniques d'équilibrage :* La plupart des techniques d'équilibrage sont complexes à mettre en œuvre. Mes travaux dans ce domaine se sont donc concentrés sur la diminution de la complexité de mise en œuvre des techniques d'équilibrage (statique ou dynamique) afin de pouvoir les utiliser sur les robots parallèles par :
   — La proposition de méthodes d'équilibrage des forces et moments d'inertie obtenues par l'ajout d'un ou plusieurs groupes d'Assur de type RRR plan dans les mécanisme. Les avantages de l'utilisation de ces groupes d'Assur sont :

(a) qu'ils ne rajoutent pas de *ddl* supplémentaires dans le mécanisme, et ne modifient donc pas son mouvement, et n'impactent pas ses performances en termes de précision par exemple,

(b) en servant de chaîne de substitution dans la transmission des efforts entre certains corps du mécanisme et la base, ils permettent d'équilibrer une partie des efforts inertiels qui, normalement, ne peuvent pas être compensés à cause des propriétés intrinsèquement liées à l'utilisation de liaisons prismatiques.

Les méthodes proposées sont génériques et s'appliquent à tous types de robots plans.

— La proposition d'une méthode de minimisation des forces d'inertie du robot par la génération de mouvements optimaux pour son centre des masses. Les avantages de l'utilisation de cette méthode sont :

(a) la méthode ne nécessite pas de modification de l'architecture du robot par ajout de contrepoids et peut donc s'utiliser sur n'importe quel robot.

(b) les efforts moteurs des robots sont considérablement moins élevés que dans le cas où des contrepoids sont utilisés pour garantir l'équilibrage.

Mes contributions principales autour de la conception et commande de nouveaux robots parallèles aux performances statiques et dynamiques améliorées se sont concentrées sur deux travaux majeurs :

1. *La conception de robots pour le déplacement de lourdes charges :* j'ai travaillé sur l'analyse, la conception et l'amélioration des performances d'une nouvelle famille de robots parallèles aux mouvements découplés (appelés PAMINSA) ayant une particularité : le nouveau type de découplage mis en jeu conduit au fait que les moteurs permettant le déplacement de l'effecteur des robots PAMINSA dans le plan horizontal n'ont pas à supporter la charge sur l'effecteur dans un mode de fonctionnement quasi-statique tandis que ce sont les moteurs permettant les autres types de déplacements qui supportent la charge. Un tel type de découplage permet de créer des robots capables de manipuler de lourdes charges, car la création de tels robots nécessite l'utilisation de moins de moteurs de forte puissance (et donc coûteux) contrairement à des robots classiques.

2. *La conception et la commande de robots rapides et précis :* je me suis intéressé au cas des robots rapides et précis pour l'assemblage de composants électroniques qui doivent se déplacer le plus rapidement possible entre les points de prise et de dépose (afin de minimiser le temps de cycle) tout en garantissant des précision importantes et des vibrations minimales (afin de gagner en temps de cycle) aux points extrémité de la trajectoire.

   Dans le but de contribuer à ce problème, j'ai proposé une nouvelle architecture de robot à deux degrés de liberté en translation (nommée IRSBot-2) ayant la particularité d'avoir une architecture spatiale, ce qui lui confère une bonne raideur intrinsèque

contrairement à ses concurrents. Les travaux ont conduit à la réalisation d'un prototype de robot IRSBot-2 capable d'atteindre des vitesses pour l'effecteur de 6 m/s, des accélérations de 20 G tout en ayant une répétabilité inférieure à 20 microns et une précision absolue de l'ordre de 50 microns dans un espace de travail opérationnel de 800×100 mm.

Afin de garantir les précisions désirées malgré les fortes dynamiques rencontrées, je me suis aussi intéressé à l'utilisation de contrôleurs basés capteurs extéroceptifs. J'ai développé un outil nommé "robot caché" qui permet de comprendre les caractéristiques de des contrôleurs basés sur l'observation des jambes en mouvement. Cet outil permet d'étudier les singularités de la cartographie entre l'espace des observations et l'espace cartésien, et de savoir si cette cartographie est un difféomorphisme global ou pas. Cet outil simplifie et certifie l'analyse de la contrôlabilité des robots utilisant ce type de contrôleur.

Tous les résultats présentés, exception faite de ceux sur l'équilibrage dynamique, ont été validés expérimentalement.

VII.2 Perspectives

Mon programme de recherche pour les dix prochaines années s'intègre dans les thématiques de recherche de la nouvelle équipe intitulée ARMEN (Autonomie des Robots et Maîtrise des interactions avec l'ENvironnement) portée par Philippe Martinet, créée dans le cadre de la restructuration de l'IRCCyN liée au processus de fusion avec le LINA (Laboratoire d'Informatique de NAntes), et qui est une des quatre équipes du pôle Robotique, Procédés, Calcul.

À l'heure actuelle, le robot est amené à s'intégrer de manière optimale dans son environnement, le terme "environnement" pouvant se comprendre de différentes manières possibles :

— *environnement au sens du milieu dans lequel évolue le système robotisé :* généralement, ce milieu est dynamique, mal modélisé ou incertain, et partagé avec d'autres systèmes et des hommes.

— *environnement au sens écologique du terme :* il est méconnu que l'utilisation des robots (sans même considérer le procédé industriel pour lequel ils seront utilisés) à un impact écologique considérable pendant toutes les phases du cycle de vie (conception / réalisation et utilisation).

Concevoir et maîtriser des systèmes capables d'adresser les deux facettes du terme "environnement" sont deux objectifs prioritaires de l'équipe.

Les enjeux associés sont :

— *gagner en précision :* à la fois (i) les environnements dans lesquels le robot évolue et interagit et (ii) les modèles associés aux robots et aux environnements sont imprécis. Nous cherchons à maîtriser l'évolution des robots en prenant en compte le fait qu'à la fois le comportement du robot et/ou de son environnement est incertain et/ou mal

modélisé. Nous cherchons aussi à repenser la conception des robots afin de les rendre plus précis, en intégrant au stade le plus amont possible les problématiques liées à la commande et à la perception.

— *gagner en autonomie :* faire évoluer des robots dans des environnements réels et dynamiques. Nous cherchons à doter les robots de capacités de perception, analyse et décision en environnements réels. Nous cherchons aussi à penser au stade amont l'architecture du robot afin de le doter d'une capacité d'adaptation à l'environnement dans lequel il doit évoluer.

— *minimiser l'impact environnemental :* pendant toutes les phases du cycle de vie du robot (conception/réalisation et utilisation), le robot impacte son environnement (rejet de CO_2, consommation énergétique élevée). Nous cherchons à diminuer cet impact en repensant totalement la conception des robots.

L'objectif de l'équipe est de développer des outils et méthodes scientifiques pour résoudre ces enjeux et de prouver leur efficacité sur des démonstrateurs en environnements réels.

Pour répondre aux enjeux mentionnés, l'équipe est pluridisciplinaire (composée de six membres, deux mécaniciens et quatre automaticiens). Ainsi, le périmètre scientifique de l'équipe se décompose en trois thèmes :

— Conception orientée environnements,

— Interaction avec l'environnement,

— Perception de l'environnement.

Les interactions entre ces différents thèmes permettent d'adresser différentes facettes des domaines d'application suivants (projets fédérateurs de l'équipe) :

— Maîtrise des systèmes dynamiques,

— Robotique des grands espaces,

— Conception de robots à faibles impacts environnementaux,

— Maîtrise des systèmes déformables,

— Robots reconfigurables.

Les objets sur lesquels nous travaillons sont les robots parallèles, les manipulateurs multi-bras, les drones, les robots mobiles. Je suis personnellement l'animateur scientifique du thème "Conception orientée environnements" et des projets fédérateurs "Maîtrise des systèmes dynamiques" et "Conception de robots à faibles impacts environnementaux".

Le programme de recherche que je souhaite développer pour les dix prochaines années se concentre autours de deux grands axes thématiques (Fig. VII.1) :

— Maîtrise de la dynamique des systèmes,

— Conception de robots orientée environnements.

Le premier thème "Maîtrise de la dynamique des systèmes" s'inscrit dans la continuité de mes activités de recherche. L'autre thème "Conception de robots orientée environnements" comporte des composantes en rupture qui seront détaillées ci-dessous.

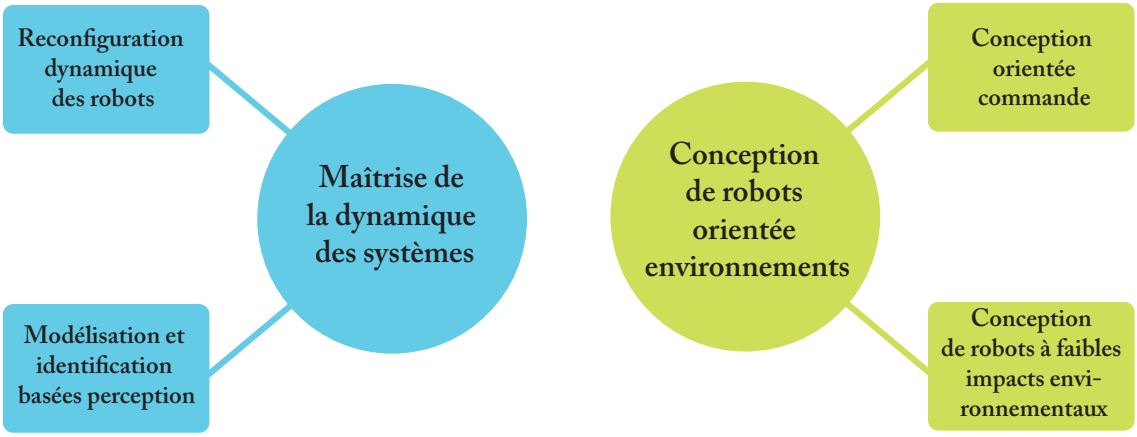


Figure VII.1 – Perspectives globales de recherche

VII.2.1 Perspectives sur la maîtrise de la dynamique des systèmes

Les activités que je souhaite mener sur la maîtrise de la dynamique des systèmes ciblent (Fig. VII.1) :

— La reconfiguration dynamique des robots,

— La modélisation et l'identification basées perception.

Ces activités, qui s'inscrivent dans la continuité de mes travaux de recherche actuels, sont détaillées ci-dessous.

VII.2.1.1 Reconfiguration dynamique des robots

Ces travaux s'inscrivent dans la continuité de l'étude de la dégénérescence du modèle dynamique et de la traversée possible des singularités (Fig. VII.2).

Dans ce sujet, de nombreux points restent à creuser, parmi lesquels

— *Certifier que l'on a traversé la singularité :* Lorsque l'on passe d'un mode d'assemblage à un autre en traversant une singularité de Type 2, cela se traduit d'un point de vue équationnel par un changement dans le choix de la solution correspondante du modèle géométrique direct qui permet de prédire la configuration de l'effecteur. Ce choix peut être éventuellement fixé par une mesure extéroceptive appropriée. Mais si nous n'avons pas accès à cette mesure, il est nécessaire de proposer des stratégies alternatives basées sur la connaissance de la position des moteurs seulement.

Dans ce dernier cas, plusieurs questions émergent, à savoir :

- Des méthodes pour choisir la bonne solution au modèle géométrique direct existent, pas exemple grâce à l'utilisation d'outils tels que l'analyse par intervalles [Mer04]. Cependant, ces méthodes ont des limitations liées au fait que si deux solutions sont trop proches, ainsi que cela se passe dans le cas d'une proximité de singularité, il est impossible de savoir quelle solution doit être choisie. Comment dans ce cas savoir si le robot a bien traversé la singularité ?
- Dans le cas où la traversée de singularité échoue ("rebond" sur le lieu de singularité ou éventuellement blocage), comment détecter le fait que le robot n'a pas réussi à traverser sans information extéroceptive ?

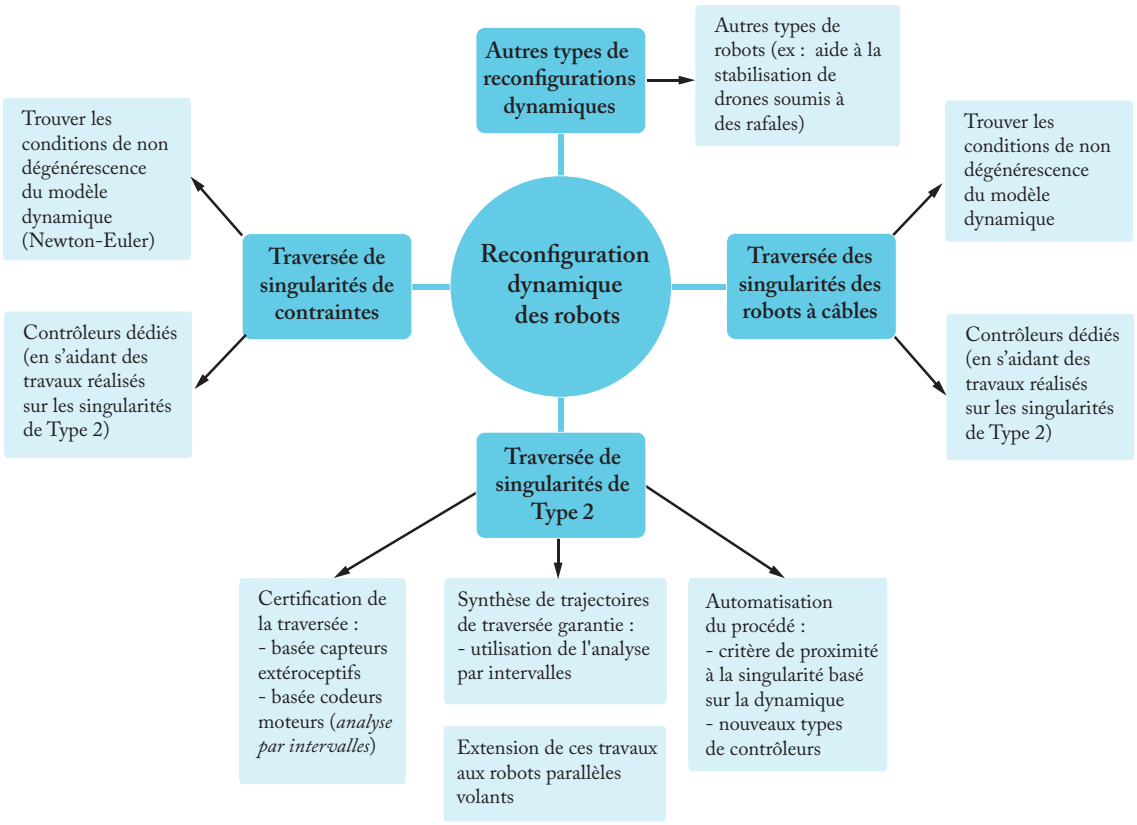
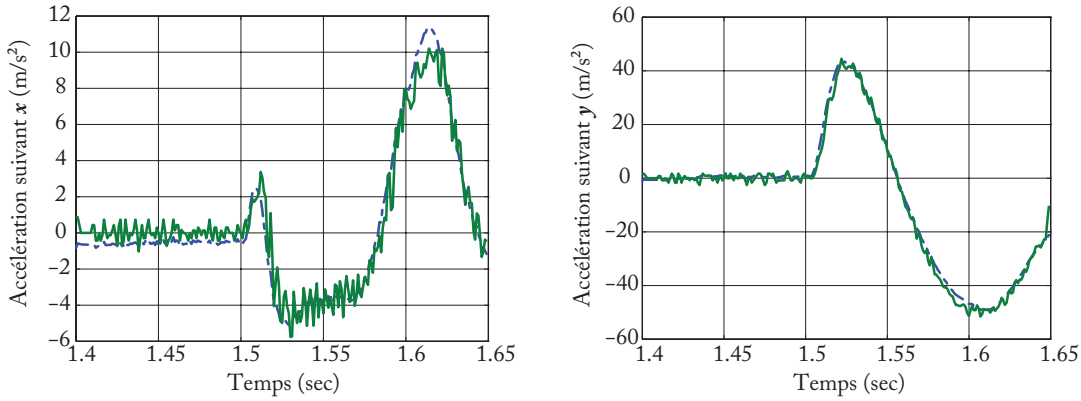


Figure VII.2 – Perspectives de recherche sur la reconfiguration dynamique des robots

Afin de répondre à ces questions, une idée serait de modifier l'algorithme [Mer04] en utilisant la connaissance que l'on peut avoir sur la vitesse et l'accélération de l'effecteur (via les modèles géometriques et cinématiques directs) dans le mode d'assemblage de départ afin d'estimer si le robot a réussi ou pas à traverser. Cependant, à proximité des singularités de Type 2, ces modèles dégénèrent et ne sont plus capables d'estimer correctement ces données. De plus, un autre problème d'ordre pratique est lié aux données codeurs. En effet, les codeurs utilisés classiquement sont incrémentaux et ne donnent qu'une seule information en position, ce qui conduit aux problèmes suivants :

- l'estimation de la vitesse et de l'accélération des moteurs ne peut se faire que par dérivation numérique et filtrage, impliquant ainsi un déphasage du signal et du coup une incertitude sur l'estimation,
- l'estimation de l'accélération des moteurs en ligne n'est généralement pas utilisée en ligne puisque la double dérivation numérique à partir des données codeurs conduit à trop de bruitage des données et il est difficile de mettre une confiance importante dans le signal estimé filtré.

Cependant, il existe des pistes de réponse afin de pallier ces problèmes. Il est par exemple possible d'estimer l'accélération *de l'effecteur* grâce à l'information sur les couples moteurs qui peut être utilisée dans le modèle dynamique direct projeté sur la plate-forme via la matrice Jacobienne cinématique transpose inverse. On peut démontrer que ce modèle ne dégénère jamais en singularité de Type 2. Ainsi, il est possible



(a) Accélération suivant $\boldsymbol{x}$ (b) Accélération suivant $\boldsymbol{y}$

Figure VII.3 – Accélération de l'effecteur du DexTAR de l'ETS reconstruite (hors singularité) suivant deux méthodes différentes : (i) par l'utilisation du modèle cinématique du second ordre (en vert, ligne pleine) et (ii) par l'utilisation du modèle dynamique direct (en bleu, ligne pointillée). Le mouvement démarre à 1.5 sec et on voit qu'avant ce temps, à cause des imprécisions du modèle dynamique, l'accélération qu'il reconstruit est différente de zéro. On voit aussi nettement le bruitage des signaux d'accélération reconstruits à partir du modèle cinématique du second ordre et de la valeur des données codeurs dérivées numeriquement deux fois.

de se passer de l'utilisation des modèles cinématiques pour obtenir l'information sur l'accélération de l'effecteur. Cependant, cette estimation reste entâchée d'erreur (cf. Fig. VII.3) mais il est envisageable de borner ces erreurs à partir de la connaissance que l'on peut avoir sur l'identification des paramètres dynamiques du modèle.

De plus, il peut être possible grâce à des techniques d'analyse par intervalles de trouver une borne sur la vitesse de l'effecteur via l'expression du modèle cinématique implicite donné à l'equation (VI.1) et ainsi de savoir de manière certifiée si le robot a traversé la singularité ou pas. Ces pistes restent à creuser.

— *Synthétiser des trajectoires de traversée garantie :* Afin de rendre robuste les trajectoires de traversée de singularité, nous avons décidé dans nos travaux actuels d'annuler les dérivées du critère de travsersée à l'ordre n. C'est une première étape vers la synthèse de trajectoires robustes, mais pour autant la traversée n'est pas garantie vu que cette manière de faire ne prend pas du tout en compte l'incertitude que l'on peut avoir sur la connaissance de la géometrie du robot et de sa modélisation dynamique.

Dans le même ordre d'idée que ce qui a été proposé au point précédent, pourquoi ne pas imaginer utiliser l'analyse par intervalles afin de (1) quantifier l'incertitude sur le suivi d'une trajectoire donnée à partir du suivi estimé par un simulateur du robot le plus proche possible de la réalité (présence de bruits sur les données, modèle dynamique identifié) et (2) faire une synthèse de trajectoires garantissant la traversée.

— *Automatiser le procédé :* Pour l'instant, la traversée de singularité s'effectue grâce à la planification hors ligne d'une trajectoire optimale de traversée de singularité. C'est donc à l'utilisateur de détecter en tout temps si le robot doit ou non traverser une singularité afin de se déplacer du point A au point B. C'est une solution assez peu pratique pour un développement industriel de cette technique d'augmentation de la

taille de l'espace de travail opérationnel des robots parallèles.

Afin de pallier ce problème, il faut réussir à projeter plus d'intelligence sur le contrôleur afin de tendre vers une solution pour laquelle l'utilisateur du robot donne juste les points de départ et d'arrivée et c'est le robot qui va décider en ligne de la trajectoire qu'il doit parcourir.

Des questions se posent afin de résoudre ce problème, à savoir :

- il est nécessaire de trouver un critère de proximité à la singularité pertinent, générique et suffisamment sensible afin que le contrôleur puisse adapter rapidement (en quelques millisecondes) sa trajectoire afin de respecter le critère de traversée et aussi passer d'une loi de commande à l'autre dans l'approche multi-modèle que nous utilisons.

  En fait, d'un point de vue numérique, la dégénérescence du modèle dynamique dans le contrôleur qui conduit à l'échec de la traversée pourrait mieux se maîtriser et éventuellement aussi se détecter si on changeait le jeu de coordonnées généralisées utilisées. En fait, comme cela a été montré dans [Agh05], on peut modifier le jeu de coordonnées généralisées du robot afin de réduire les erreurs numériques dans le contrôleur. Dans ce travail, le jeu de coordonnées généralisées est modifié à chaque instant t (il n'existe donc pas un jeu de coordonnées unique améliorant la solution du problème) afin de garantir que la précision numérique dans le cadre de simulations ou d'utilisation dans le contrôleur est la meilleure. Le définition du jeu de coordonnées est basé sur une analyse numérique de la matrice d'inertie du robot, à partir de laquelle on peut en déduire des critères de performances.

- la loi de commande multi-modèle est-elle la plus adaptée à une automatisation du passage de la singularité ? Il serait intéressant de regarder d'autres lois de commande, telle celle présentée dans [Mir+13] qui est une loi de commande permettant d'assurer une stabilité asymptotique pour des robots sous-actionnés. Cette loi de commande est basée sur la connaissance du modèle dynamique du robot qui est réécrit sous une forme mettant en évidence les équations de zéros liées au sous-actionnement. Par la suite, une dynamique interne (loi périodique) est imposée sur la composante sous-actionnée via une technique de commande avancée. Vu qu'en singularité de Type 2, un robot parallèle est localement sous-actionné, pourquoi ne pas réfléchir à l'implémentation d'une telle commande qui peut gérer elle-même de manière automatique les dynamiques internes du système ?

— *Traverser des singularités de contraintes :* A ma connaissance, aucun travail de recherche ne s'est encore penché sur le changement dynamique de mode d'opération. Pourtant, cette reconfiguration par changement de mode d'opération est très intéressante puisque la modification de la mobilité du mécanisme peut permettre l'utilisation des robots parallèles pour réaliser de nouveaux procédés industriels. Par exemple, il est possible d'imaginer un robot parallèle sur lequel seraient embarqués plusieurs

outils (sans utiliser de chargeur d'outil lourd à déplacer par le mécanisme) afin de réaliser plusieurs tâches d'usinage complexes grâce à un changement optimal de mode d'opération. Ce type de système pourrait permettre à l'industriel d'utiliser un seul moyen de fabrication (un robot unique) pour réaliser plusieurs tâches, aboutissant ainsi à un gain de place et de masse (architectures mécaniques plus légères) avec des machines plus rapides, moins gourmandes en énergie et moins chères.

De manière analogue à ce qui a été fait pour les singularités de Type 2, il faut étudier la dégénéresce de la dynamique des contraintes sur la plate-forme du robot. Or, cette dynamique n'est pas forcément modélisée dans le formalisme appliqué sur les robots parallèles que j'ai présenté dans l'Annexe A (surtout dans le cas où la plate-forme est hyperstatique). Il faut donc revoir ce formalisme, et éventuellement en proposer un dédié à la modélisation des contraintes sur l'effecteur, puis en étudier ses conditions de dégénérescence afin d'en extraire des conditions de traversée de singularité de contrainte. Il faudra aussi trouver des contrôleurs dédiés à ce type de reconfigurabilité.

— *Traverser des singularités de robots à câbles :* en plus des singularités présentes sur les robots parallèles usuels, les singularités dynamiques des robots à câbles apparaissent aussi lors d'une perte de tension dans un jeu de câbles donnés. On peut imaginer, de manière analogue à ce qui a été fait sur les robots parallèles, la génération de trajectoires et la définition de contrôleurs *ad hoc* permettant de passer par ces types de singularités.

Ces travaux sont des travaux clairement en continuité avec le sujet actuel sur l'étude de la dégénérescence du modèle dynamique des robots parallèles. Une autre perspective est d'étendre cette étude à d'autres classes de robots afin de les amener à utiliser la reconfigurabilité dynamique pour améliorer leurs performances. Par exemple, pourquoi ne pas imaginer des drones reconfigurables en dynamique.

En effet, les drones sont de plus en plus utilisés dans la vie de tous les jours, afin de réaliser des films, de livrer des colis, de surveiller les départs de feu, etc. Ils sont aussi utilisés afin de faire de la manipulation d'objets. Des travaux récents ont montrés que des drones composant une flotte peuvent être reliés à un objet par des câbles afin de le manipuler dans un grand espace de travail [SK13]. En faisant cela, ces drones peuvent être perçus comme un robot parallèle volant à câbles. Cependant, à cause de la limitation intrinsèque des câbles qui ne peuvent travailler qu'en tension, l'objet à manipuler ne peut jamais être positionné au-dessus de l'ensemble de drones, mais seulement en-dessous. Ceci limite l'utilisation de ces robots parallèles volants à câbles à certaines classes d'applications, et on ne peut par exemple pas envisager de les utiliser afin de faire des opérations de nettoyage de plafonds vitrés, de la manipulation d'objets au sommet d'étagères, etc.

Aussi, pourquoi ne pas chercher (i) à remplacer les câbles par des corps rigides et ainsi créer un robot parallèle volant et (ii) à montrer, en utilisant les techniques de traversée de singularités, qu'il est possible de positionner des objets au-dessus de l'ensemble de drones afin de réaliser des opérations dans cette posture. Bien entendu, outre l'aspect génération de

trajectoires optimales et définition de contrôleurs avancés, des problèmes annexes arrivent :

— l'estimation fine de la position, de la vitesse et de l'accélération relative entre drones qui est nécessaire au suivi des trajectoires de traversée,

— la gestion des sur-contraintes mécaniques entre les drones (par exemple dans le cas d'un système mécanique à moins de 6 *ddl* reliant les drones), qui impliquent que certains mouvements d'un drone impacteront le mouvement des autres,

— la mise en place de commandes à couples calculés efficaces sur les drones, basées sur une estimation des paramètres dynamiques à la fois des corps en mouvement du robot parallèle volant et des intéractions des drones avec l'air.

Programme de travail sur la reconfiguration dynamique des robots

Travaux à court terme (0–3 ans) :

— certification de la traversée, et automatiser le procédé de traversée,

— application aux robots parallèles volants reconfigurables.

Notons que sur ces travaux à court terme, j'ai la chance d'avoir deux doctorants qui commenceront à travailler dessus à partir d'octobre 2015 (un doctorant par item).

Travaux à moyen terme (3–6 ans) :

— synthèse de trajectoires garanties,

— traversée des singularités de contrainte.

Travaux à long terme (6–10 ans) :

— reconfigurabilité dynamique de robots autres que robots parallèles (ex : reconfigurabilité de la structure mécanique de drones, leur permettant de mieux résister à des rafales, ou au contraire leur permettre de voler à très grande vitesse),

— traversée des singularités de robots à câbles.

VII.2.1.2 Modélisation et identification basées perception

La maîtrise de la dynamique des systèmes passe en partie par la maîtrise des interactions avec l'environnement. Dans ce cas, les aspects perception, et modélisation pour la perception, sont très importants. Ces travaux poursuivent donc les activités que j'ai commencé à aborder sur l'analyse des modèles de robots cachés, c'est-à-dire l'analyse des modèles basés perception.

De nombreux points sont à étudier dans ces domaines (Fig. VII.4) :

— *Analyse des modèles basés perception :* le concept de robots cachés peut s'étendre à de nombreuses classes de robots et de nombreux types de capteurs. Par exemple, dans le cas de robots bi-bras, les techniques usuelles d'asservissement visuel utilisent l'observation directe de l'objet manipulé. Cela fonctionne bien si la géométrie du corps est reconnaissable. Ce n'est pas toujours le cas, surtout si le corps est déformable et donc, par définition, a une géométrie variable et difficile à observer, ou bien si le

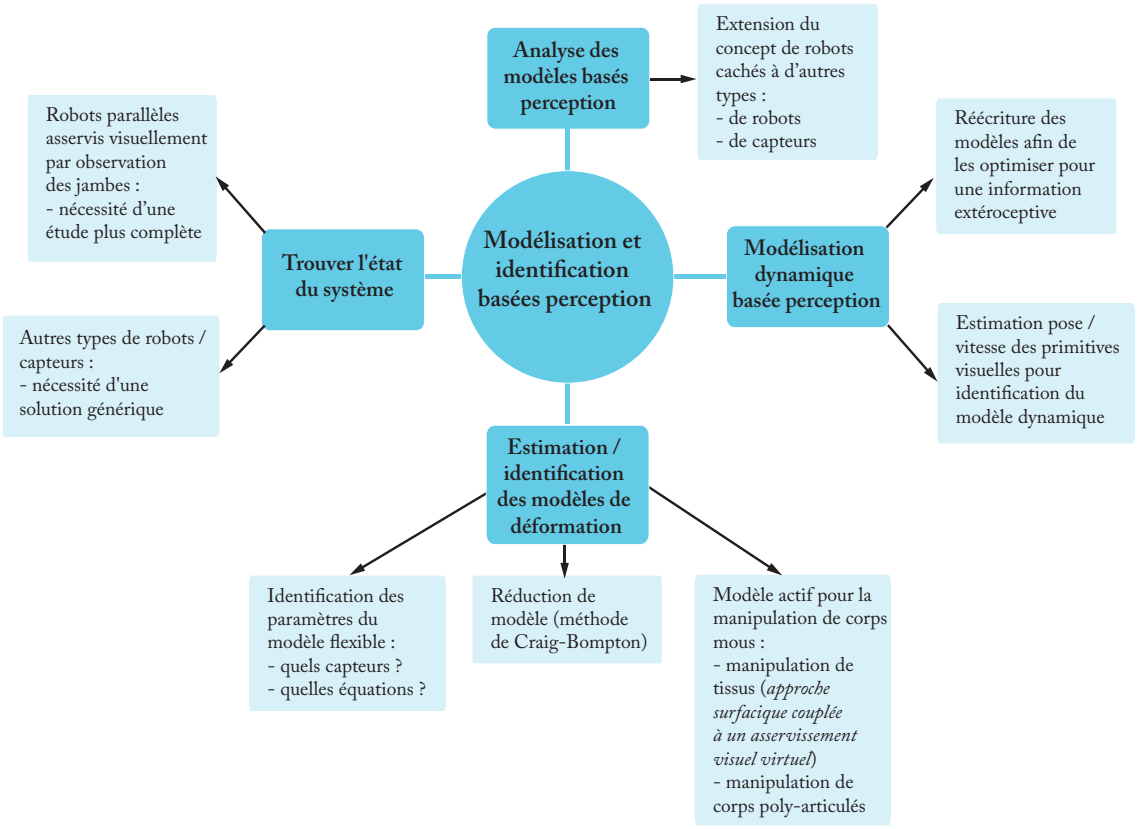


Figure VII.4 – Perspectives de recherche sur la modélisation et l'identification basées perception

corps est caché par un obstacle. Afin de réaliser l'asservissement visuel du corps manipulé, une idée est donc de ne plus chercher à observer le corps, mais certains corps rigides des robots le manipulant (l'information contenue dans l'observation d'un seul corps n'étant pas forcément suffisante), par exemple ceux les plus proches de l'objet manipulé afin d'avoir une idée (potentiellement partielle mais suffisante) de la configuration des robots. On peut dans ce cas démontrer que l'observation des corps du robot conduit à reconstruire un robot parallèle virtuel qui est caché dans le contrôleur et qui est différent du robot bi-bras réel (Fig. VII.5). C'est ce robot virtuel qu'il sera nécessaire d'asservir de manière adéquate (en évitant ses singularités qui impactent fortement la précision) pour positionner finement le corps manipulé.

— *Trouver l'état du système :* Dans le cas de certains robots, tels les robots parallèles, la connaissance des coordonnées et vitesses moteurs ne permet pas d'estimer avec certitude l'état du système (position et vitesse de n'importe quel corps, et surtout de l'effecteur). Ceci est dû à la présence, pour un jeu de coordonnées moteurs, de nombreux modes d'assemblage pour le robot qu'il est impossible de différencier, sauf en utilisant des algorithmes spécifiques [Mer04]. Or la connaissance de l'état du système est la seule solution permettant de garantir la commandabilité du robot dans tout son espace de travail (voir Section VI.2.2.3). En d'autres termes, l'estimation de l'état du robot n'est possible de manière certaine que s'il existe un difféomorphisme global entre la mesure et la configuration du robot.

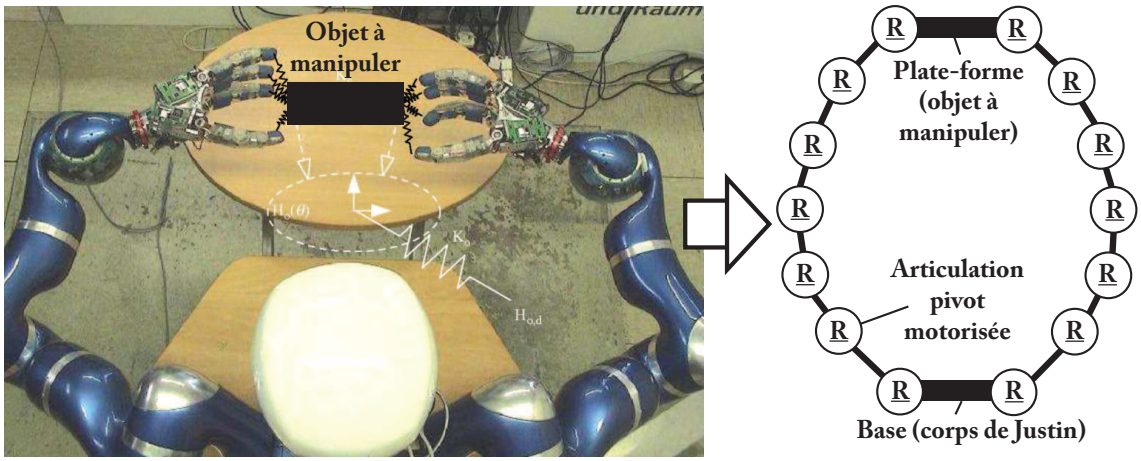


Figure VII.5 – Robot collaboratif Justin manipulant un objet (boucle fermée), et l'architecture de robot parallèle correspondante dans le cas où seuls la mesure des codeurs moteurs est prise en compte.

L'estimation de la configuration de certains corps par vision peut aider, comme nous l'avons montré dans ce mémoire pour un asservissement visuel basé observation des jambes, mais :

1. dans le cas des robots parallèles asservis visuellement par observation des jambes, une étude plus complète reste à réaliser afin de définir avec certitude, pour n'importe quel robot, quel jeu minimal de corps observés doit être utilisé afin d'avoir un difféomorphisme global,
2. dans le cas soit d'un autre type de robot, soit d'un autre type de capteur, il n'existe pas de réponse générique à cette question.

Dans ces deux cas, il est clair que le concept du robot caché peut aider à trouver la réponse, et il est nécessaire d'étendre ce concept à d'autres classes de robots et d'autres types de capteurs.

— *Modélisation dynamique basée perception :* il est nécessaire de revisiter le calcul symbolique des modèles dynamiques des robots asservis par capteurs extéroceptifs afin qu'il puisse intégrer les informations venant de ces capteurs. En effet, les modèles dynamiques classiques sont optimisés pour minimiser le nombre d'opérateurs "+", "−", "×" et "/" nécessaires au calcul du modèle [KD02]. Ces modèles optimisés sont très utiles pour différentes raisons, comme mentionné précédemment :

- dans un processus de conception optimale, les algorithmes d'optimisation testent des milliers de paramètres de conception possibles pour le robot à concevoir. Si le temps de calcul requis pour une itération de calcul du modèle élastodynamique d'un robot n'est pas minimisé, il peut se passer des jours, voire des mois, avant d'obtenir les résultats.
- ce temps de calcul élevé est aussi un problème dans le cadre de la synthèse de contrôleurs puisque le temps de simulation est ralenti.
- des modèles sous forme symbolique, avec un nombre d'opérateurs et de variables intermédiaires minimal, sont requis pour les procédures d'identification de modèle

afin de minimiser le risque de propagation des erreurs liées aux données mesurées bruitées.

Des algorithmes de calcul optimal du modèle ont été proposés dans le passé pour obtenir ces modèles en fonction de la configuration, vitesse et accélération articulaire du robot données par les capteurs proprioceptifs [KD02]. Il faut les revisiter pour obtenir leur expression symbolique minimisée en termes d'opérateurs mais avec pour entrée les informations venant des capteurs extéroceptifs.

Un challenge dans cette partie concerne aussi l'estimation de la vitesse et de l'accélération des primitives visuelles observées. En effet, comme il l'a été montré dans [Dah+09], la différentiation numérique n'est pas forcément la plus efficace pour reconstruire la vitesse d'une primitive suivie dans l'image. Ceci a été montré dans le cas où la primitive était un cercle, et il faut chercher à étendre cette approche (afin de la comparer avec des méthodes plus classiques) à d'autres types de primitives.

— *Estimation / identification des modèles de déformation :* À l'heure actuelle, il reste des difficultés concernant l'utilisation des modèles élastodynamiques dans la commande, malgré les résultats prometteurs montrés dans la Section VI.1.3 :

- l'identification des paramètres du modèle flexible : les techniques développées pour le moment dans ce sujet sont essentiellement centrées sur un calcul du modèle d'identification basé codeurs et/ou mesure des couples moteurs [Jan+11] ; [Jub14]. Une première difficulté rencontrée dans ces techniques, qui est d'ordre pratique, est liée au fait qu'afin d'obtenir le modèle d'identification des paramètres flexibles, il faut dériver quatre fois le signal venant des codeurs. C'est un problème quand on connaît les soucis liés à l'estimation de l'accélération basée codeurs (bruit, problème de filtrage des données, etc.). Une seconde difficulté est que la résolution du problème est basée sur la minimisation de l'erreur entre le modèle reconstruit et les mesures des efforts moteurs. Or, même si les phénomènes élastodynamiques influencent la valeur des efforts moteurs, cette influence est très faible devant les phénomènes liés aux paramètres rigides. Il est donc difficile d'estimer des paramètres flexibles qui ne sont pas prépondants sur la valeur des efforts moteurs. Par contre, ces paramètres flexibles vont influencer fortement les position, vitesse, accélération de l'effecteur, et des différents corps du robot qui peuvent alimenter les équations en zéro qui sont plus sensibles aux paramètres flexibles que les équations des efforts moteurs. Il faut donc essayer de se baser sur une information extéroceptive pertinente et à définir (éventuellement au cas par cas) afin de nourrir le modèle élastodynamique et de l'identifier à la fois sur les équations des efforts moteurs et les équations en zéro.
- la réduction de modèle : il est possible d'améliorer le temps de calcul des modèles élastodynamiques créés en réduisant leur complexité de calcul par des méthodes de réduction de modèle, type Craig-Bompton [CB68] ; [Cra81]. Ces techniques n'ont pas encore été appliquées sur la réduction du modèle élastodynamique des robots parallèles et sont à étudier dans le futur.

D'autres challenges intéressants dans cette partie concernent la mise en place de modèles actifs de déformation de corps dans la commande, comme par exemple dans le cadre de la manipulation multi-bras de corps mous. De manière historique, la manipulation d'objets déformables a été étudiée en tout premier lieu dans le domaine médical pour des applications à temps réel ou temps différé qui cherchaient à imiter le comportement élastique d'objets non rigides sous l'effet d'influences externes [Mei+05] ; [Cot08]. La modélisation du matériau à manipuler [Wad+00] ; [SL01] et de ses interactions avec l'environnement externe [Dur04] est considérée comme un élément clé permettant de réussir une telle manipulation. Des approches de modélisation basée sur un formalisme énergétique ou sur l'utilisation d'éléments discrets élastiques linéaires ont été utilisées [HW00]. Un état de l'art récent sur la modélisation des matériaux mous peut être trouvé dans [Ess13].

Parmi les travaux les plus pertinents, [Mee94] a proposé une approche de contrôle par impédance (basée modèle) pour la manipulation bi-bras de corps flexibles. Cette approche utilise la connaissance des modèles dynamiques du corps manipulé et des robots. Des méthodes d'apprentissages ont été utilisées dans [HB00] afin de déterminer les paramètres des modèles des corps manipulés, paramètres considérés inconnus a priori. Dans [DS11], une approche utilisant un critère énergétique basé sur l'erreur de forme entre l'objet sans et avec déformations a été proposé. [Nav+13] propose un contrôleur n'utilisant pas de modèle du corps à manipuler et compense cette non-connaissance par un retour visuel. [Mai+10] vise le problème de la manipulation de serviettes par un robot en utilisant une approche par retour stéréo-vision.

Comme on le voit, beaucoup de travaux existent déjà sur le sujet. Cependant, il est possible d'améliorer les performances pour la manipulation de certaines classes de matériaux ou d'objets, par exemple, dans le cadre de la manipulation de bandes de tissu à base de composites pour la dépose dans des moules de formes complexes, qui fait l'objet d'un dépôt de projet Echord++ appelé RoboLayout (partenaires : Tecnalia, IRCCyN, Carbures). Cette action n'est pas envisageable sans mettre en œuvre un recalage en ligne basé perception visuelle 3D du modèle de déformation du tissu. Toute la complexité du problème revient à recaler le modèle surfacique correspondant au modèle du tissu manipulé sur le nuage de points non uniforme capté par vision afin d'estimer en temps réel comment va se comporter le tissu lors des déplacements du robot (afin de prévoir les déplacements à réaliser). Afin de recaler le modèle surfacique de déformations, des techniques basées sur des approches d'asservissement visuel virtuel [SB98] seront étudiés afin de trouver la portion de surface qui s'intègre au mieux au nuage de points sous contraintes (aire égale à l'aire de la bande rélle, conditions d'orthogonalité des bords, etc.).

D'autres classes d'objets déformables dont la manipulation nécessite une étude plus approfondie sont les objets de type multi-corps articulés par des liaisons passives (type "accordéon") pour lesquels l'utilisation d'outils dédiés à l'étude des robots parallèles pourraient apporter des solutions permettant de faciliter la manipulation.

Programme de travail en modélisation et identification basées perception

Travaux à court terme (0–3 ans) :

— Extension du concept de modèle de robots caché à d'autres primitives observées sur les robots parallèles,

— Réécriture des modèles dynamiques rigides de robots parallèles basées observation des jambes, et identification basée perception,

— Estimation pose/vitesse des primitives observées sur les jambes des robots parallèles,

— Asservissement visuel des robots ultra-rapides,

— Contrôle de robots bi-bras en utilisant le formalisme du robot caché,

— Modélisation active de tissus composites pour la dépose dans des moules de formes complexes.

Travaux à moyen terme (3–6 ans) :

— Développement d'un concept générique permettant de définir l'état d'un système à partir d'un jeu minimal de caractéristiques observées, pour tout type de capteurs,

— Réécriture des modèles dynamiques des robots parallèles basés perception, pour tout type de capteurs,

— Application de techniques de réduction de modèles,

— Extension du formalisme du robot caché à d'autres types de robots, d'autres types de capteurs.

Travaux à long terme (6–10 ans) :

— Réécriture des modèles dynamiques basés perception, pour tout type de capteurs et de robots,

— Identification des paramètres flexibles basée perception.

VII.2.2 Perspectives sur la conception de robots orientée environnements

L'objectif de ce thème est de proposer des méthodes génériques pour l'analyse, l'évaluation et la conception de nouvelles architectures de robots et de mécanismes,

— en fonction d'un environnement donné (environnement en termes de milieu dans lequel le robot évolue, interagit, etc.) : le robot doit être doté d'un système de perception efficace associé à un contrôleur performant et il faut penser la conception du robot de manière intégrée afin que l'ensemble {architecture mécanique – contrôleur – capteurs – moteurs} soit le plus performant possible.

— à faible impact pour l'environnement dans lequel ils évoluent (moins de pollution, moins de consommation énergétique, etc.)

Les activités que je souhaite mener en conception orientée environnements ciblent (Fig. VII.1) :

— La proposition de méthodologies de conception orientée commande qui vont permettre de faire en sorte que l'ensemble {architecture mécanique – contrôleur – capteurs – moteurs} soit le plus performant possible pour une tâche, un ensemble de tâches, ou un environnement donnés,

— La conception de robots à faibles impacts environnementaux.

Ces activités sont en rupture pour les raisons suivantes :

— Méthodologies de conception orientée commande : bien que ces activités s'inscrivent dans la continuité des travaux que j'ai effectué sur l'analyse des performances de la commande basée vision et la définition de robots cachés, il y a rupture méthodologique puisqu'il n'existe pas à ce jour de méthodologies de conception orientée commande applicables aux robots industriels.

— Conception de robots à faibles impacts environnementaux : prendre en compte l'impact environnemental des robots dès le stade de la conception est un domaine qui a été très peu étudié. Comme je vais le détailler ci-dessous, je souhaite investiguer l'utilisation de matériaux à faibles impacts environnementaux pour la conception de robots (rupture scientifique nécessitant de mieux comprendre les problématiques de la science de matériaux). Je souhaite aussi travailler sur la réduction drastique de la consommation énergétique des robots. Pour les robots rapides, il n'existe à ce jour aucune solution classique applicable, et résoudre ce problème nécessite la définition de méthodologies en rupture.

  Je tiens à noter que les aspects de ruptures scientifiques et méthodologiques de ce thème ont été reconnus par les experts de l'ERC. En effet, en mars 2014, j'ai déposé un projet d'ERC Starting Grant nommé Robin Wood sur l'éco-conception de robots rapides et précis. Ce projet a passé la première étape de l'évaluation, ce qui ne peut être le cas que s'il y a rupture forte avec l'état de l'art. Ceci m'a permis d'être auditionné à Bruxelles. Cependant, le projet n'a finalement pas été retenu.

VII.2.2.1 Conception orientée commande

Le processus de conception d'un robot (ou d'un produit, de manière plus générale) se présente comme suit [Fre99] (Fig VII.6). La première étape est d'analyser le besoin afin de formuler le problème de conception. La deuxième phase porte sur la conception préliminaire et vise à synthétiser des architectures de robots ainsi qu'à sélectionner les meilleures alternatives de conception. À ce stade, seuls les types de liaisons et leur arrangement sont connus (les dimensions du robot ne sont pas définies). La troisième phase traite de la mise en forme des éléments des robots sélectionnés en fonction de critères (ex : géométriques, cinématiques, élasto-statiques, dynamiques et élasto-dynamiques, etc.). La quatrième phase est la conception détaillée et consiste à sortir les dessins de définition des éléments des robots, synthétiser leurs tolérances dimensionnelles et géométriques et à réaliser les prototypes.

De manière usuelle, le processus de conception du robot est découplé : (1) les mécaniciens conçoivent une architecture de robot optimale par rapport à des performances mécaniques

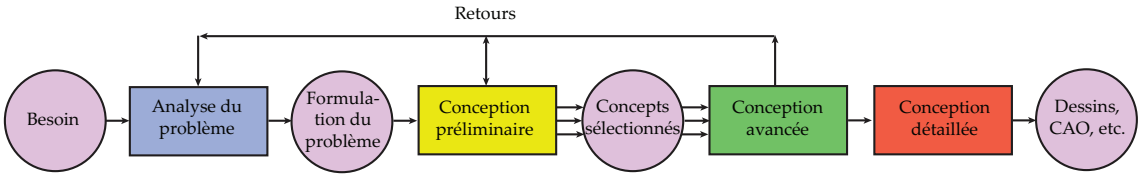


Figure VII.6 – Étapes pour la conception d'un produit.

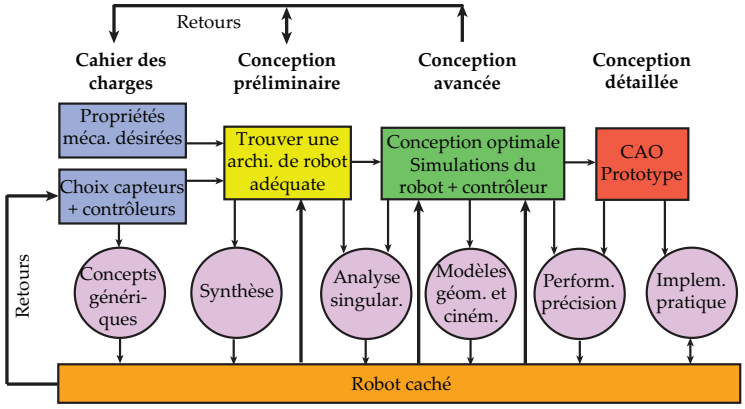


Figure VII.7 – Comment le concept de robot caché devrait être pris en compte dans le processus de conception.

(précision, raideur, dimension de l'espace de travail, etc.) puis (2), une fois l'architecture mécanique conçue, les automaticiens préparent son contrôleur. C'est un problème, puisque certaines lois de commande, telles les lois d'asservissement visuel basées observation des jambes en mouvement (Section VI.2.2.3) peuvent avoir des propriétés internes, liées à la présence de robots virtuels cachés dans le contrôleur différents du robot réel, impactant les performances du robot considéré dans son ensemble {architecture mécanique – contrôleur – capteurs – moteurs}.

Ainsi, l'utilisation de lois de commande basées capteurs extéroceptifs impose de repenser les méthodologies de conception en intégrant dans le processus de conception optimale des indices de performance orientée commande.

On peut ainsi utiliser le concept des robots cachés pour repenser le processus de conception du robot : ce concept peut conduire à la définition d'indices de performance "orientée commande" qui peuvent être utilisés dans la phase de conception afin d'obtenir les meilleures performances possibles en termes de précision de positionnement (Fig. VII.7).

Si, pour une application donnée, il est spécifié que le robot doit être contrôlé en utilisant des capteurs extéroceptifs qui observent des éléments en mouvement autres que l'effecteur, le concepteur doit savoir qu'une telle spécification conduit à la définition, pour n'importe quel type d'architecture de robot, d'un concept générique de robot caché. Donc, dans la phase de conception préliminaire, pour chaque architecture de robot, le modèle de robot caché correspondant peut être défini et ses singularités analysées. Un retour peut donc être donné au concepteur afin qu'il puisse choisir, par exemple lors de la phase de conception prélimnaire, les architectures de robots ayant le moins de configurations singulières, voire qu'il cherche à synthétiser des architectures garantissant la non présence de singularités à

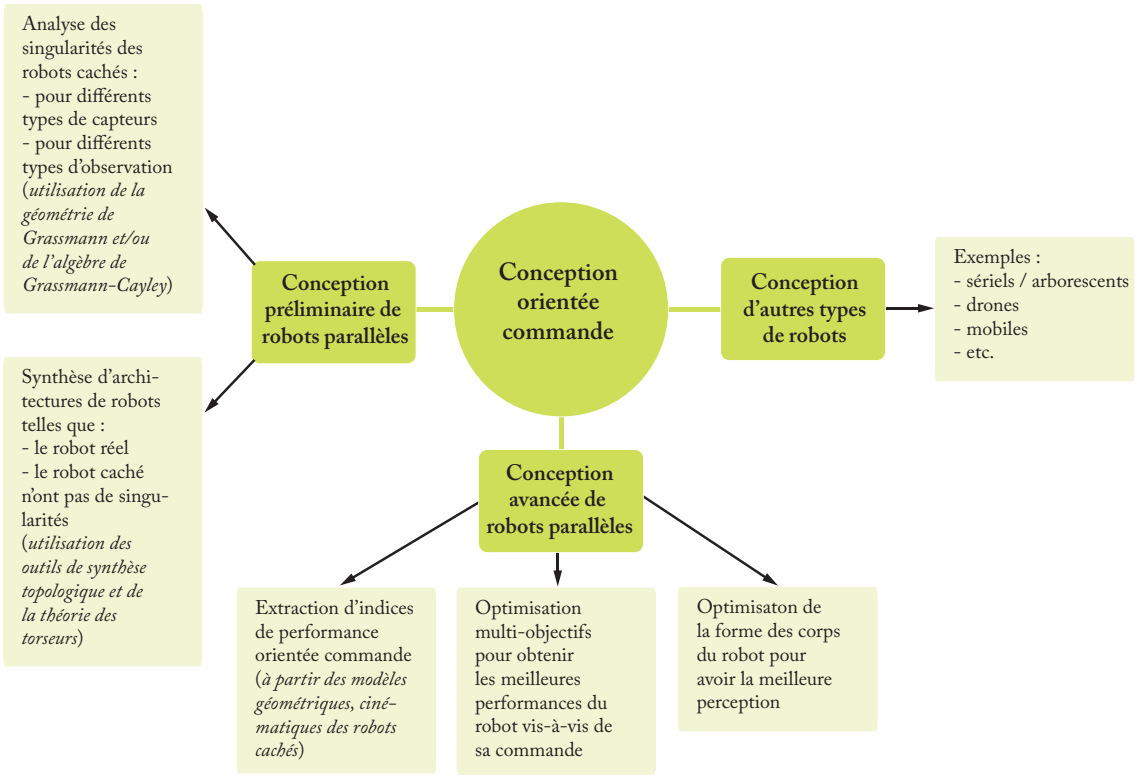


Figure VII.8 – Perspectives de recherche sur la conception orientée commande

la fois pour le robot réel et le robot caché. Si, pour n'importe quelle raison, tous les robots cachés sont singuliers architecturalement, les spécifications de conception concernant l'utilisation d'un type de capteur donné ou la définition des éléments du robot à observer doivent être modifiées (en proposant d'autres capteurs ou d'autres éléments à observer). Ensuite, une fois les architectures potentielles sélectionnées, elles doivent être optimisées dans la phase de conception avancée. Des modèles cinématiques plus détaillés pour les robots réels et les robots cachés dans le contrôleur sont définis et utilisés pour extraire des indices de performance (ex : précision), pour définir un contrôleur, et simuler le comportement du robot. Si les résultats ne correspondent pas aux spécifications, les étapes de conception précédentes doivent être revues. Enfin, pendant l'implémentation du contrôleur sur le robot manufacturé, les équations du robot caché doivent être implémentées. C'est ce type de méthodologies de conception que je propose de développer dans cet axe (Fig. VII.8).

D'autres aspects à développer dans cette partie concerne la définition de formes d'éléments à observer optimales par rapport au système de capteurs. Par exemple, dans les résultats donnés à la Section VI.2.2.3 de ce mémoire, les formes des éléments observés sont des cylindres. Les primitives à détecter dans l'image sont simples, c'est-à-dire que ce sont des droites. À partir de ces droites, images du cylindre dans l'espace caméra, on reconstruit la direction des éléments observés, voire leurs coordonnées de Plücker, en utilisant un modèle qui n'est pas entâché de singularités. Par exemple, si le cylindre est à une distance relativement grande du repère caméra, la reconstruction sera mauvaise car le modèle du cylindre projeté "s'approche" d'une singularité de reconstruction. Peut-être existe-t-il des

éléments de formes plus complexes à observer, avec des primitives plus complexes à obtenir dans l'espace caméra, mais dont le modèle de reconstruction est moins sensible aux effets de singularités que celui du cylindre ? On peut donc essayer de trouver la forme des éléments du robot qui sera optimale du point de vue de la perception.

La définition / l'application de ces méthodologies sera nourrie par l'analyse des modèles basés perception qui sera réalisée dans le cadre de l'axe "Modélisation et identification basées perception" (Section VII.2.1.2).

Programme de travail en conception orientée commande

Travaux à court terme (0–3 ans) : Conception orientée commande de robots parallèles asservis par observation visuelle des jambes, à tous les stades de la conception :

— Conception préliminaire,

— Conception avancée,

— Conception détaillée.

Afin de trouver des fonds pour réaliser ces travaux, j'ai déposé un projet Région Pays de la Loire nommé RobEcolo dont le but est la conception orientée commande d'un robot en bois. Ce projet, tout juste accepté par les instance régionales, débutera en octobre 2015 (durée de 3 ans, financement de 200 k€).

Travaux à moyen et long termes (3–10 ans) : Définition d'algorithmes de conception orientée commande applicables à

— optimisation de la forme des éléments des corps pour améliorer l'observation (tout type de capteurs),

— d'autres robots que les robots parallèles (robots sériels, robots mobiles, humanoïdes, etc.),

— d'autres types de capteurs que des caméras (centrales inertielles, lasers, systèmes à base de fibre optique, etc.),

— l'observation de n'importe quel type de corps / caractéristiques sur le robot.

VII.2.2.2 Conception de robots à faibles impacts environnementaux

La lutte contre le changement climatique est devenue une priorité en Europe. Afin de traiter ce problème crucial, le Conseil Européen a adopté en 2008 des objectifs environnementaux appelés "20-20-20 targets". Les deux premiers objectifs sont (1) de réduire de 20 % les émissions de gaz à effet de serre d'ici 2020 et (2) d'augmenter l'efficacité énergétique afin d'économiser 20 % de la consommation énergétique européenne [1]. De tels objectifs ne peuvent être obtenus sans une collaboration forte entre les gouvernements et l'industrie. Cependant, avec la crise financière, l'industrie européenne est confrontée aux problèmes liés à sa survie face aux pays à coût de main d'œuvre faible. Ainsi, il est nécessaire pour l'industrie européenne (i) d'innover et (ii) de robotiser ses procédés afin d'éviter la délocalisation

1. Pour 2030, l'ambition est de réduire de 40 % les émissions de gaz à effet de serre et de réduire de 27 % l'énergie consommée par les activités humaines.

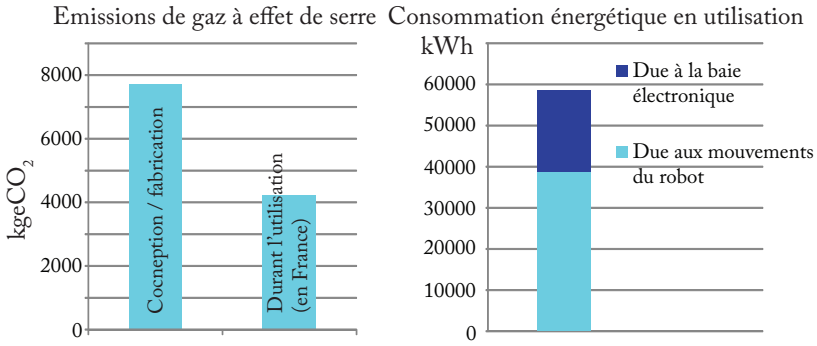


Figure VII.9 – Impact environnemental d'un robot Kuka KR 270 sur toute sa durée de vie (fabrication + 12 ans de service) / Consommation énergétique durant une phase d'utilisation de 12 ans.

et de renforcer la tendance actuelle de relocalisation [IFR15]. Cependant, l'utilisation des robots demande de l'énergie et conduit à une forte émission de gaz à effets de serre durant tout leur cycle de vie : de leur réalisation (à cause de l'extraction / production des matériaux bruts nécessaires à leur construction) jusqu'à leur fin de vie, sans oublier leur phase d'utilisation dans l'industrie.

En 2013, le stock opérationnel de robots comportait environ 1 500 000 unités tandis que 180 000 robots ont été vendus dans le monde (environ 43 000 en Europe, 30 000 aux États-Unis d'Amérique, 100 000 en Asie). Les experts estiment que les ventes augmenteront d'environ 12 % par an durant la période 2015–2017 [IFR15]. Il est possible d'estimer la consommation énergétique et les émissons de gaz à effet de serre durant le cycle de vie d'un robot (Fig. VII.9). Une étude récente réalisée par la société Fizians Environnement [Fiz15] montre qu'au moins 6.10^7 kWh d'énergie sont consommés tous les ans par le stock de robots [2] tandis qu'au moins 1 500 000 T de matériaux bruts (dont le stock sur Terre est limité) ont été utilisées pour les construire. Pour la réalisation des robots du stock mondial, l'équivalent de 11 000 000 T de CO_2 ont été relachées dans l'atmosphère [3].

La diminution des impacts environnementaux des robots ou des machines basées sur l'utilisation de systèmes articulés multi-corps (type machines-outils) est une thématique peu étudiée (contrairement à la diminution des impacts environnementaux des procédés pour lesquels ils sont utilisés). Parmi les projets pertinents, on notera les projets FP7 EcoFit et DEMAT qui ont étudié la réduction de l'impact environnemental des machines-outils. Dans ces projets, il a été proposé de réduire la masse des machines-outils afin de réduire leur impact environnemental et leur consommation énergétique. Ces nouvelles machines à poids réduit ont une raideur plus faible qui est compensée par la définition de contrôleurs avancés. La réduction de l'impact environnemental est important (50 % plus faible) mais si cette approche est pertinente pour les machines-outils, elle est difficile à reproduire pour les robots sans avoir une perte considérable de raideur (sauf si l'on utilise des composites de carbones extrêmement polluants). Le projet FP7 AREUS vise la réduction

2. C'est l'énergie produite par un réacteur nucléaire pendant un an.
3. C'est la quantité de CO_2 produite par plus de 36 000 000 camions roulant de Nantes à Paris.

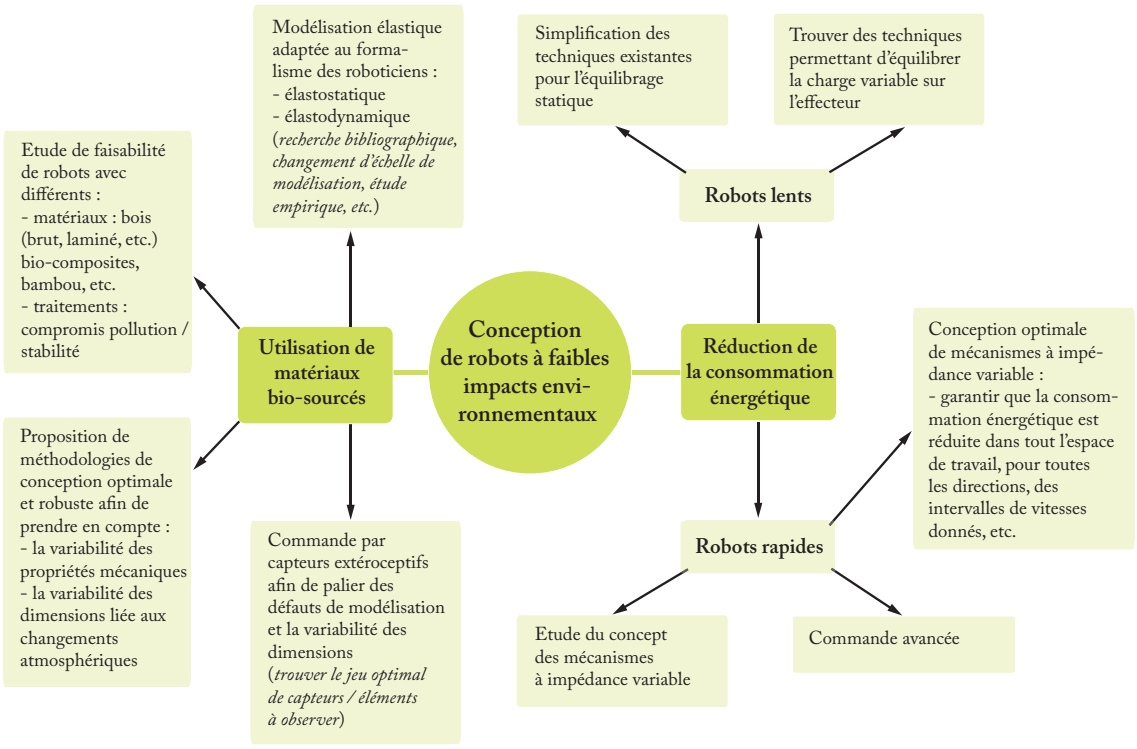


Figure VII.10 – Perspectives de recherche sur la conception de robots à faibles impacts environnementaux

de la consommation énergétique des robots à l'échelle de la cellule (et pas d'un seul robot) en améliorant les échanges d'énergie entre les robots de la cellule (un robot générant de l'ńergie, par exemple lors d'une phase de décélération, peut la redonner à un autre qui en a besoin). Les acteurs du projet ont déjà obtenu une réduction de l'énergie de l'ordre de 30 %.

Afin de réduire drastiquement (i) les émissions de gaz à effet de serre liées aux robots et (ii) leur consommation énergétique, il est nécessaire de repenser entièrement leur conception. Par "conception", j'entends la conception du robot dans sa totalité, c'est-à-dire une approche intégrée prenant en compte la conception de ses éléments mécaniques, son système d'actionnement, son contrôleur, sa baie électronique et ses capteurs.

Afin de répondre à cette problématique, je propose de reconcevoir les robots en utilisant des matériaux bio-sourcés qui ont un impact minimal (voire pas d'impact) pour l'environnement et de trouver des solutions innovantes permettant de réduire drastiquement la consommation énergétique (Fig. VII.10).

Problématiques liées à l'utilisation des matériaux bio-sourcés en Robotique

On a tendance à croire que l'impact environnemental d'une machine est surtout lié à son utilisation, et pas sa conception. Or, une étude récente réalisée sur l'impact environnemental d'un robot industriel [Fiz15] (Fig. VII.9) a révélé que plus de 60 % des gaz à effet de serre rejetés pendant le cycle de vie de cette machine l'étaient pendant la phase de conception / réalisation.

Aussi, jusqu'à maintenant, le concepteur d'un robot industriel ne se pose jamais la ques-

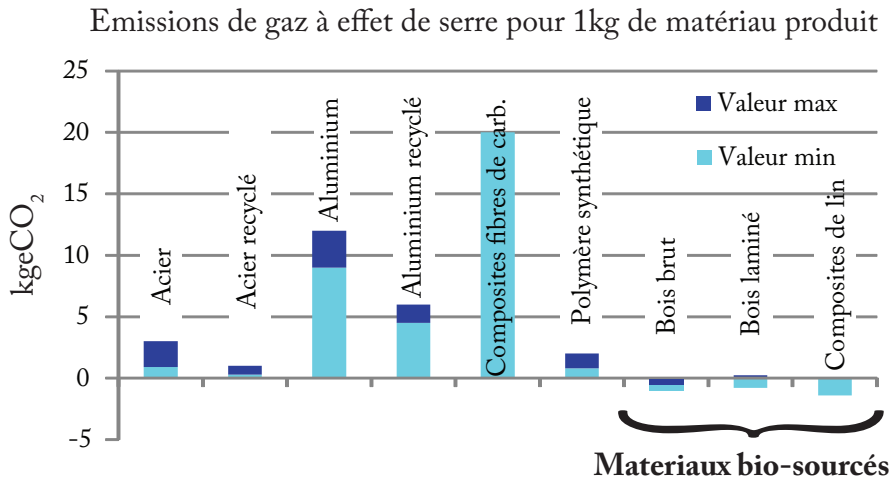


Figure VII.11 – Rejets de gaz à effet de serre (en kgeCO$_2$) pour la production d'un kilogramme de différents types de matériaux.

tion de l'impact de son robot pour l'environnement. Ainsi, il utilise des matériaux classiques (alliages d'aluminium, d'acier, composites de carbone) dont l'utilisation est extrêmement polluante (Fig. VII.11).

Prendre en compte cet impact environnemental pendant la phase de conception des robots industriels est une originalité en soi puisqu'aucun travail approfondi n'existe sur le sujet [4].

Je propose d'utiliser des matériaux bio-sourcés dans la phase de conception. Ces matériaux ont un impact bien inférieur aux valeurs mentionnées précédemment (par exemple, l'impact environnemental du bois mesuré en kgeCO$_2$ est négatif – de l'ordre de -0.5 à -1 kgeCO$_2$ – car le bois est un puits de CO$_2$; c'est similaire pour les composites à base de fibres textiles, le bambou, etc.) et ont des propriétés mécaniques intéressantes (le bois est utilisé en construction depuis des siècles pour son ratio raideur / masse élevé). D'autres types de matériaux bio-sourcés, comme les composites à base de fibres textiles (lin, chanvre, etc.) ont des impacts environnementaux faibles par rapport aux matériaux classiques.

Il est nécessaire d'étudier la faisabilité de la conception de robots industriels en matériaux bio-sourcés en garantissant la fiabilité des robots en termes de durée de vie et de performances mécaniques (précision, déformation sous charge, vibrations minimales, etc.). Pour être tout à fait clair, je souhaite remplacer des éléments réalisés en métal ou composites de carbone par des éléments réalisés en matériaux bio-sourcés. Les liaisons entre les segments seront toujours en métal (afin d'assurer un jeu minimal) et bien entendu les câbles, la motorisation, les capteurs, etc.

Prenons le cas du bois : le bois est un matériau bio-sourcé avec des propriétés mécaniques et physiques intéressantes qui le rendent pertinent pour la manufacture d'éléments

4. Notons que des chercheurs du LIRMM (Montpellier) ont dans le passé décidé de remplacer certains éléments en composites de carbone d'un robot industriel par des éléments usinés en bois, ceci afin de réduire son impact environnemental [Lau+10]. Cependant, cette étude datant de 2010, bien que montrant qu'il est possible d'avoir des propriétés mécaniques intéressantes pour le robot réalisé en bois, ne mentionne pas comment réussir à créer de manière certifiée un robot fiable, raide, vibrant peu et précis avec des éléments en bois (les performances du bois varient fortement entre deux arbres et les dimensions des éléments varient en fonction du taux d'humidité).

de robots. De plus, il est présent en grande quantité sur le sol de l'Union Européene (la surface de nos forêts augmente tous les ans), et il a déjà été très fortement utilisé dans l'industrie pour la conception de machines (avions, voitures, machines tournantes, etc.) jusqu'à l'apparition des matériaux plastiques et la production efficace des alliages d'aluminium (utilisés beaucoup dans l'aéronautique). Il a été remplacé principalement pour deux raisons : (i) un effet de mode lié à l'apparition de nouveaux matériaux et (ii) le couplage entre le fait que ses performances varient fortement entre deux arbres de la même espèce et que ses dimensions varient en fonction du taux d'humidité, ce qui l'a longtemps rendu inutilisable pour assurer de la précision dans une machine. Cependant, il est toujours utilisé dans la construction (grâce à ses très bonnes performances mécaniques en termes de déformation), dans la réalisation de prototypes (robot OpenArm v2.0 de Stanford [5]), de certaines voitures (cf. le constructeur Morgan) ou vélos, etc. Il a même été récemment introduit sur le marché de la robotique pour concevoir des pièces non structurelles (n'assurant pas les performances) sur certains robots (Shadow Robot, Willow Garage PR1).

La variabilité des propriétés et dimensions en fonction des conditions atmosphériques, mais aussi potentiellement des sollicitations mécaniques, thermiques, etc. et du vieillissement du matériau, n'est pas une problématique uniquement liée à l'utilisation du bois. Tous les matériaux bio-sourcés rencontrent les mêmes problèmes. Ceci conduit à un problème majeur qui est l'impossibilité de connaître avec certitude à l'avance les performances dynamiques et élastiques du robot. Afin de surpasser ce problème, plusieurs axes scientifiques ou technologiques seront explorés, parmi lesquels : (i) trouver des matériaux qui ont une meilleure stabilité (ex : utiliser des bois spéciaux type Accoya [Acc15]) (ii) trouver un traitement chimique (ou autre) adéquat [Kre10] ; [WP11] ; [Row12] (un compromis entre stabilité et pollution doit être recherché), (iii) trouver une forme adaptée aux éléments du robot (en utilisant des techniques d'optimisation géométrique ou topologique [All02] qui devront être adaptées au fait que les matériaux bio-sourcés sont usuellement anisotropes). Quels que soient les résultats obtenus dans chacun de ses axes, la modélisation du matériau devra répondre à des contraintes fortes en terme de rapport précision des résultats / coût numérique du calcul. Il existe des modèles extrêmement fins permettant de modéliser le comportement complexe des différents types de matériaux bio-sourcés, comme la viscoélasticité en milieu orthotrope (problématique du fluage) [Dub97], les retraits/gonflement liés à la mécano-sorption [RPP07] ou l'état hydrique à l'intérieur des sections [EHD11] (toutes les caractéristiques mécaniques sont en forte corrélation avec le taux d'humidité). A l'heure actuelle, ces modèles ne sont étudiés qu'à petite échelle (de l'ordre de quelques centimètres), et sont a priori trop lourd pour être adapté à l'échelle d'une pièce de robot de l'ordre d'une dizaine de centimètres. La problématique consiste à identifier jusqu'à quelle échelle de modélisation il est nécessaire d'aller pour modéliser avec la précision voulue le comportement

5. Le prototype de robot OpenArm de Stanford a une structure entière réalisée en bois mais cette structure ne permet pas de garantir la raideur ou la précision. Notons que ce n'est pas le but de ce robot, qui est un prototype de robot low-cost développé pour les interactions homme-robot, pas pour assurer des tâches nécessitant de la répétabilité, ce qui est cependant le cas de plus de 95 % des robots industriels actuels. De plus, les auteurs mentionnent dans leurs travaux que la version finale est prévue en métal et que le bois est utilisé dans la phase de prototypage seulement, à cause des variations dimensionnelles liées à l'humidité.

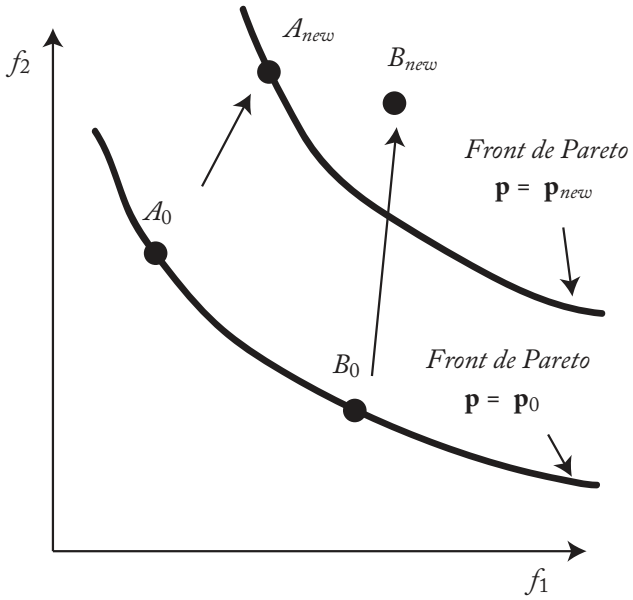


Figure VII.12 – Fronts de Pareto pour un *POMO* avec deux fonctions objectifs.

d'une pièce de robot. En plus des contraintes liées aux propriétés mécaniques, celles liées à la perception subjective des utilisateurs du robot [PY04] (afin d'améliorer l'acceptabilité des robots en matériaux bio-sourcés dans un contexte industriel) pourront être abordées. Cet ensemble devant permettre de (iv) développer un processus de conception robuste.

Concernant ce dernier point, la Fig. VII.12 illustre les solutions d'un problème d'optimisation multi-objectif (*POMO*) simple avec deux fonctions objectifs (*FO*) à optimiser (f_1, f_2) (par exemple, la masse du robot et sa raideur), des paramètres de conception (notés $\mathbf{x}$: ce sont les variables à trouver, par exemple les dimensions du robot) et des paramètres environnementaux (*PE*) (notés $\mathbf{p}$: ce sont des paramètres qui ne peuvent pas être fixés par le concepteur, par exemple le module d'élasticité du bois, etc.). $\mathbf{p}_0$ est la valeur nominale des *PE*. Prenons par exemple deux solutions A et B qui sont sur le front de Pareto (c'est-à-dire l'ensemble des solutions optimales non dominées du *POMO*). Faisons l'hypothèse que quand les *PE* $\mathbf{p}$ changent de $\mathbf{p}_0$ à $\mathbf{p}_{new}$, il y a de grandes variations dans l'espace de fonctions performance (*FP*) pour toutes les solutions. La position de A change de A_0 à A_{new} et B passe de B_0 à B_{new}. Dans le nouvel environnement $\mathbf{p} = \mathbf{p}_{new}$, la solution A est toujours sur le nouveau front de Pareto, ce qui veut dire que c'est toujours une des meilleures solutions du problème de conception. Par contre, la solution B n'est plus sur le nouveau front de Pareto, ce qui signifie qu'elle n'est plus un bon choix pour le concepteur. Dans cet exemple, le problème est simple puisque nous connaissons le nouvel environnement $\mathbf{p}_{new}$. Cependant, si on considère le cas de la variabilité des propriétés du bois, le nouvel environnement est inconnu et nous avons seulement une idée de la valeur moyenne et de l'écart type sur les propriétés. Néanmoins, de manière analogue à ce qui a été fait dans [WCB13], il est possible de définir des nouveaux indices de robustesse pour chaque *FO* qui seront définis dans notre *POMO* en les basant sur la moyenne et l'écart type des *FO* (que l'on pourra déduire de la valeur moyenne et de l'écart type sur les propriétés des

PE). L'idée est donc de minimiser à la fois les *FO* et les indices de robustesse afin d'obtenir la meilleure conception possible.

Afin d'assurer une conception robuste, nous devons définir des indices basés sur le comportement élastique des matériaux bio-sourcés. Nous allons donc devoir calculer les déformations du robot (en statique et dynamique) afin de caractériser son comportement. Nous allons devoir adapter les modèles élastiques de robots existants, qui ont été réalisés pour des robots faits avec des matériaux isotropes, au cas des matériaux bio-sourcés qui sont anisotropes [Ram10]. Pour la modélisation élastique des robots, trois méthodes principales sont utilisées [DE06] : (i) la méthode des éléments finis (*MEF*) [Bou+04] ; [EF99] ; [BCH07] qui est précise (car elle permet une modélisation réaliste de la forme des éléments et de leurs dimensions) mais extrêmement gourmande en temps de calcul (plusieurs minutes pour une seule configuration du robot) et qui ne peut donc pas être utilisée dans le processus de conception (pendant lequel les modèles sont calculés des milliers de fois) ou en temps réel dans le contrôleur ; (ii) l'analyse des matrices de structure (*AMS*) [Sha05] ; [DHM] ; [Imb79] qui est similaire à la *MEF* mais qui utilise des éléments de plus grande dimension (type poutres), et qui conduit donc à des temps de calcul plus courts, avec cependant une précision de modélisation plus faible ; (iii) la méthode des articulations virtuelles (*MAV*) [WAW06] ; [PCW09] dans laquelle les corps sont remplacés par un assemblage de segments rigides suivis par des articulations flexibles (ressorts virtuels). L'*AMS* et la *MAV* sont assez équivalentes en termes de temps de calcul, même si les résultats les plus récents ont montré que l'*AMS* peut tourner plus vite [BK14a]. Ces modèles qui ont été développés dans le passé pour des matériaux isotropes doivent être revisités / adaptés afin d'être utilisés avec des matériaux anisotropes tels que les matériaux bio-sourcés qui sont usuellement modélisés grâce à la *MEF*.

Le processus de conception robuste va permettre de garantir la réalisation d'un robot qui aura les meilleures performances possibles, entre autres choses en termes de déformation et vibration. Cependant, il ne permet pas de traiter les problèmes liés à la précision du robot (vu que les dimensions des matériaux bio-sourcés vont varier en fonction des conditions atmosphériques, etc.). Afin de pallier ces problèmes, des lois de commande adaptative peuvent être utilisées [CFH08] ; [CHS87] ; [SL87]. Elles sont performantes pour estimer en ligne les paramètres des modèles de robots et nous allons utiliser de telles lois pour l'estimation des paramètres des modèles géométriques, dynamiques et élastiques des robots conçus.

Des capteurs extéroceptifs combinés à des contrôleurs et des observateurs adéquats seront aussi utilisés afin d'estimer / contrôler de la manière la plus fine la configuration de l'effecteur [CH] ; [CH08]. Notons que l'utilisation de capteurs extéroceptifs dans la commande nécessitera de développer des algorithmes de conception orientée commande (cf. Section VII.2.2.1).

Problématiques liées à la définition de solutions permettant de réduire la consommation énergétique des robots

La consommation énergétique des robots est un problème identifié au niveau industriel. Des travaux pour diminuer la consommation de la baie électrique (environ 30 % de l'énergie consommée) sont en cours chez des constructeurs de machines-outils (FP7 DEMAT) et chez Kuka. Peu de travaux proposent de diminuer l'énergie consommée par les moteurs des robots (environ 70 % de l'énergie consommée), et ceci quel que soit le type de déplacement (rapide ou lent) et quelle que soit la charge embarquée sur l'effecteur. Des systèmes de stockage ou de renvoi de l'énergie excédentaire sur le réseau électrique (lors d'une phase de décélération du robot, par exemple) existent mais ils sont onéreux, et certains doivent s'étudier à l'échelle de l'usine ou de la cellule de robots (FP7 AREUS). C'est incompatible avec leur utilisation dans les PMI/PME, et certaines usines de grands groupes (nécessité d'arrêt du réseau sur du long terme). Il est donc nécessaire de proposer de nouvelles solutions pour réduire l'énergie consommée par les moteurs. Les solutions mises en jeu ne seront pas forcément du même type si le robot est lent ou admet des dynamiques élévées.

Dans le cas des robots lents, les effets de gravité sont prépondérants. Aussi, des techniques d'équilibrage des effets de la pesanteur peuvent être envisagées afin de diminuer l'énergie consommée. Cependant, les techniques proposées pour les robots [AB15a] :

— sont usuellement complexes à mettre en œuvre,

— et peu d'entre elles permettent d'équilibrer la variation de la charge de l'effecteur du robot.

Ce qu'on peut retenir des solutions proposées pour l'équilibrage d'une charge variable, c'est qu'on trouve trois grands types de solutions :

— L'utilisation de contrepoids ajustables qui permettent de rétablir l'équilibre statique du mécanisme quelle que soit la charge donnée ⇒ dans ce cas, on trouve deux sous-catégories :

  - Les contrepoids ont une masse constante et on fait varier leur position par des moteurs [FF88] ; [CG09a],
  - Les contrepoids ont une position constante sur l'élément qu'ils équilibrent mais leur masse varie (généralement, ils sont réalisés comme des sphères creuses reliées à un système hydraulique qui permet leur remplissage / vidage et donc le changement de masse du contrepoids) [Lau+09] ; [Lac+13] ; [LGG10].

— L'utilisation de ressorts ajustables qui permettent de rétablir l'équilibre statique du mécanisme quelle que soit la charge donnée ⇒ dans ce cas, on peut aussi trouver deux sous-catégories :

  - La raideur du ressort est variable (on la fait varier grâce à un moteur qui va "tendre" le ressort, et donc le rendre plus raide), mais ses points d'accroche sont fixes [HSH05],
  - La raideur du ressort est constante, mais ont fait varier ses points d'attaches pour rétablir l'équilibre (grâce à un ou plusieurs moteurs) [Tak+11].

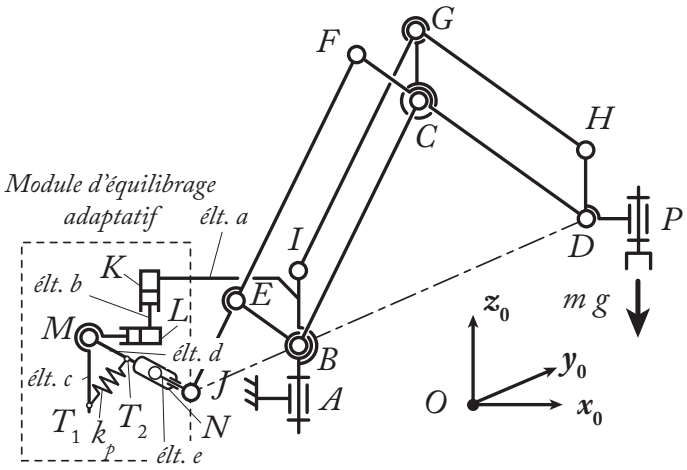


Figure VII.13 – Un robot industriel à quatre *ddl* avec système de compensation de la charge embarquée.

— L'utilisation d'un mécanisme auxiliaire permettant d'appliquer une force d'équilibrage sur l'effecteur grâce à l'utilisation d'un moteur supplémentaire qui applique en continu une force d'équilibrage variable [Bar+08a].

Dans tous les cas mentionnés, il faut apporter de l'énergie au système pour rétablir l'équilibre :

— Pour les contrepoids, il faut apporter de l'énergie pour déplacer les contrepoids qui sont soumis à la pesanteur, ou pour amener le liquide dans les sphères dans le cas du système hydraulique. De plus, l'approche nécessite généralement l'utilisation d'un grand nombre de contrepoids.

— Pour les ressorts, il faut aussi apporter de l'énergie pour les tendre ou déplacer leur point d'attache. De plus, l'approche nécessite généralement l'utilisation d'un grand nombre de ressorts.

— Pour le mécanisme auxiliaire avec le moteur qui applique une force d'équilibrage en continu, l'apport d'énergie est continu pour pouvoir supporter la charge variable (effets joules dissipatifs + perte systématique de l'énergie si non utilisation d'un amplificateur à quatre quadrants ou si les capacitors de l'amplificateur quatre quadrants ont un potentiel de stockage limité, ce qui est souvent le cas).

De plus, les systèmes proposés sont très complexes à mettre en place sur un robot (conception compliquée) et nécessitent l'utilisation de plusieurs moteurs auxiliaires très puissants pour réaliser l'équilibrage. Il est donc nécessaire de rechercher le développement de nouvelles solutions d'équilibrage de la charge variable, telle celle que j'ai proposée dans [BA15a] (Fig. VII.13) et pour laquelle une demande de brevet est en cours [BA14].

Dans le cas des robots à dynamiques rapides, les effets inertiels deviennent prépondérants, et les techniques d'équilibrage des effets de la pesanteur ne s'appliquent pas. Il est d'ailleurs usuellement pensé qu'il n'est pas possible de réduire drastiquement l'énergie consommée par les robots rapides par des techniques liées à la mécanique.

Le problème principal avec les opérations à haute cadence est que, pour atteindre la vitesse désirée quand le robot est à l'arrêt (par exemple dans des opérations de pick-and-place qui représentent plus de 90 % des cas d'application des robots rapides), une quantité énorme d'énergie doit être amenée dans le système afin de mettre le robot en mouvement, énergie que l'on va par la suite dissiper afin d'arrêter le robot. Ceci n'est pas efficace du tout : il serait bien plus intelligent de stocker l'énergie [6]. Afin de pallier le problème du stockage de l'énergie, les actionneurs à impédance variable ont été introduits il y a quelques années. De manière basique, ces actionneurs peuvent être représentés par un moteur, suivi d'un ressort dont la raideur peut varier de manière contrôlée. Ces actionneurs ont été au départ utilisés dans des applications où les robots intéragissent avec les humains (pour des raisons de sécurité du procédé) et par la suite pour l'adaptation lors de la locomotion de type marche (diminution des chocs lors du contact, etc.). Plus récemment, ils ont été utilisés pour réduire drastiquement la consommation énergétique d'un robot pour des opérations de pick-and-place [LKU12]. L'idée est de fixer de manière adéquate la valeur des raideurs des ressorts afin de mettre le robot en résonance. Les mouvements de pick-and-place étant des mouvements quasi-périodiques de pseudo-fréquence f, des efforts périodiques de faibles amplitudes peuvent alors produire des mouvements oscillants de large amplitude pour le robot. Le principe a été validé sur un robot lent de pick-and-place (temps de cycle de 13 sec au lieu de 0.3 sec pour un robot rapide standard) pour lequel la consommation énergétique a été réduite de 90 %, sans cependant garantir la précision du robot (répétabilité de plusieurs cm) et sa raideur. En effet, dans [LKU12], un ressort est mis entre les moteurs et les corps du robot (c'est incompatible avec les performances en précision et raideur). De plus, l'absence de tests à haute cadence empêche de savoir si les phénomènes liés aux fortes dynamiques (vibrations, chocs liés aux jeux, etc.) pénalisent les autres performances en précision et raideur.

Même si les premiers travaux dans [LKU12] montrent que l'utilisation d'actionneurs à impédance variable ne semble pas pertinent si l'on veut garantir de la raideur et de la précision, l'utilisation du principe de la résonance pour minimiser l'énergie consommée par les robots rapides est à retenir. Aussi, je propose d'étudier la faisabilité de robots basés sur l'utilisation de mécanismes à impédance variable (et pas de moteurs, *la différence est fondamentale*). L'idée de base est d'éviter absolument d'avoir des ressorts mis en série avec les moteurs afin que ces derniers puissent assurer la précision et la raideur (hors déformation des corps) du mécanisme, mais de conserver dans le mécanisme des ressorts positionnés de manière *ad hoc* dont la raideur peut être modulée afin de mettre le mécanisme en résonance. Une idée basique pour un tel mécanisme à deux *ddl* est proposée à la Fig. VII.14.

Un challenge pour la conception de tels mécanismes sera de garantir leurs performances dans tout l'espace de travail. En fait, pour un robot plan, l'utilisation du principe de la résonance peut sembler simple, comme tous les modes de résonances sont contenus dans le plan du déplacement. Le problème est moins trivial pour des robots spatiaux. Par exemple, pour un robot à 4 *ddl*, nous avons 4 variables (les 4 valeurs d'impédance des ressorts) pour

6. Des capacitors permettent de le faire déjà sur les amplificateurs à quatre quadrants, mais leurs performances en stockage sont limitées

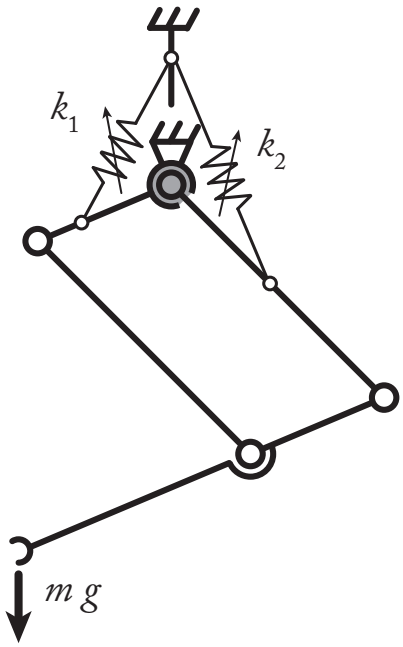


Figure VII.14 – Un mécanisme à impédance variable basique.

régler 4 fonctions : (1) la fréquence de résonance f et (2) les 3 coordonnées indépendantes du vecteur unitaire de dimension 4 qui décrit le mode de déplacement de l'effecteur à la résonance. Comment être certain que, pour un intervalle donné d'impédances pour les ressorts (fixé par les limitations technologiques) et une fréquence de mouvement f, les modes de résonance peuvent couvrir toutes les directions possibles en n'importe quel point de l'espace de travail ?

Afin de répondre à cette question, il est nécessaire de développer des algorithmes de reconception des robots rapides qui prennent avantage de la maximisation des fréquences propres du robot afin de garantir que le robot est capable d'utiliser le principe de la résonance dans toutes les directions possibles en n'importe quel point de l'espace de travail.

Programme de travail en éco-conception de robots

Travaux à court terme (0–3 ans) :

— Étude de faisabilité des robots lents en matériaux bio-sourcés tout en garantissant les performances de raideur et de précision (sur du long terme, quelles que soient les conditions atmosphériques, etc.),

— Validation du concept d'équilibrage de la charge variable sur les robots industriels lents,

— Validation du concept de réduction drastique de l'énergie sur les robots industriels rapides à deux ou trois *ddl* par mise en résonance du mécanisme.

Afin de trouver des fonds pour réaliser ces travaux, j'ai déposé :

— un projet Région Pays de la Loire nommé RobEcolo (tout juste accepté, comme mentionné plus haut) dont le but est la conception orientée commande d'un robot en

bois,

— un projet de prématuration CNRS nommé DIDEN dont le but est la validation du concept de réduction drastique de l'énergie sur les robots rapides par mise en résonance du mécanisme,

— un projet H2020 nommé DOLMEN dont le but est la conception de robots sériels en matériaux bio-sourcés (bois et composites de lin) à consommation énergétique réduite.

Travaux à moyen terme (3–6 ans) :

— Déploiement des concepts de réduction drastique de l'énergie sur les robots industriels (lents ou rapides) sur des architectures plus complexes (nombre de *ddl* plus élevé),

— Étude de faisabilité des robots industriels rapides en matériaux bio-sourcés tout en garantissant les performances de raideur, d'accélération, de vibrations, et de précision (sur du long terme, quelles que soient les conditions atmosphériques, etc.).

Travaux à long terme (6–10 ans) :

— Déploiement des concepts de réduction drastique de l'énergie sur d'autres types de robots (humanoïdes, bio-inspirés types anguilles ou serpents, mobiles, etc.),

— Recherche de solutions pouvant garantir l'autonomie énergétique des robots. L'idée est de tendre vers un robot ultime qui n'a plus besoin d'alimentation électrique externe mais qui a sa propre manière de se créer de l'énergie. Pourquoi ne pas imaginer, par exemple, l'utilisation

  - de nouveaux matériaux permettant de réaliser une photosynthèse synthétique et donc, à partir d'eau et des sources lumineuses de l'environnement dans lequel est positionné le robot, produire de l'oxygène et de l'hydrogène réutilisables dans une pile à combustible,
  - de micro-algues capables, à partir de nutriments et des sources lumineuses de l'environnement dans lequel est positionné le robot, produire encore une fois de l'oxygène et de l'hydrogène réutilisables dans une pile à combustible.

Je tiens à noter que les aspects liés à la conception de robots à l'aide de matériaux bio-sourcés étant par nature interdisciplinaires, ils nécessitent la présence de compétences particulières autour de la modélisation, maîtrise et mise en force des matériaux bio-sourcés. Aussi, dans le cadre de ses activités et des montages de projets associés, j'ai d'ores et déjà amorcé des collaborations avec

— des collègues de l'École Supérieure du Bois de Nantes avec lesquels je co-encadre une thèse de master sur la conception d'un élément de robots en bois (thèse d'Abilash Nayak), et qui sont partenaires des projets RobEcolo et DOLMEN,

— des collègues du GeM (site de l'IUT de Saint-Nazaire) spécialistes des composites bio-sourcés qui sont partenaires du projet DOLMEN.

VII.2.3 Rayonnement des activités prévues en perspectives de recherche et enjeux associés

Les activités de recherche qui ont le plus de chance de rayonner scientifiquement à courts et moyens termes sont (par ordre d'importance) :

1. *Conception de robots à faibles impacts environnementaux :* c'est un domaine quasiment vierge avec un fort enjeu sociétal (et aussi économique). En validant des concepts nouveaux sur la conception de robots avec des matériaux bio-sourcés et sur la réduction de la consommation énergétique des robots rapides, il y a la possibilité d'être reconnu comme un des pionniers du domaine. Ainsi, le projet RobEcolo, qui commencera en octobre 2015, permettra la réalisation du tout premier démonstrateur de robot en bois avec des performances garanties (2 *ddl*, répétabilité de 500 microns, déformations de 500 microns sous un chargement de 1 kg, dans un espace de travail de 500 mm par 500 mm).
2. *Conception orientée commande :* même si le terme "conception orientée commande" est de plus en plus entendu dans la communauté des roboticiens, il n'existe pas à ce jour de méthodologies de conception orientée commande applicables aux robots industriels, et très peu de travaux centrés sur les autres types de robots. Grâce à la proposition de résultats originaux sur cette thématique, qui seront forcéments alimentés par les travaux sur la modélisation basée perception, il sera possible de poser des papiers fondateurs dans ce domaine.
3. *Reconfiguration dynamique :* augmenter le rapport {taille de l'espace de travail}/{emprunte au sol du robot} est toujours un challenge clé pour l'industrialisation des robots parallèles, et les activités liées à la reconfiguration dynamique sont une réponse intéressante à ce problème, alors qu'elles restent peu développées.

En parallèle, les activités autour de la manipulation de corps mous intéressent fortement les industriels à l'heure actuelle, surtout au niveau de l'aéronautique, et permettront d'avoir une activité contractuelle avec des industriels comme Tecnalia, AIRBUS, l'IRT Jules Verne, etc.

Il en résulte que les efforts à fournir pour financer ces activités doivent être relatifs à leur importance. Ainsi, c'est pour cela que :

— j'ai déposé un projet H2020 (FET DOLMEN), un projet régionnal (RobEcolo – accepté) et un projet CNRS (DIDEN) sur les activités de conception de robots à faibles impacts environnementaux,

— j'ai déposé un projet régionnal (RobEcolo) et je compte déposer un futur projet ANR sur les activités de conception orientée commande,

— j'ai obtenu deux financements (type ministère) de thèse sur la reconfiguration dynamique,

— j'ai participé au montage d'un projet FP7 Echord++ (RoboLayup) sur la manipulation de corps mous.

Les financements obtenus permettront non seulement de lancer des activités de recherche sur ces sujets clés, mais ils seront aussi utilisés pour monter des workshops / école d'été ouverts à la communauté (financement de workshop en éco-conception prévu sur les fonds du projet DOLMEN).

Afin de porter aux plus haut niveau ces sujets, des collaborations nationales et internationales sont envisagées (nouvelles ou renouvelées – liste non exhaustive) :

1. *Matériaux bio-sourcés :* Èquipe de recherche de l'École Supérieure du Bois de Nantes, équipe État Mécanique et Microstructure du GeM (Saint-Nazaire),
2. *Techniques d'équilibrage :* Prof. Just Herder, Universités de Delft et Twente (Pays-Bas), Prof. Clément Gosselin, Université Laval, (Québec),
3. *Conception orientée commande et modélisation basée perception :* Prof. Chao Chen, Monash University (Australie), Prof. François Chaumette, IRISA (Rennes), Équipe Dexter du LIRMM (Montpellier).
4. *Reconfiguration dynamique* : Prof. Ilian Bonev, ETS Montréal, (Québec), Dr. Nicolas Bouton, IFMA (Clermont-Ferrand), collaborations avec des spécialistes de l'analyse par intervalles (Équipe OGRE du futur laboratoire IRCCyN-LINA, J.-P. Merlet, INRIA (Sophia Antipolis)).

Des séjours de recherche au Québec et aux Pays-Bas sont envisagés pour porter ces collaborations, ainsi que la création d'un PICS avec plusieurs laboratoires Québecois.

Annexes

A

Calcul du modèle dynamique inverse des robots parallèles

On considère un robot parallèle générique composé d'une plate-forme mobile reliée à une base fixe par n jambes (Fig. VI.1(a)). Ici, chaque jambe est considérée d'architecture sérielle avec un seul actionneur par jambe, mais la méthodologie s'étend aisément à des jambes d'architectures plus complexes avec plusieurs actionneurs par jambe.

On note m_i le nombre d'articulations composant la jambe i.

Le calcul du *MDI* suivant la méthode décrite dans [KD04] ; [KI07] ; [BK15a] se fait en deux étapes :

1. Dans un premier temps, on ouvre virtuellement toutes les boucles et on détache chaque jambe de la plate-forme mobile (figure VI.1(b)). Pour chaque jambe, on considère que chaque articulation est virtuellement actionnée. On a alors deux systèmes virtuels : un robot arborescent virtuel composé de n jambes indépendantes dont toutes les articulations deviennent actionnées, et un corps mobile virtuel libre (la plate-forme). On peut alors calculer le modèle dynamique de chacun de ces deux systèmes virtuels en utilisant une procédure basée sur les équations de Newton-Euler [KI07] ; [BK15a],
2. Dans un second temps, on referme chaque boucle en reliant chaque jambe à la plate-forme mobile. Pour que cela soit possible, les deux systèmes virtuels doivent s'assembler (conditions géométriques et cinématiques correspondant aux équations de fermeture de boucle) et avoir des comportements dynamiques compatibles (les efforts de contrainte à appliquer sur ces deux systèmes virtuels afin de fermer la structure sont représentés par des multiplicateurs de Lagrange doivent être égaux). Cette dernière étape nécessite le calcul de matrices jacobiennes cinématiques du mécanisme.

On peut alors obtenir le *MDI* complet du mécanisme parallèle.

La prochaine section présente le calcul du modèle dynamique des deux systèmes virtuels, ce qui correspond à la première étape présentée ci-dessus.

A.1 Modèle dynamique inverse des systèmes virtuels

Soit n_t le nombre total d'articulations du robot virtuel arborescent ($n_t = \sum_{i=1}^{n} m_i$), et soit $\mathbf{q}_t$ le vecteur de taille n_t des coordonnées de l'ensemble de ses articulations. Pour n'importe quel robot arborescent, la modélisation dynamique peut s'écrire sous la forme

d'un système de n_t équations différentielles du second ordre [KD04]. Ce système peut être représenté par une fonction $\mathcal{F}_t$ dépendant du vecteur des coordonnées articulaires $\mathbf{q}_t$, du vecteur des vitesses articulaires $\dot{\mathbf{q}}_t$, du vecteur des accélérations articulaires $\ddot{\mathbf{q}}_t$ et enfin du vecteur des paramètres dynamiques standard $\boldsymbol{\chi}_{st_t}$:

$$\boldsymbol{\tau}_t = \mathcal{F}_t(\mathbf{q}_t, \dot{\mathbf{q}}_t, \ddot{\mathbf{q}}_t, \boldsymbol{\chi}_{st_t}) \tag{A.1}$$

avec :

— $\boldsymbol{\tau}_t$ le vecteur de taille n_t des efforts d'entrée du robot virtuel arborescent,

— $\boldsymbol{\chi}_{st_t}^T = \left[\boldsymbol{\chi}_{st}^{11^T} \ \cdots \ \boldsymbol{\chi}_{st}^{m_n,nT}\right]$ où $\boldsymbol{\chi}_{st}^{jk}$ est le vecteur des paramètres dynamiques standard de l'élément rigide j de la jambe k.

On notera ici que les travaux développés dans cette section se limitent à des robots dont on considère l'ensemble des corps comme étant rigide. L'élément rigide k de la jambe j (appelé par la suite élément $\mathcal{B}_{jk}$) comporte 14 paramètres dynamiques standard $\boldsymbol{\chi}_{st}^{jk}$:

$$\boldsymbol{\chi}_{st}^{jk} = \left[xx_{jk}\ xy_{jk}\ xz_{jk}\ yy_{jk}\ yz_{jk}\ zz_{jk}\ mx_{jk}\ my_{jk}\ mz_{jk}\ m_{jk}\ ia_{jk}\ fv_{jk}\ fs_{jk}\ \boldsymbol{\tau}_{off_{jk}}\right]^T \tag{A.2}$$

avec :

— $xx_{jk}, xy_{jk}, xz_{jk}, yy_{jk}, yz_{jk}, zz_{jk}$ les six composantes indépendantes de la matrice d'inertie $\mathbf{I}_{jk}$ de l'élément $\mathcal{B}_{jk}$, exprimée dans le repère $\mathcal{F}_{jk}$ (repère fixé sur l'élément $\mathcal{B}_{jk}$ et situé au centre de l'articulation jk) [KD04] :

$$\mathbf{I}_{jk} = \begin{bmatrix} xx_{jk} & xy_{jk} & xz_{jk} \\ xy_{jk} & yy_{jk} & yz_{jk} \\ xz_{jk} & yz_{jk} & zz_{jk} \end{bmatrix}, \tag{A.3}$$

— m_{jk} la masse de l'élément $\mathcal{B}_{jk}$,

— $mx_{jk}, my_{jk}, mz_{jk}$ les trois composantes du premier moment d'inertie de l'élément $\mathcal{B}_{jk}$ (aussi appelé moment statique) :

$$m_{jk}\,{}^{jk}\overrightarrow{O_{jk}S_{jk}} = [mx_{jk} \ \ my_{jk} \ \ mz_{jk}]^T \tag{A.4}$$

où ${}^{jk}\overrightarrow{O_{jk}S_{jk}}$ est la position du centre des masses de l'élément $\mathcal{B}_{jk}$ exprimée dans le repère $\mathcal{F}_{jk}$ [KD04],

— ia_{jk} le moment d'inertie global du rotor et du réducteur du moteur d'entrainement,

— fv_{jk} et fs_{jk} les termes de frottement respectivement visqueux et de Coulomb dans l'articulation jk,

— $\tau_{off_{jk}} = \tau_{off_{fs_{jk}}} + \tau_{off_{\tau_{jk}}}$ est un terme de compensation qui regroupe le terme de compensation de l'amplificateur $\tau_{off_{\tau_{jk}}}$ et le coefficient de frottement de Coulomb asymétrique $\tau_{off_{fs_{jk}}}$ de sorte que l'effort de frottement $\tau_{f_{jk}}$ de l'articulation jk vaille [BM13c] :

$$\tau_{f_{jk}} = fv_{jk}\dot{q}_{jk} + fs_{jk}\text{sign}(\dot{q}_{jk}) + \tau_{off_{jk}} \tag{A.5}$$

où $\dot{q}_{jk}$ est la vitesse généralisée de l'articulation jk et sign est la fonction signe définie telle que

$$\text{sign}(q) = \begin{cases} -1 & \text{si } q < 0 \\ 0 & \text{si } q = 0 \\ +1 & \text{si } q > 0 \end{cases} \tag{A.6}$$

Remarquons que dans le cas d'un corps libre, le nombre de paramètres standard peut être réduit à 10 puisque les paramètres reliés aux actionneurs (ia_j, fv_j, fs_j et $\boldsymbol{\tau}_{off_j}$) ne sont pas pertinents.

On définit $\mathbf{q}_a$ le vecteur de taille n des coordonnées des articulations actives du robot réel et $\mathbf{q}_d$ celui de taille $n_d = n_t - n$ des articulations passives. On considère dans la suite de l'étude que le vecteur total des coordonnées articulaires $\mathbf{q}_t$ est organisé de sorte que $\mathbf{q}_t^T = \begin{bmatrix}\mathbf{q}_a^T & \mathbf{q}_d^T\end{bmatrix}$. De plus, le vecteur $\mathbf{q}_d$ est arrangé de sorte que $\mathbf{q}_d^T = \begin{bmatrix}\mathbf{q}_{d1}^T & \dots & \mathbf{q}_{dn}^T\end{bmatrix}$ où $\mathbf{q}_{di}$ est le vecteur des coordonnées de l'ensemble des articulations de la jambe i.

Soit L le Lagrangien du robot virtuel arborescent. Le vecteur de ses efforts d'entrée $\boldsymbol{\tau}_t$ est arrangé de sorte que $\boldsymbol{\tau}_t^T = \begin{bmatrix}\boldsymbol{\tau}_{t_a}^T & \boldsymbol{\tau}_{t_d}^T\end{bmatrix}$ avec :

$$\boldsymbol{\tau}_{t_a} = \frac{d}{dt}\left[\frac{\partial L}{\partial \dot{\mathbf{q}}_a}\right] - \frac{\partial L}{\partial \mathbf{q}_a} = \mathcal{F}_{t_a}(\mathbf{q}_t, \dot{\mathbf{q}}_t, \ddot{\mathbf{q}}_t, \boldsymbol{\chi}_{st_t}) \tag{A.7}$$

et

$$\boldsymbol{\tau}_{t_d} = \frac{d}{dt}\left[\frac{\partial L}{\partial \dot{\mathbf{q}}_d}\right] - \frac{\partial L}{\partial \mathbf{q}_d} = \mathcal{F}_{t_d}(\mathbf{q}_t, \dot{\mathbf{q}}_t, \ddot{\mathbf{q}}_t, \boldsymbol{\chi}_{st_t}) \tag{A.8}$$

Le vecteur $\boldsymbol{\tau}_{t_a}$ est le vecteur de taille n des efforts virtuels dans les articulations de la structure virtuelle *correspondant aux articulations actives* de la structure réelle. Le vecteur $\boldsymbol{\tau}_{t_d}$ est quant à lui le vecteur de taille n_d des efforts virtuels dans les articulations de la structure virtuelle *correspondant aux articulations passives* de la structure réelle.

Notons que l'on représente les équations (A.7) et (A.8) sous un formalisme lagrangien uniquement dans le but de clarification du sens physique des équations. Cependant, le calcul de $\boldsymbol{\tau}_{t_a}$ et $\boldsymbol{\tau}_{t_d}$ est bien plus efficace en utilisant le formalisme de Newton-Euler [KD02].

De la même manière que pour le robot arborescent virtuel, on peut écrire le *MDI* de la plate-forme virtuellement libre sous la forme :

$$\boldsymbol{\tau}_p = \mathcal{F}_p(\mathbf{x}, \mathbf{t}, \dot{\mathbf{t}}, \boldsymbol{\chi}_p) \tag{A.9}$$

avec :

- $\boldsymbol{\tau}_p$ le vecteur (6×1) composé des éléments du torseur des efforts de réaction de la plate-forme,
- $\boldsymbol{\chi}_p$ le vecteur des paramètres dynamiques standard,
- $\mathbf{x}, \mathbf{t}, \dot{\mathbf{t}}$ les vecteurs représentant respectivement la pose de la plate-forme, son torseur cinématique et sa quantité d'accélération.

Finalement, on obtient les modèles dynamiques des deux systèmes virtuels qui sont considérés indépendants pour le moment. La partie suivante détaille la méthodologie utilisée afin de relier ces deux modèles dynamiques afin de reconstruire le *MDI* du robot réel.

A.2 Modèle dynamique inverse des robots parallèles

Lorsque l'on referme les boucles du mécanisme en prenant en compte les équations de fermeture de boucle (c'est à dire en attachant chaque jambe du robot virtuel arborescente à la plate-forme virtuellement libre et en rendant à nouveau passive les articulations qui le sont réellement), chacun des deux systèmes virtuels perd en mobilité. Il en résulte que

1. parmi les vecteurs $\mathbf{q}_t$ et $\mathbf{x}$, représentant respectivement l'ensemble des coordonnées des articulations et de la plate-forme, seule une partie de ces coordonnées sont indépendantes. On note $\mathbf{x}_{ind}$ le vecteur composé des coordonnées indépendantes de la plate-forme mobile et $\mathbf{q}_a$ le vecteur composé des coordonnées articulaires indépendantes.
2. les modèles dynamiques (A.1) et (A.9) des systèmes virtuels ne représentent (bien entendu) pas la dynamique du robot réel et sont reliés entre eux par des relations de contrainte dynamiques.

Pour obtenir les relations de contraintes dynamiques, il est tout d'abord nécessaire de calculer les relations de fermeture de boucle géométrique et cinématique. Pour cela, on exprime les coordonnées $\mathbf{x}_k$ (en translation et en rotation) de chaque point A_{k,m_k} (figure VI.1) de deux manières :

— comme étant une fonction des coordonnées indépendantes de la plate-forme $\mathbf{x}_{ind}$,

— comme étant une fonction de l'ensemble des coordonnées articulaires de la structure arborescente $\mathbf{q}_t$.

On peut donc déduire de ces fermetures de boucle un système d'équations de la forme :

$$\mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{q}_t) = \begin{bmatrix} \mathbf{x}_1(\mathbf{x}_{ind}) - \mathbf{x}_1(\mathbf{q}_t) \\ \vdots \\ \mathbf{x}_n(\mathbf{x}_{ind}) - \mathbf{x}_n(\mathbf{q}_t) \end{bmatrix} = \mathbf{0} \tag{A.10}$$

Ce système de $6\,n$ équations présente l'avantage d'être relativement facile à obtenir. En revanche, il est généralement difficile de le résoudre directement pour en déduire les modèles géométriques [Mer06a]. C'est pourquoi, de manière usuelle, on cherche à supprimer les coordonnées passives $\mathbf{q}_d$ du système (A.10) afin d'obtenir un nouveau système réduit sous la forme :

$$\mathbf{f}_p(\mathbf{x}_{ind}, \mathbf{q}_a) = \mathbf{0} \tag{A.11}$$

Le système d'équations (A.11) est plus simple à résoudre que le système (A.10) [Mer06b]. Il permet d'obtenir $\mathbf{x}_{ind}$ en fonction des coordonnées des articulations actives $\mathbf{q}_a$ (modèle géométrique direct) ou l'inverse (modèle géométrique inverse).

Une fois ce système d'équations résolu, on peut résoudre le système (A.10), afin d'exprimer l'ensemble des coordonnées articulaires passives $\mathbf{q}_s$ en fonction de $\mathbf{x}$ et de $\mathbf{q}_a$. Notons que dans ce cas, seulement n_d équations de $\mathbf{f}$ (que l'on regroupera dans un vecteur $\mathbf{f}'$) sont nécessaires afin de trouver les n_d composantes du vecteur $\mathbf{q}_d$. Des méthodologies mathématiques avancées permettent de résoudre les cas les plus complexes [PH10] ; [KD02].

Soit $\mathbf{t}$ le torseur cinématique de la plate-forme mobile. Dans le cas de mécanismes à moins de six degrés de liberté, certains termes de $\mathbf{t}$ ne sont pas indépendants ; on définit donc un vecteur $\mathbf{t}_r$ regroupant les termes indépendants de $\mathbf{t}$ de sorte que :

$$\mathbf{t} = \mathbf{D}\mathbf{t}_r \tag{A.12}$$

où $\mathbf{D}$ est une matrice de contrainte cinématique de dimension $(n \times 6)$.

Si le mécanisme a 6 degrés de liberté, la matrice $\mathbf{D}$ est donc la matrice identité. De plus, il est bien connu que l'utilisation de paramétrages angulaires crée une dissymétrie entre l'expression du torseur cinématique $\mathbf{t}_r$ et l'expression de la dérivée temporelle des coordonnées de l'effecteur $\dot{\mathbf{x}}_{ind}$: il n'y a pas égalité entre le vecteur $\mathbf{t}_r$ et le vecteur $\dot{\mathbf{x}}_{ind}$ [Mer06a]. Soit $\mathbf{T}$ la matrice reliant le vecteur $\mathbf{t}_r$ au vecteur $\dot{\mathbf{x}}_{ind}$ tel que :

$$\mathbf{t}_r = \mathbf{T}\dot{\mathbf{x}}_{ind} \tag{A.13}$$

Afin d'obtenir le modèle cinématique du premier ordre, on dérive l'équation (A.11) par rapport au temps, et en introduisant (A.13), on obtient :

$$\mathbf{A}_p\mathbf{t}_r + \mathbf{B}_p\dot{\mathbf{q}}_a = \mathbf{0} \tag{A.14}$$

où

$$\mathbf{A}_p = \left[\frac{\partial \mathbf{f}_p}{\partial \mathbf{x}_{ind}}\right]\mathbf{T}, \qquad \mathbf{B}_p = \left[\frac{\partial \mathbf{f}_p}{\partial \mathbf{q}_a}\right] \tag{A.15}$$

sont les matrices jacobiennes cinématiques parallèle et sérielle du mécanisme de dimension $(n \times n)$. L'équation (A.14) représente donc l'équation de contrainte cinématique du premier ordre entre les vitesses des moteurs $\dot{\mathbf{q}}_a$ et de l'effecteur $\mathbf{t}_r$.

On cherche maintenant à calculer l'équation de contrainte cinématique du premier ordre entre les vitesses des moteurs $\dot{\mathbf{q}}_a$, de l'effecteur $\mathbf{t}_r$ et des vitesses des articulations passives $\dot{\mathbf{q}}_d$. En dérivant par rapport au temps les n_d équations indépendantes du système d'équations (A.10) regroupées dans le vecteur $\mathbf{f}'$, et en introduisant (A.13), on obtient :

$$\mathbf{J}_{tk}\mathbf{t}_r - \mathbf{J}_{k_a}\dot{\mathbf{q}}_a - \mathbf{J}_{kd}\dot{\mathbf{q}}_d = \mathbf{0} \tag{A.16}$$

où :

$$\mathbf{J}_{k_d} = -\left[\frac{\partial \mathbf{f}'}{\partial \mathbf{q}_d}\right], \quad \mathbf{J}_{k_a} = -\left[\frac{\partial \mathbf{f}'}{\partial \mathbf{q}_a}\right], \quad \mathbf{J}_{tk} = \left[\frac{\partial \mathbf{f}'}{\partial \mathbf{x}_{ind}}\right]\mathbf{T} \tag{A.17}$$

Notons que :

— la matrice $\mathbf{J}_{k_d}$ est la matrice jacobienne cinématique reliant les mouvements indépendants de l'extrémité des jambes aux mouvements des articulations passives. Il s'agit d'une matrice diagonale par blocs, de taille $(n_d \times n_d)$ définie par :

$$\mathbf{J}_{k_d}\dot{\mathbf{q}}_d = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_{k_{d1}} & \mathbf{0} & \dots & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{J}_{k_{d2}} & \dots & \mathbf{0} \\ \dots & \dots & \ddots & \dots \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \dots & \mathbf{J}_{k_{dn}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}}_{d1} \\ \dot{\mathbf{q}}_{d2} \\ \vdots \\ \dot{\mathbf{q}}_{dn} \end{bmatrix} \tag{A.18}$$

où $\mathbf{J}_{k_{di}}$ est la matrice jacobienne cinématique reliant le torseur cinématique de l'extrémité de la jambe i aux vitesses des articulations passives de la même jambe $\dot{\mathbf{q}}_{d_i}$.

— la matrice $\mathbf{J}_{k_a}$ est la matrice jacobienne cinématique reliant les mouvements indépendants de l'extrémité des jambes aux mouvements des articulations actives de chaque jambe. Cette matrice est de dimension $(n_d \times n)$.

— la matrice $\mathbf{J}_{tk}$ est une matrice jacobienne cinématique de dimension $(n_d \times 6)$ qui décrit le déplacement de l'extrémité des jambes en fonction du torseur cinématique de la plate-forme.

De plus, les équations de contrainte cinématique (A.14) et (A.16) permettent de trouver les modèles cinématiques du premier ordre reliant les vitesses de l'effecteur $\mathbf{t}_r$ et des articulations passives $\dot{\mathbf{q}}_d$ aux vitesses des articulations actives $\dot{\mathbf{q}}_a$. Enfin, en dérivant ces équations par rapport au temps, on en déduira les modèles cinématiques du second ordre reliant les accélérations de l'effecteur $\dot{\mathbf{t}}_r$ et des articulations passives $\ddot{\mathbf{q}}_d$ aux accélérations des articulations actives $\ddot{\mathbf{q}}_a$.

Maintenant que les fermetures de boucles géométrique et cinématique ont été prises en compte, on s'intéresse à la fermeture de boucle dynamique. Pour prendre en compte la relation d'égalité entre les contraintes appliquées au niveau des points de raccordement entre les deux systèmes virtuels, on utilise les multiplicateurs de Lagrange [KD04] ; [BK15a].

L'utilisation directe des multiplicateurs de Lagrange [KD04] ; [BK15a], en combinaison avec les équations de contrainte cinématique définies en (A.14) et (A.16), permet d'exprimer le vecteur des efforts $\boldsymbol{\tau}$ (de taille n) appliqués par les n actionneurs du robot réel sous la forme :

$$\boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{\tau}_{t_a} - \mathbf{J}_{k_a}^T \boldsymbol{\lambda}_1 - \mathbf{B}_p^T \boldsymbol{\lambda}_2 \tag{A.19}$$

où :

— $\boldsymbol{\lambda}_1$ regroupe les torseurs des efforts de contrainte $\boldsymbol{\lambda}_1^1$ à $\boldsymbol{\lambda}_1^n$ (définis sur la figure VI.1(b)). Ces contraintes son celles appliquées par le robot arborescent virtuel sur la plate-forme aux points A_{k,m_k}. Le vecteur $\boldsymbol{\lambda}_1$ est relié aux efforts virtuels $\boldsymbol{\tau}_{t_d}$ dans les articulations du robot arborescent virtuel par l'équation :

$$\mathbf{J}_{k_d}^T \boldsymbol{\lambda}_1 = \boldsymbol{\tau}_{t_d} \tag{A.20}$$

On notera que l'équation (A.20) représente la dynamique des jambes passives en contact avec l'environnement extérieur (dans notre cas, il s'agit de la plate-forme sur laquelle sont appliqués les torseurs regroupés dans $\boldsymbol{\lambda}_1$).

— $\boldsymbol{\lambda}_2$ regroupe les valeurs des normes des torseurs des efforts appliqués par la plate-forme sur les jambes aux points A_{k,m_k} ($\boldsymbol{\lambda}_2^T = [\lambda_2^1 \dots \lambda_2^n]$ – Fig. VI.1(b)). Le vecteur $\boldsymbol{\lambda}_2$ est relié aux vecteurs $\boldsymbol{\lambda}_1$ et $\boldsymbol{\tau}_{pr}$ par l'équation :

$$-\mathbf{J}_{tk}^T\boldsymbol{\lambda}_1 + \mathbf{A}_p^T\boldsymbol{\lambda}_2 = \boldsymbol{\tau}_{pr} \tag{A.21}$$

où $\boldsymbol{\tau}_{pr}$ est un sous-ensemble de $\boldsymbol{\tau}_p$ (donné par l'équation (A.9)) tel que

$$\boldsymbol{\tau}_{pr} = \mathbf{D}^T\boldsymbol{\tau}_p \tag{A.22}$$

Notons que $\boldsymbol{\tau}_{pr}$ est obtenu en appliquant le principe des puissances virtuelles à la plate-forme mobile. La puissance virtuelle due aux efforts $\boldsymbol{\tau}_{pr}$ lors du déplacement virtuel $\mathbf{t}_r^*$ est égale à celle due aux efforts $\boldsymbol{\tau}_p$ lors du déplacement virtuel $\mathbf{t}^*$:

$$\mathbf{t}_r^{*T}\boldsymbol{\tau}_{pr} = \mathbf{t}^{*T}\boldsymbol{\tau}_p = \mathbf{t}_r^{*T}\mathbf{D}^T\boldsymbol{\tau}_p \Rightarrow \boldsymbol{\tau}_{pr} = \mathbf{D}^T\boldsymbol{\tau}_p \tag{A.23}$$

On remarquera que l'équation (A.21) traduit l'équilibre de la plate-forme et le fait que le système virtuel est contraint à réaliser le même mouvement que le système réel. En d'autres termes, cette équation traduit les conditions dynamiques de fermeture des boucles.

D'après les équations (A.20) et (A.21), et si les matrices $\mathbf{A}_p$ et $\mathbf{J}_{k_d}$ sont inversibles, on obtient l'expression des multiplicateurs de Lagrange :

$$\boldsymbol{\lambda}_1 = \mathbf{J}_{k_d}^{-T}\boldsymbol{\tau}_{t_d} \tag{A.24}$$

$$\boldsymbol{\lambda}_2 = \mathbf{A}_p^{-T}(\boldsymbol{\tau}_{pr} + \mathbf{J}_{tk}^T\mathbf{J}_{k_d}^{-T}\boldsymbol{\tau}_{t_d}) \tag{A.25}$$

Notons que les conditions de dégénérescence des matrices $\mathbf{A}_p$ et $\mathbf{J}_{k_d}$ seront rappelées plus bas.

En introduisant les valeurs de $\boldsymbol{\lambda}_1$ et $\boldsymbol{\lambda}_2$ dans l'équation (A.19), on obtient le modèle dynamique du robot parallèle réel :

$$\boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{\tau}_{t_a} - \mathbf{J}_{k_a}^T\mathbf{J}_{k_d}^{-T}\boldsymbol{\tau}_{t_d} - \mathbf{B}_p^T\mathbf{A}_p^{-T}(\boldsymbol{\tau}_{pr} + \mathbf{J}_{tk}^T\mathbf{J}_{k_d}^{-T}\boldsymbol{\tau}_{t_d}) \tag{A.26}$$

que l'on peut exprimer sous la forme finale :

$$\boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{\tau}_{t_a} + (-\mathbf{J}_{k_a}^T - \mathbf{B}_p^T\mathbf{A}_p^{-T}\mathbf{J}_{tk}^T)\mathbf{J}_{k_d}^{-T}\boldsymbol{\tau}_{t_d} - \mathbf{B}_p^T\mathbf{A}_p^{-T}\boldsymbol{\tau}_{pr} \tag{A.27}$$

L'équation (A.27) donne l'expression générale *et complète* du modèle dynamique inverse d'un robot parallèle.

Remarquons une fois de plus que le modèle n'est valide que si les matrices $\mathbf{A}_p$ et $\mathbf{J}_{k_d}$ sont de rang plein. Les conditions de dégénérescence de ces matrices et leur impact sur la dynamique du robot parallèle sont étudiées dans la partie suivante.

B

Procédure usuelle d'identification des paramètres dynamiques par moindres carrés pondérés

B.1 Mise en place du système d'équations à résoudre

Considérons l'identification hors ligne des paramètres dynamiques d'un robot, à partir des données mesurées ou estimées de $\boldsymbol{\tau}$ et de $(\mathbf{q}_a, \dot{\mathbf{q}}_a, \ddot{\mathbf{q}}_a)$, qui sont collectées lorsque le robot suit des trajectoires planifiées. Le *MDII* est échantillonné afin d'obtenir un système linéaire sur-déterminé de r_{f_m} équations et n_{st} inconnues :

$$\mathbf{Y}_{f_m}(\boldsymbol{\tau}_m) = \mathbf{W}^{st}_{f_m}(\hat{\mathbf{q}}_a, \hat{\dot{\mathbf{q}}}_a, \hat{\ddot{\mathbf{q}}}_a)\boldsymbol{\chi}_{st} + \boldsymbol{\rho}_{f_m} \tag{B.1}$$

où :

— $\mathbf{Y}_{f_m}$ est le vecteur des entrées de taille r_{f_m}, c'est-à-dire le vecteur des efforts moteurs $\boldsymbol{\tau}_m$ échantillonnés à la fréquence f_m.

— $(\hat{\mathbf{q}}_a, \hat{\dot{\mathbf{q}}}_a, \hat{\ddot{\mathbf{q}}}_a)$ est une estimation de $(\mathbf{q}_a, \dot{\mathbf{q}}_a, \ddot{\mathbf{q}}_a)$ obtenue en échantillonnant les mesures de $\mathbf{q}_a$ et en utilisant un filtre passe-bande [Gau97].

— $\mathbf{W}^{st}_{f_m}(\hat{\mathbf{q}}_a, \hat{\dot{\mathbf{q}}}_a, \hat{\ddot{\mathbf{q}}}_a)$ est la matrice d'observation de dimension $(r_{f_m} \times n_{st})$. Elle est obtenue en collectant les valeurs de la matrice $\mathbf{IDM}_{st}$ à la fréquence f_m.

— $\boldsymbol{\rho}_{f_m}$ est le vecteur des erreurs, de taille r_{f_m}.

Les efforts d'entrée sont perturbés par des effets haute fréquence non modélisés (frottements, flexibilités) qui sont rejetés par la boucle d'asservissement. Ces ondulations des efforts sont éliminées avec une procédure de décimation qui (i) filtre en parallèle (avec un filtre passe-bas) $\mathbf{Y}_{f_m}$ et chaque colonne de $\mathbf{W}^{st}_{f_m}$ et (ii) les ré-échantillonne à une fréquence plus basse, en gardant un échantillon sur n_{ech}. Cette décimation parallèle permet d'estimer $\mathbf{Y}_{f_m}$ et $\mathbf{W}^{st}_{f_m}$ dans la même gamme de fréquence que la dynamique du modèle. Après cette procédure d'acquisition et la décimation parallèle de (B.1), nous obtenons le nouveau système linéaire sur-déterminé :

$$\mathbf{Y}(\boldsymbol{\tau}_m) = \mathbf{W}^{st}(\hat{\mathbf{q}}_a, \hat{\dot{\mathbf{q}}}_a, \hat{\ddot{\mathbf{q}}}_a)\boldsymbol{\chi}_{st} + \boldsymbol{\rho} \tag{B.2}$$

où :

— $\mathbf{Y}(\boldsymbol{\tau}_m)$ est le vecteur des entrées de taille r_s,

— $\mathbf{W}^{st}(\hat{\mathbf{q}}_a, \hat{\dot{\mathbf{q}}}_a, \hat{\ddot{\mathbf{q}}}_a)$ est la matrice d'observation de dimension $(r_s \times n_{st})$,

— $\boldsymbol{\rho}$ est le vecteur des erreurs de taille r_s,

Dans $\mathbf{Y}(\boldsymbol{\tau}_m)$ et $\mathbf{W}^{st}$, les équations sont triées de telle sorte que l'on obtienne $\mathbf{Y}^T = \left[(\mathbf{Y}^1)^T, \cdots, (\mathbf{Y}^n)^T\right]$, $\mathbf{W}^{st} = \left[(\mathbf{W}^1)^T, \cdots, (\mathbf{W}^n)^T\right]^T$, où $\mathbf{Y}^j$ et $\mathbf{W}^j$ représentent les équations du moteur j.

Il faut noter que le processus de filtrage parallèle n'introduit pas d'erreurs dans la relation (B.2) par rapport à (B.1). Dans [Gau97], des règles d'ordre partique sont données afin de régler ces filtres.

B.2 Algorithme numérique pour le calcul des paramètres de base

Les paramètres de base, notés $\boldsymbol{\chi}$, représentant le nombre minimal de paramètres à partir desquels le modèle dynamique peut être calculé. On peut réécrire (B.2) sous la forme

$$\mathbf{Y} = \mathbf{W}\left(\mathbf{q}_a, \dot{\mathbf{q}}_a, \ddot{\mathbf{q}}_a\right)\boldsymbol{\chi} + \boldsymbol{\rho} \tag{B.3}$$

où $\mathbf{W}$ regroupe un jeu de colonnes indépendantes de $\mathbf{W}^{st}$ qui définissent les paramètres identifiables.

Numériquement parlant, trouver les paramètres de base revient à étudier l'espace généré par les colonnes de la matrice $\mathbf{W}^{st}$ de l'équation (B.2). Cette étude peut être réalisée en utilisant des techniques de décomposition en valeurs singulières ou de factorisation QR. Dans cet annexe, nous utilisons la technique basée sur la factorisation QR.

Un paramètre inertiel n'a pas d'effet sur le modèle dynamique si les valeurs absolues des éléments de sa colonne correspondante dans sont toutes inférieures à une valeur seuil ξ définie par l'utilisateur comme étant un 0 numérique. En supprimant les paramètres n'ayant pas d'effets sur le modèle dynamique et les colonnes de $\mathbf{W}^{st}$ leur correspondant, on obtient alors une nouvelle matrice $\mathbf{W}_r^{st}$ avec d colonnes et r_s lignes. Cependant, certaines colonnes de $\mathbf{W}_r^{st}$ sont linéairement dépendantes et les paramètres leur correspondant peuvent être regroupés afin d'obtenir un jeu de n_b paramètres de base ($n_b \leqslant n_{st}$) qui correspond aux colonnes indépendantes de $\mathbf{W}_r^{st}$ (et donc de $\mathbf{W}^{st}$).

On peut trouver les colonnes dépendantes en utilisant la factorisation QR de $\mathbf{W}_r^{st}$ qui est donnée par

$$\mathbf{Q}^T\mathbf{W}_r^{st} = \begin{bmatrix} \mathbf{R} \\ \mathbf{0}_{(r_s-d)\times d} \end{bmatrix} \tag{B.4}$$

où $\mathbf{Q}$ est une matrice orthogonale de dimension $(r_s \times r_s)$, $\mathbf{R}$ est une matrice triangulaire par blocs de dimension $(d \times d)$ et $\mathbf{0}_{(r_s-d)\times d}$ est une matrice de zéros de dimension $((r_s - d) \times d)$.

Théoriquement, les paramètres non identifiables sont ceux dont les élements des colonnes leur correspondant sur la diagonale de la matrice sont tous nuls. Ainsi, si la valeur absolue $|R_{kk}|$ de la $k^{\text{ème}}$ composante de la diagonale de la matrice $\mathbf{R}$ est inférieure à une valeur α (α étant perçue comme le rang numérique – différent de 0 à cause des mesures bruitées dans $\mathbf{W}^{st}$ – et pouvant être choisie tel que $\alpha = \epsilon \ \max|R_{jj}|$, où ϵ est un petit coefficient

qui dépend du niveau de perturbation dans $\mathbf{W}^{st}$ (à cause des bruits de mesure et des erreurs de modélisation) et $\max|R_{jj}|$ est la plus grande valeur absolue des termes de la diagonale de $\mathbf{R}$ [Gau91]), on peut supprimer la $k^{\text{ème}}$ colonne $\mathbf{W}_k^{st}$ de $\mathbf{W}_r^{st}$ puisqu'elle dépend linéairement des autres.

Au contraire, si $|R_{kk}| > \alpha$, alors la colonne correspondante dans $\mathbf{W}_r^{st}$ est indépendante et constitue une base de l'espace généré par $\mathbf{W}_r^{st}$ (et donc de $\mathbf{W}^{st}$). Collectons

— les n_b colonnes indépendantes de $\mathbf{W}_r^{st}$ dans une matrice $\mathbf{W}_1$ et les paramètres leur correspondant dans le vecteur $\boldsymbol{\chi}_1$,

— les autres colonnes $\mathbf{W}_r^{st}$ dans une matrice $\mathbf{W}_2$ et les paramètres leur correspondant dans le vecteur $\boldsymbol{\chi}_2$,

de telle sorte que

$$\mathbf{W}_r^{st}\boldsymbol{\chi}_r = \begin{bmatrix}\mathbf{W}_1 & \mathbf{W}_2\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\boldsymbol{\chi}_1 \\ \boldsymbol{\chi}_2\end{bmatrix}. \tag{B.5}$$

$\boldsymbol{\chi}_r$ étant le vecteur des paramètres correspondant aux colonnes de $\mathbf{W}_r^{st}$.

La matrice $\mathbf{W}_2$ qui regroupe les colonnes dépendantes de $\mathbf{W}_r^{st}$ peut être écrite en fonction de $\mathbf{W}_1$ comme

$$\mathbf{W}_2 = \mathbf{W}_1\boldsymbol{\beta} \tag{B.6}$$

où $\boldsymbol{\beta}$ est une matrice des relations linéaires entre les colonnes dépendantes et indépendantes de $\mathbf{W}_r^{st}$.

Il en résulte que

$$\mathbf{W}_r^{st}\boldsymbol{\chi}_r = \begin{bmatrix}\mathbf{W}_1 & \mathbf{W}_2\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\boldsymbol{\chi} \\ \mathbf{0}_{(n_{st}-n_b)\times 1}\end{bmatrix} \tag{B.7}$$

où $\boldsymbol{\chi}$ est le vecteur des paramètres de base donné par

$$\boldsymbol{\chi} = \boldsymbol{\chi}_1 + \boldsymbol{\beta}\boldsymbol{\chi}_2. \tag{B.8}$$

Ainsi, la matrice $\boldsymbol{\beta}$ permet de trouver les relations de regroupement des paramètres $\boldsymbol{\chi}_2$ avec $\boldsymbol{\chi}_1$. La matrice $\boldsymbol{\beta}$ peut être calculée en utilisant (B.6) par :

$$\boldsymbol{\beta} = \mathbf{W}_1^{+}\mathbf{W}_2 \tag{B.9}$$

À la fin de la procédure, $(n_{st}-n_b)$ colonnes de $\mathbf{W}^{st}$ ont été supprimées qui correspondent aux $(n_{st}-n_b)$ paramètres standard supprimés du vecteur χ_{st} et qui seront regroupés avec un jeu de n_b paramètres de base dans $\boldsymbol{\chi}$.

B.3 Identification des paramètres dynamiques par moindres carrés pondérés

En utilisant les paramètres dynamiques de base et en faisant suivre au robot des trajectoires de référence dites "excitantes", c'est-à-dire des trajectoires optimisées qui sont

calculées par minimisation non linéaire d'une fonction objective basée sur le conditionnement de la matrice $\mathbf{W}$ [GK92] ; [Swe+97], une matrice $\mathbf{W}$ bien conditionnée peut être obtenue. La solution par moindres carrés ordinaires $\hat{\boldsymbol{\chi}}$ de (B.3) est donnée par :

$$\hat{\boldsymbol{\chi}} = \mathbf{W}^{+}\mathbf{Y}, \text{ where } \mathbf{W}^{+} = \left(\mathbf{W}^{T}\mathbf{W}\right)^{-1}\mathbf{W}^{T} \tag{B.10}$$

Cette solution est calculée en utilisant une factorisation QR de $\mathbf{W}$.

L'écart type $\sigma_{\hat{\chi}_i}$ sur le $i^{\text{ème}}$ paramètre χ_i de $\hat{\boldsymbol{\chi}}$ peut être estimé en faisant l'hypothèse que $\mathbf{W}$ est une matrice déterministe et que $\boldsymbol{\rho}$ est un bruit blanc gaussien de moyenne nulle [Gau97], associé à une matrice de covariance $\mathbf{C}_{\boldsymbol{\rho}\rho}$ définie par

$$\mathbf{C}_{\boldsymbol{\rho}\rho} = E\left(\boldsymbol{\rho}\boldsymbol{\rho}^{T}\right) = \sigma_{\boldsymbol{\rho}}^{2}\mathbf{I}_{r_s} \tag{B.11}$$

E est l'opérateur espérance et $\mathbf{I}_{r_s}$ la matrice identité de dimension $(r_s \times r_s)$. Une estimation non biaisée de l'écart type du bruit $\sigma_{\boldsymbol{\rho}}$ est :

$$\sigma_{\boldsymbol{\rho}}^{2} = \left\|\mathbf{Y} - \mathbf{W}\hat{\boldsymbol{\chi}}\right\|^{2} / \left(r_s - n_b\right) \tag{B.12}$$

La matrice de covariance de l'erreur d'estimation est donnée par :

$$\mathbf{C}_{\hat{\boldsymbol{\chi}}\hat{\boldsymbol{\chi}}} = E\left[\left(\boldsymbol{\chi} - \hat{\boldsymbol{\chi}}\right)\left(\boldsymbol{\chi} - \hat{\boldsymbol{\chi}}\right)^{T}\right] = \sigma_{\boldsymbol{\rho}}^{2}\left(\mathbf{W}^{T}\mathbf{W}\right)^{-1} \tag{B.13}$$

$\sigma_{\hat{\chi}_i}^{2} = \mathbf{C}_{\hat{\boldsymbol{\chi}}\hat{\boldsymbol{\chi}}}(i,i)$ étant le $i^{\text{ème}}$ coefficient digonal de $\mathbf{C}_{\hat{\boldsymbol{\chi}}\hat{\boldsymbol{\chi}}}$ (B.13).

La résolution par moindres carrés ordinaires peut être améliorée en prenant en compte la différence entre les écart types des différents types équations. Les données dans $\mathbf{Y}$ et $\mathbf{W}$ de (B.2) peuvent être pondérées par l'inverse de l'écart type calculé avec une résolution par moindres carrés ordinaires des systèmes d'équations correspondant aux équations de la ligne j du *MDII* [Gau97]

$$\mathbf{Y}^{j} = \mathbf{W}^{j}\boldsymbol{\chi} + \boldsymbol{\rho}^{j} \tag{B.14}$$

Cette opération de pondération normalise les erreurs dans (B.2) et donne l'estimation par moindres carrés pondérés des paramètres dynamiques.

Références Bibliographiques

[AB08a] V. Arakelian et S. Briot. "Dynamic Balancing of the SCARA robot". In : *Proceedings of 17th CISM-IFToMM Symposium on Robot Design, Dynamics, and Control (RoManSy 2008)*. Tokyo, Japan, 2008.

[AB15a] V. Arakelian et S. Briot. *Balancing of Linkages and Robot Manipulators – New Methodologies for Advanced Applications*. ISBN : 978-3-319-12489-6. Springer, 2015.

[ABG06b] V. Arakelian, S. Briot et V. Glazunov. "Singular Position of a PAMINSA Parallel manipulator". In : *Journal of Machinery Manufacture and Reliability* 35.1 (2006), p. 62–69.

[ABG08a] V. Arakelian, S. Briot et V. Glazunov. "Increase of Singularity-Free Zones in the Workspace of Parallel Manipulators Using Mechanisms of Variable Structure". In : *Mechanism and Machine Theory* 43.9 (2008), p. 1129–1140.

[Acc15] Accoya. In : 2015. url : http://www.accoya.com/francais/.

[ADM07] N. Andreff, T. Dallej et P. Martinet. "Image-based Visual Servoing of Gough-Stewart Parallel Manipulators using Legs Observation". In : *International Journal of Robotics Research* 26.7 (2007), p. 677–687.

[ADS00] V. Arakelian, M. Dahan et M.R. Smith. "A historical review of the evolution of the theory on balancing of mechanisms". In : *Proceedings of the International Symposium on History of Machines and Mechanisms (HMM 2000)*. Sous la dir. de M. Ceccarelli. Kluwer Academic Publishers, 2000, p. 291–300.

[ADV12] M. Afroun, A. Dequidt et L. Vermeiren. "Revisiting the inverse dynamics of the Gough-Stewart platform manipulator with special emphasis on universal-prismatic-spherical leg and internal singularity". In : *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C : Journal of Mechanical Engineering Science* 226.10 (2012), p. 2422–2439.

[AEH02] N. Andreff, B. Espiau et R. Horaud. "Visual servoing from lines". In : *International Journal of Robotics Research* 21.8 (2002), p. 679–700.

[AF04] S.K. Agrawal et A. Fattah. "Reactionless space and ground robots : novel design and concept studies". In : *Mechanism and Machine Theory* 39 (2004), p. 25–40.

[Agh05] F. Aghili. "A unified approach for inverse and direct dynamics of constrained multibody systems based on linear projection operator : Applications to control and simulation". In : *IEEE Transactions on Robotics* 21.5 (2005), p. 834–849.

[AH09] H. Abdellatif et B. Heimann. "Computational efficient inverse dynamics of 6-dof fully parallel manipulators by using the lagrangian formalism". In : *Mechanism and Machine Theory* 44.1 (2009), p. 192–207.

[Ait93] M. Ait-Ahmed. "Contribution à la modélisation géométrique et dynamique des robots parallèles". Thèse de doct. Toulouse : LAAS, 1993.

[All02] G. Allaire. *Shape Optimization by the Homogenization Method*. Springer, 2002.

[AM06] N. Andreff et P. Martinet. "Vision-based Kinematic Modelling of Some Parallel Manipulators for Control Purposes". In : *Proceedings of EuCoMeS, the First European Conference on Mechanism Science*. Obergurgl, Austria, 2006.

[AMM05] N. Andreff, A. Marchadier et P. Martinet. "Vision-based control of a Gough-Stewart parallel mechanism using legs observation". In : *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2005)*. Barcelona, Spain, avr. 2005, p. 2546–2551.

[Ang03] J. Angeles. *Fundamentals of Robotic Mechanical Systems – Theory, Methods, and Algorithms*. 2nd. Springer, 2003.

[Ara98] V. Arakelian. "Équilibrage dynamique complet des mécanismes". In : *Mechanism and Machine Theory* 33.4 (1998), p. 425–436.

[AS05] V. Arakelian et M.R. Smith. "Shaking force and shaking moment balancing of mechanisms : a historical review with new examples". In : *ASME Journal of Mechanical Design* 127 (2005), p. 334–339.

[AS99] V. Arakelian et M.R. Smith. "Complete shaking force and shaking moment balancing of linkages". In : *Mechanism and Machine Theory* 34.8 (1999), p. 1141–1153.

[BA08b] S. Briot et V. Arakelian. "Optimal force generation of parallel manipulators for passing through the singular positions". In : *International Journal of Robotics Research* 27.8 (2008), p. 967–983.

[BA09a] S. Briot et V. Arakelian. "Complete Shaking Force and Shaking Moment Balancing of the Position-Orientation Decoupled PAMINSA Manipulator". In : *Proceedings of the IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM2009)*. Singapore, 2009.

[BA10c] S. Briot et V. Arakelian. "Simultaneous Inertia Force/Moment Balancing and Torque Compensation of Slider-Crank Mechanisms". In : *Mechanics Research Communications* 37.2 (2010), p. 265–269.

[BA11] S. Briot et V. Arakelian. "On the Dynamic Properties of Flexible Parallel Manipulators in the Presence of Type 2 Singularities". In : *ASME Journal of Mechanisms and Robotics* 3.3 (2011).

[BA12a] S. Briot et V. Arakelian. "Complete Shaking Force and Shaking Moment Balancing of In-line Four-bar Linkages by adding a Class-two RRR or RRP Assur Group". In : *Mechanism and Machine Theory* 57 (2012), p. 13–26.

[BA14] S. Briot et V. Arakelian. "Dispositif d'équilibrage de charge pour bras articulé, appareil et procédé de manipulation de charge associé. FR 14 62980". 14 62980. patent pending. Déc. 2014.

[BA15a] S. Briot et V. Arakelian. "A New Energy-free Gravity-compensation Adaptive System for Balancing of 4-DOF Robot Manipulators with Variable Payloads". In : *Proceedings of the Fourteenth International Federation for the Promotion of Mechanism and Machine Science World Congress (2015 IFToMM World Congress)*. Taipei, Taiwan, oct. 2015.

[Bag82] C. Bagci. "Complete shaking force and shaking moment balancing of link mechanisms using balancing idler loops". In : *ASME Journal of Mechanical Design* 104 (1982), p. 482–493.

[BAL12a] S. Briot, V. Arakelian et J.P. Le Baron. "Shaking Force Minimization of High-Speed Robots via Centre of Mass Acceleration Control". In : *Mechanism and Machine Theory* 57 (2012), p. 1–12.

[BAL12b] S. Briot, V. Arakelian et J.P. Le Baron. "Shaking Force Minimization of High-Speed Robots via Centre of Mass Acceleration Control". In : *Mechanism and Machine Theory* 57 (2012), p. 1–12.

[Bar+08a] C. Baradat, V. Arakelian, S. Briot et S. Guégan. "Design and prototyping of a new balancing mechanism for spatial parallel manipulators". In : *ASME Journal of Mechanical Design* 130.7 (2008).

[Bau11] O.A. Bauchau. *Flexible multibody dynamics*. Sous la dir. de G.M.L Gladwell. Springer, 2011.

[BB07a] S. Briot et I.A. Bonev. "Are Parallel Robots More Accurate than Serial Robots". In : *CSME Transactions* 31.4 (2007), p. 445–456.

[BB08a] S. Briot et I.A. Bonev. "Accuracy Analysis of 3-DOF Planar Parallel Robots". In : *Mechanism and Machine Theory* 43.4 (2008), p. 445–458.

[BB09a] S. Briot et I.A. Bonev. "Pantopteron : a New Fully-Decoupled 3-DOF Translational Parallel Robot for Pick-and-Place Applications". In : *ASME Journal of Mechanisms and Robotics* 1.2 (2009).

[BB09b] S. Briot et I.A. Bonev. "Self Motions of the Pantopteron". In : *Proceedings of the ASME 2009 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2009)*. San Diego, California, USA, août 2009.

[BB10a] S. Briot et I.A. Bonev. "Accuracy Analysis of 3T1R Fully-Parallel Robots". In : *Mechanism and Machine Theory* 45.5 (2010), p. 695–706.

[BB10c] S. Briot et I.A. Bonev. "Pantopteron-4 : a New 3T1R Decoupled Parallel Manipulator for Pick-and-Place Applications". In : *Mechanism and Machine Theory* 45.5 (2010), p. 707–721.

[BBB14] F. Bourbonais, P. Bigras et I.A. Bonev. "Minimum-time trajectory planning and control of a reconfigurable pick-and-place parallel robot". In : *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* (2014).

[BC96] F. Boyer et P. Coiffet. "Symbolic modelling of a flexible manipulator via assembling of its generalized Newton-Euler model". In : *Mechanism and Machine Theory* 31 (1996), p. 45–56.

[BCG12b] S. Briot, S. Caro et C. Germain. "Robot parallèle à deux degrés de liberté présentant deux chaînes cinématiques dont la raideur en flexion est maximisée". (France). 2012.

[BCH07] F. Bettaieb, P. Cosson et J.-Y. Hascoët. "Modeling of a high-speed machining center with a multibody approach : the dynamic modeling of flexible manipulators". In : *Proceedings of the 6th International Conference on High Speed Machining*. San Sebastian, Spain, 2007.

[BCL05] D. Bernier, J.M. Castelain et X. Li. "New Parallel Structure with 6 Degrees of Freedom". In : *Proceedings of the 9th World Congress on the Theory of Machines and Mechanisms*. ilan, Italy, 2005, p. 8–12.

[BG15a] S. Briot et M. Gautier. "Global Identification of Joint Drive Gains and Dynamic Parameters of Parallel Robots". In : *Multibody System Dynamics* 33.1 (2015), p. 3–26.

[BGA13a] S. Briot, V. Glazunov et V. Arakelian. "Investigation on the Effort Transmission in Planar Parallel Manipulators". In : *ASME Journal of Mechanisms and Robotics* 5.1 (2013).

[BGK13b] S. Briot, M. Gautier et S. Krut. "Dynamic Parameter Identification of Actuation Redundant Parallel Robots using their Power Identification Model : Application to the DualV". In : *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2013)*. Tokyo Big Sight, Japan, nov. 2013.

[BHG97] S. Bhattacharya, H. Hatwal et A. Ghosh. "An on-line estimation scheme for generalized Stewart platform type parallel manipulators". In : *Mechanism and Machine Theory* 32.1 (1997), p. 79–89.

[BJG14a] S. Briot, A. Jubien et M. Gautier. “In situ calibration of joint torque sensors of the KUKA LightWeight Robot using only internal controller data”. In : *Proceedings of the 2014 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM 2014)*. Besançon, France, juil. 2014.

[BK14a] S. Briot et W. Khalil. “Recursive and Symbolic Calculation of the Elastodynamic Model of Flexible Parallel Robots”. In : *The International Journal of Robotics Research* 33.3 (2014), p. 469–483.

[BK14b] S. Briot et W. Khalil. “Recursive and Symbolic Calculation of the Stiffness and Mass Matrices of Parallel Robots”. In : *Proceedings of the 20-th CISM-IFToMM Symposium on Theory and Practice of Robots and Manipulators (RoManSy 2014)*. Moscow, Russia, juin 2014.

[BK15a] S. Briot et W. Khalil. *Dynamics of Parallel Robots – From Rigid Links to Flexible Elements*. ISBN : 978-3-319-19787-6. Springer, 2015.

[BK98] F. Boyer et W. Khalil. “An efficient calculation of the flexible manipulator inverse dynamics”. In : *International Journal of Robotics Research* 17.3 (1998), p. 282–293.

[BKG15a] S. Briot, S. Krut et M. Gautier. “Dynamic Parameter Identification of Overactuated Parallel Robots”. In : *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control* 137.11 (2015).

[Ble01] R.D. Blevins. *Formulas for natural frequency and mode shape*. Krieger Publishing Company, 2001.

[BM13a] S. Briot et P. Martinet. “Minimal Representation for the Control of Gough-Stewart Platforms via Leg Observation Considering a Hidden Robot Model”. In : *Proceedings of the 2013 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2013)*. Karlsruhe, Germany, mai 2013.

[BM13c] S. Briot et P. Martinet. “Minimal Representation for the Control of Gough-Stewart Platforms via Leg Observation Considering a Hidden Robot Model”. In : *Proceedings of the 2013 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2013)*. Karlsruhe, Germany, mai 2013.

[BNU98] S. Bhattacharya, D.N. Nenchev et M. Uchiyama. “A recursive formula for the inverse of the inertia matrix of a parallel manipulator”. In : *Mechanism and Machine Theory* 33.7 (1998), p. 957–964.

[Bon02] I.A. Bonev. “Geometric Analysis of Parallel Mechanisms”. Thèse de doct. QC, Canada : Université Laval, nov. 2002.

[Bon08] I.A. Bonev. “Direct kinematics of zero-torsion parallel mechanisms”. In : *Proceedings of the 2008 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2008)*. 2008.

[Bou+04] B.C. Bouzgarrou, J.C. Fauroux, G. Gogu et Y. Heerah. “Rigidity analysis of T3R1 parallel robot uncoupled kinematics”. In : *Proceedings of the 35th International Symposium on Robotics*. Paris, France, 2004.

[Boy+07] F. Boyer, W. Khalil, M. Benosman et G. Le Vey. “Robot Manipulators. Modeling, Performance, Analysis and Control”. In : sous la dir. d’E. Dombre **et** W. Khalil. Control Systems, Robotics and Manufacturing Series. ISTE, 2007. Chap. 7 : Modeling and Control of Flexible Robots, p. 337–394.

[BPC10] S. Briot, A. Pashkevich et D. Chablat. “Optimal Technology-Oriented Design of Parallel Robots for High-Speed Machining Applications”. In : *Proceedings of the 2010 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2010)*. Anchorage, Alaska, USA, mai 2010.

[BPC11a] S. Briot, A. Pashkevich et D. Chablat. “Reduced Elastodynamic Modelling of Parallel Robots for the Computation of their Natural Frequencies”. In : *World Congress in Mechanism and Machine Science*. 13. Juin 2011.

[BPC11b] S. Briot, A. Pashkevich et D. Chablat. “Reduced Elastodynamic Modelling of Parallel Robots for the Computation of their Natural Frequencies”. In : *Proceedings of the 13th World Congress in Mechanism and Machine Science*. 13. Guanajuato, Mexico, juin 2011.

[BRG05] B.C. Bouzgarrou, P. Ray et G. Gogu. "New approach for dynamic modelling of flexible manipulators". In : *Part K : Journal of Multi-body Dynamics* 219.3 (2005), p. 285–298.

[Bri+08a] S. Briot, I.A. Bonev, D. Chablat, P. Wenger et V. Arakelian. "Self Motions of General 3-RPR Planar Parallel Robots". In : *International Journal of Robotics Research* 27.7 (2008), p. 855–866.

[Bri+09a] S. Briot, I.A. Bonev, C.M. Gosselin et V. Arakelian. "Complete Shaking Force and Shaking Moment Balancing of Planar Parallel Manipulators with Prismatic Pairs". In : *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part K : Journal of Multi-body Dynamics* 223.1 (2009), p. 43–52.

[Bri07] S. Briot. "Analyse et Optimisation d'une Nouvelle Famille de Manipulateurs Parallèles aux Mouvements Découplés". Thèse de doct. Besançon, France : INSA de Rennes, juin 2007.

[Bro01] T. Brogardh. "Device for relative movement of two elements". 6301988 B1. 2001.

[Cam+10] L. Campos, F. Bourbonais, I.A. Bonev et P. Bigras. "Development of a five-bar parallel robot with large workspace". In : *Proceedings of the ASME 2010 International Design Engineering Technical Conferences*. Montréal, QC, Canada, août 2010.

[Car+10] S. Caro, G. Moroz, T. Gayral, D. Chablat et C. Chen. "Singularity Analysis of a Six-dof Parallel Manipulator using Grassmann-Cayley Algebra and Grëobner Bases". In : *Proceedings of the Symposium on Brain, Body and Machine*. Montreal, QC, Canada, nov. 2010.

[CB68] R.R. Craig et M.C.C. Bampton. "Coupling of Substructures for Dynamic Analysis". In : *AIAA Journal* 6.7 (1968).

[CB97] A. Codourey et E. Burdet. "A body oriented method for finding a linear form of the dynamic equatiojns of fully parallel robot". In : *Proceedings of the 1997 IEEE International Conferenace on Robotics and Automation (ICRA 1997)*. Albuquerque, New Mexico, USA, 1997, p. 1612–1619.

[CC09] M. Conconi et M. Carricato. "A New Assessment of Singularities of Parallel Kinematic Chains". In : *IEEE Transactions on Robotics* 25.4 (2009), p. 757–770.

[CFH08] W. Chung, L.C. Fu et S.H. Hsu. "Handbook of robotics". In : Springer, 2008. Chap. 6 : Motion Control.

[CG09a] M. Carricato et C.M. Gosselin. "A Statically Balanced Gough/Stewart-Type Platform : Conception, Design, and Simulation". In : *ASME Journal of Mechanisms and Robotics* 1 (2009).

[CG09b] M. Carricato et C.M. Gosselin. "On the modeling of leg constraints in the dynamic analysis of Gough/Stewart-type platforms". In : *ASME Journal of Computational and Nonlinear Dynamics* 4.1 (2009), p. 1–8.

[CH] H.I. Christensen et G.D. Hager. "Handbook of robotics". In : Springer. Chap. 4 : Sensing and Estimation.

[CH08] F. Chaumette et S. Huchinson. "Handbook of robotics". In : Springer, 2008. Chap. 24 : Visual Servoing and Visual Tracking.

[Cha02] F. Chaumette. *La commande des robots manipulateurs*. Hermes, 2002.

[Cha98] F. Chaumette. "The Confluence of Vision and Control". In : sous la dir. d'A.S. Morse D. Kriegman G . Hager. LNCIS 237. Springer-Verlag, 1998. Chap. Potential problems of stability and convergence in image-based and position-based visual servoing, p. 66–78.

[CHS87] J.J. Craig, P. Hsu et S. Shankar Sastry. "Adaptive Control of Mechanical Manipulators". In : *The International Journal of Robotics Research* 6.2 (1987).

[Cla90] R. Clavel. "Device for the movement and positioning of an element in space". English. 4976582. 11 déc. 1990.

[CMW11] D. Chablat, G. Moroz et P. Wenger. "Uniqueness domains and non singular assembly mode changing trajectories". In : *Proceedings of the 2011 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2011)*. Shanghai, China, 2011.

[Cor+10] D. Corbel, M. Gouttefarde, O. Company et F. Pierrot. "Towards 100G with PKM. Is actuation redundancy a good solution for pick-and-place". In : *Proceedings of the 2010 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2010)*. 2010, p. 4675–4682.

[Cor96] P. Corke. "In situ measurement of robot motor electrical constants". In : *Robotica* 23.14 (1996), p. 433–436.

[Cot08] S. Cotin. "Computer Based Interactive Medical Simulation". Habilitation à diriger des recherches. Thèse de doct. Université des Sciences et Technologie de Lille, 2008.

[CP02a] M. Carricato et V. Parenti-Castelli. "Singularity-Free Fully-Isotropic Translational Parallel Manipulators". In : *International Journal of Robotics Research* 21.2 (2002), p. 161–174.

[CP02b] O. Company et F. Pierrot. "Modelling and Preliminary Design Issues of a 3-axis Parallel Machine-Tool". In : *Mechanisms and Machine Theory* 37 (2002), p. 1325–1345.

[Cra81] R.R. Craig. *Structural dynamics*. Wiley, 1981.

[CW03] D. Chablat et P. Wenger. "Architecture Optimization of a 3-DOF Parallel Mechanism for Machining Applications, the Orthoglide". In : *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 19.3 (2003), p. 403–410.

[Dah+09] R. Dahmouche, N. Andreff, Y. Mezouar et P. Martinet. "3D Pose and Velocity Visual Tracking Based on Sequential Region of Interest Acquisition". In : *Proceedings of the 2009 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2009)*. St. Louis, MO, USA, oct. 2009.

[dB94] J.G. de Jalon et E. Bayo. *Kinematic and dynamic simulations of multibody systems*. Springer-Verlag, 1994.

[DC99] B. Dasgupta et P. Choudhury. "A general strategy based on the Newton-Euler approach for the dynamic formulation of parallel manipulators". In : *Mechanism and Machine Theory* 34.6 (1999), p. 801–824.

[DE06] S. Kumar Dwivedy et P. Eberhard. "Dynamic analysis of flexible manipulators, a literature review". In : *Mechanism and Machine Theory* 41.7 (2006), p. 749–777.

[DHM] D. Deblaise, X. Hernot et P. Maurine. "Systematic analytical method for PKM stiffness matrix calculation". In : *Proceedings of the 2006 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2006)*. Orlando, Florida, p. 4213–4219.

[Di 01] R. Di Gregorio. "A New Decoupled Parallel Manipulator". In : *Proceedings of the 10th International Workshop on Robotics*. Vienna, Austria, mai 2001.

[Dia+10] M. Diaz-Rodriguez, V. Mata, A. Valera et A. Page. "A methodology for dynamic parameters identification of 3-DOF parallel robots in terms of relevant parameters". In : *Mechanism and Machine Theory* 45 (2010), p. 1337–1356.

[DM98a] B. Dasgupta et T.S. Mruthyunjaya. "A Newton-Euler formulation for the inverse dynamics of the Stewart platform manipulator". In : *Mechanism and Machine Theory* 33.8 (1998), p. 1135–1152.

[DM98b] B. Dasgupta et T.S. Mruthyunjaya. "Closed-form dynamic equations of the general Stewart platform through the Newton-Euler approach". In : *Mechanism and Machine Theory* 33.7 (1998), p. 993–1012.

[DP91] V.I. Doronin et A.I. Pospelov. "Balanced slider-crank mechanism". 1627769. 1991.

[DS11] J. Das et N. Sarkar. "Autonomous Shape Control of a Deformable Object by Multiple Manipulators". In : *Journal of Intelligent and Robotic Systems* 62.1 (2011), p. 3–27.

[Dub97] F. Dubois. "Modélisation du comportement mécanique des milieux viscoélastiques fissurés : Application au matériau bois". Thèse de doct. Université de Limoges, 1997.

[Dur04] C. Duriez. "Contact frottant entre objets déformables dans des simulations temps-réel avec retour haptique". Thèse de doct. Université d'Évry, 2004.

[ECR92] B. Espiau, F. Chaumette et P. Rives. "A new approach to visual servoing in Robotics". In : *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 8.3 (1992).

[EF99] B.S. El-Khasawneh et P.M. Ferreira. "Computation of Stiffness and Stiffness Bounds for Parallel Link Manipulators". In : *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 39.2 (1999).

[EHD11] J. Eitelberger, K. Hofstetter et S.V. Dvinskikh. "A multi-scale approach for simulation of transient moisture transport processes in wood below the fiber saturation point". In : *Composite Science and Technologies* 71 (2011), p. 1727–1738.

[Ess13] N. Essahbi. "Modélisation de corps mous appliquée à la commande de procédés robotisés de découpe anatomique de muscles". Thèse de doct. Université de Clermont-Ferrand, déc. 2013.

[FA06] A. Fattah et S.K. Agrawal. "On the design of reactionless 3-DOF planar parallel mechanisms". In : *Mechanism and Machine Theory* 41.1 (2006), p. 70–82.

[FF88] A. Fahim et M. Fernandez. "Performance enhancement of robot arms through active counterbalancing". In : *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 3.4 (1988), p. 63–72.

[FG02] S. Foucault et C.M. Gosselin. "On the Development of a Planar 3-Dof Reactionless Parallel Mechanism". In : *Proceedings of the ASME Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDECT/CIE 2002)*. Montreal, Canada, sept. 2002.

[FG04] S. Foucault et C.M. Gosselin. "Synthesis, design, and prototyping of a planar three degree-of-freedom re-actionless parallel mechanism". In : *ASME Journal of Mechanical Design* 126 (2004), p. 992–999.

[Fic86] E.F. Fichter. "A Stewart platform based manipulator : general theory and practical construction". In : *The International Journal of Robotics Research* 5.2 (1986), p. 157–181.

[Fiz15] Fizians. In : 2015. url : www.irccyn.ec-nantes.fr/briot/Project_Review.html.

[Fre99] M.J. French. *Conceptual Design for Engineers*. 3rd. Springer, 1999.

[Fro87] K.V. Frolov. *Theory of mechanisms and machines*. Vishaya shkola, 1987.

[Fuj76] K. Fujikoshi. "Balancing apparatus for jointed robot". 51-122254. 26 oct. 1976.

[FYW07] S. Fu, Y. Yao et Y. Wu. "Comments on "A Newton-Euler formulation for the inverse dynamics of the Stewart platform manipulator"". In : *Mechanism and Machine Theory* 42.12 (2007), p. 1668–1671.

[GA90] C.M. Gosselin et J. Angeles. "Singularity analysis of closed-loop kinematic chains". In : *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 6.3 (1990), p. 281–290.

[Gau91] M. Gautier. "Numerical calculation of the base inertial parameters". In : *Journal of Robotics Systems* 8.4 (1991), p. 485–506.

[Gau97] M. Gautier. "Dynamic identification of robots with power model". In : *Proceedings IEEE ICRA*. Albuquerque, USA, avr. 1997, p. 1922–1927.

[GB12a] M. Gautier et S. Briot. "Global Identification of Drive Gains Parameters of Robots Using a Known Payload". In : *Proceedings of the 2012 International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2012)*. 2012.

[GB13a] M. Gautier et S. Briot. "Dynamic Parameter Identification of a 6 DOF Industrial Robot using Power Model". In : *Proceedings of the 2013 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2013)*. Karlsruhe, Germany, mai 2013.

[GB14a] M. Gautier et S. Briot. "Global Identification of Joint Drive Gains and Dynamic Parameters of Robots". In : *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control* 136.5 (2014).

[GBV13] M. Gautier, S. Briot et G. Venture. "Identification of Consistent Standard Dynamic Parameters of Industrial Robots". In : *Proceedings of the 2013 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM 2013)*. Wollongong, Australia, juil. 2013.

[Gen+92] Z. Geng, S. Haynes, J.D. Lee et R.L. Carrol. "On the dynamic model and kinematic analysis of a class of Stewart platforms". In : *Robotics and Autonomous Systems* 9 (1992), p. 237–254.

[Ger+11b] C. Germain, S. Briot, V. Glazunov, S. Caro et P. Wenger. "IRSBOT-2 : A Novel Two-Dof Parallel Robot for High-Speed Operations". In : *Proc. of the ASME Design Engineering Technical Conferences*. Washington DC, USA, août 2011.

[Ger+13a] C. Germain, S. Caro, S. Briot et P. Wenger. "Optimal Design of the IRSBot-2 Based on an Optimized Test Trajectory". In : *Proceedings of the ASME 2011 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2013)*. Portland, OR, USA, août 2013.

[Ger+13d] C. Germain, S. Caro, S. Briot et P. Wenger. "Singularity-free design of the translational parallel manipulator IRSBot-2". In : *Mechanism and Machine Theory* 64 (2013), p. 262–285.

[Ger13] C. Germain. "Conception d'un robot parallèle à deux degrés de liberté pour des opérations de prise et de dépose". Thèse de doct. FR : Ecole Centrale Nantes, 2013.

[GHA04] M. Grotjahn, B. Heiman et H. Abdellatif. "Identification of Friction and Rigid-Body Dynamics of Parallel Kinematic Structures for Model-Based Control". In : *Multibody System Dynamics* 11 (2004), p. 273–294.

[GK92] M. Gautier et W. Khalil. "Exciting trajectories for the identification of the inertial parameters of robots". In : *International Journal of Robotics Research* 11.4 (1992), p. 362–375.

[GKL03] S. Guégan, W. Khalil et Ph. Lemoine. "Identification of the Dynamic Parameters of the Orthoglide". In : *Proceedings IEEE ICRA*. Taipei, Taiwan, sept. 2003, p. 3272–3277.

[GL] G.H. Golub et C.F. Van Loan. *Matrix computation*. J. Hopkins 2nd Ed.

[GL94] P. Gugliemetti et R. Longchamp. "A Closed form Inverse Dynamic Model ofthe Delta Parallel Robot". In : *Proceedings of the 4th IFAC Symposium on Robot Control (SyRoCo 1994)*. Capri, sept. 1994, p. 51–56.

[Gog04] G. Gogu. "Structural Synthesis of Fully-Isotropic Translational Parallel Robots Via Theory of Linear Transformations". In : *European Journal of Mechanics. A/Solids* 23.6 (2004), p. 1021–1039.

[Gog08] G. Gogu. *Structural Synthesis of Parallel Robots*. Springer, 2008.

[Gog09] G. Gogu. *Structural Synthesis of Parallel Robots – Part 2 : Translational Topologies with Two and Three Degrees of Freedom*. Springer, 2009.

[Gog10] G. Gogu. *Structural Synthesis of Parallel Robots – Part 3 : Topologies with Planar Motion of the Moving Platform*. Springer, 2010.

[Gog12] G. Gogu. *Structural Synthesis of Parallel Robots – Part 4 : Other Topologies with Two and Three Degrees of Freedom*. Springer, 2012.

[Gog14] G. Gogu. *Structural Synthesis of Parallel Robots – Part 5 : Basic Overconstrained Topologies with Schönflies Motions*. Springer, 2014.

[Gos+04] C.M. Gosselin, F. Vollmer, G. Côté et Y. Wu. "Synthesis and design of reactionless three-degree-of-freedom parallel mechanisms". In : *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 20.2 (2004), p. 191–199.

[Gos09] C.M. Gosselin. "Compact dynamic models for the tripteron and quadrupteron parallel manipulators". In : *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part I : Journal of Systems and Control Engineering* 223.1 (2009), p. 1–11.

[Gos93] C.M. Gosselin. "Parallel computational algorithms for the kinematics and dynamics of parallel manipulators". In : *Proceedings of the 1993 IEEE International Conference on Robotics and Automation*. NY, USA, 1993, p. 883–889.

[GVP94] M. Gautier, P. Vandanjon et C. Presse. "Identification of inertial and drive gain parameters of robots". In : *Proceedings IEEE CDC*. Lake Buena Vista, FL, USA, 1994, p. 3764–3769.

[GW62] V.E. Gough et S.G. Whitehall. "Universal tyre test machine". In : *Proceedings of the FISITA 9th International Technical Congress*. Mai 1962, p. 117–317.

[HB00] A.M. Howard et G.A. Bekey. "Intelligent Learning for Deformable Object Manipulation". In : *Autonomous Robots* 9.1 (2000), p. 51–58.

[HDE98] R. Horaud, F. Dornaika et B. Espiau. "Visually Guided Object Grasping". In : *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 14.4 (1998), p. 525–532.

[Her92] J.M. Hervé. "Group mathematics and parallel link mechanisms". In : *Proceedings of the IMACS/SICE International Symposium. on Robotics, Mechatronics, and Manufacturing Systems*. Kobe, Japan, sept. 1992, p. 459–464.

[Hes+04] J. Hesselbach, J. Wrege, A. Raatz et O. Becker. "Aspects on the design of high precision parallel robots". In : *Assembly Automation* 24.1 (2004), p. 49–57.

[HG04] J.L. Herder et C.M. Gosselin. "A counter-rotary counterweight for light-weight dynamic balancing". In : *Proceedings of the ASME Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2004)*. Salt Lake City, Utah, USA, sept. 2004, p. 659–667.

[HH79] R. Hoffman et M. Hoffman. "Vibrational modes of an aircraft simulator motion system". In : *Proceedings of the 5th World Congress on Theory of Machines and Mechanisms*. Montreal, juil. 1979, p. 603–606.

[Hil68] H. Hilpert. "Weight balancing of precision mechanical instruments". In : *Mechanisms* 3.4 (1968), p. 289–302.

[HL06] G. He et Z. Lu. "Optimal motion planning of parallel redundant Mechanisms with Shaking Force Reduction". In : *Proceedings of the IMACS conference*. Beijing, China, oct. 2006, p. 1132–1139.

[HM12] T. Hufnagel et A. Müller. "A Projection Method for the Elimination of Contradicting Decentralized Control Forces in Redundantly Actuated PKM". In : *IEEE Transactions on Robotics* 28.3 (2012), p. 723–728.

[HSH05] K.W. Hollander, T.G. Sugar et D.E. Herring. "Adjustable robotic tendon using Jack spring". In : *Proceedings of the 2005 IEEE 9th International Conference on Rehabilitation Robotics*. Chicago, IL, USA, 2005, p. 113–118.

[Hua+03] T. Huang, M. Li, Z. Li, D.G. Chetwynd et D.J. Whitehouse. "Planar parallel robot mechanism with two translational degrees of freedom". 03055653 A1. 2003.

[Hua+13] T. Huang, S. Liu, J. Mei et D.G. Chetwynd. "Optimal design of a 2-DOF pick-and-place parallel robot using dynamic performance indices and angular constraints". In : *Mechanism and Machine Theory* 70 (2013), p. 246–253.

[HV91] S. Van Huffel et J. Vandewalle. *The Total Least Squares Problem : Computational Aspects and Analysis*. Frontiers in Applied Mathematics series 9. Philadelphia, Pennsylvania : SIAM, 1991.

[HW00] D. Henrich et H. Worn. *Robot Manipulation of Deformable Objects*. Springer-Verlag, 2000.

[Ide05] S. Kemal Ider. "Inverse dynamics of parallel manipulators in the presence of drive singularities". In : *Mechanism and Machine Theory* 40 (2005), p. 33–44.

[IFR15] IFR Statistical Dpt. In : 2015. url : http://www.worldrobotics.org/.

[Imb79] J.F. Imbert. *Analyse des structures par éléments finis*. Cepadues Editions, 1979.

[Jan+11] A Janot, M Gautier, A Jubien et P.O. Vandanjon. "Experimental joint stiffness identification depending on measurements availability". In : *Proceedings of the 50th IEEE Conference on Decision and Control and European Control Conference (CDC-ECC 2011)*. 2011.

[Ji93] Z. Ji. "Study of the effect of leg inertia in Stewart platform". In : *Proceedings of the 1993 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 1993)*. Atlanta, mai 1993, p. 121–126.

[Jub14] A. Jubien. "Identification dynamique de robots à flexibilités localisées". Thèse de doct. Université de Nantes, 2014.

[KC97] W. Khalil et D. Creusot. "Symoro+ : a system for the symbolic modelling of robots". In : *Robotica* 15 (1997), p. 153–161.

[KD02] W. Khalil et E. Dombre. *Modeling, Identification and Control of Robots*. Hermes Penton London, 2002.

[KD04] W. Khalil et E. Dombre. *Modeling, identification and control of robots*. T. 56. Hermes, 2004, p. 483. isbn : 9781903996669.

[KG00] W. Khalil et M. Gautier. "Modeling of Mechanical systems with lumped elasticity". In : *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*. San Francisco, CA, USA, 2000, p. 3965–3970.

[KG02] X. Kong et C.M. Gosselin. "A Class of 3-DOF Translational Parallel Manipulators With Linear Input-Output Equations". In : *Proceedings of the Workshop on Fundamental Issues and Future Research Directions for Parallel Mechanisms and Manipulators*. Québec City, QC, Canada, oct. 2002, p. 3–4.

[KG11] X. Kong et C.M. Gosselin. "Forward displacement analysis of a quadratic 4-dof 3T1R parallel manipulator : The Quadrupteron". In : *Meccanica* 46.1 (2011), p. 147–154.

[KGL07] W. Khalil, M. Gautier et P. Lemoine. "Identification of the payload inertial parameters of industrial manipulators". In : *Proceedings IEEE ICRA*. Roma, Italy, avr. 2007, p. 4943–4948.

[KH92] R. Kurtz et V. Hayward. "Multiple-goal kinematic optimization of a parallel spherical mechanism with actuator redundancy". In : *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 8.5 (1992), p. 644–651.

[KI07] W. Khalil et O. Ibrahim. "General Solution for the Dynamic Modeling of Parallel Robots". In : *Journal of Intelligent and Robotic Systems* 49.1 (2007), p. 19–37.

[Kli+15] A. Klimchik, B. Furet, S. Caro et A. Pashkevich. "Identification of the manipulator stiffness model parameters in industrial environment". In : *Mechanism and Machine Theory* 90 (2015).

[Kot+10] J. Kotlarski, D.T. Trung, B. Heimann et T. Ortmaier. "Optimization strategies for additional actuators of kinematically redundant parallel kinematic machines". In : *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2010)*. Mai 2010, p. 656–661.

[Kre10] D.E. Kretschmann. "Wood Handbook". In : Forest Products Laboratory, 2010. Chap. 5 : Mechanical Properties of Wood.

[Kru+03] S. Krut, O. Company, M. Benoit, H. Ota et F. Pierrot. "I4 : A new parallel mechanism for Scara motions". In : *Proceedings of the 2003 International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2013)*. 2003.

[Kru+13] S. Krut, S. van Dijk, O. Company et F. Pierrot. "Fast Pick-And-Place Parallel Robot with Compact Travelling Plate". 2614933 A1. Juil. 2013.

[Kru+75] J. Kruszewski, W. Gawronski, E. Wittbrodt, F. Najbar et S. Grabowski. *The rigid finite element method*. Warszawa : Arkady, 1975.

[Lac+13] M.A. Lacasse, G. Lachance, J. Boisclair, J. Ouellet et C.M. Gosselin. "On the design of a statically balanced serial robot using remote counterweights". In : *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2013)*. Karlsruhe, Germany, mai 2013, p. 4174–4179.

[Lau+09] N. Lauzier, C.M. Gosselin, T. Laliberté et P. Tremblay. "Adaptive gravity compensation of decoupled parallel and serial manipulators using a passive hydraulic transmission". In : *Journal of Mechanical Engineering Science* 223.12 (2009), p. 2871–2879.

[Lau+10] T. Laurent, J.L. Kergueme, O. Arnould et D. Dureisseix. "Eco-conception : Vers un Robot en Bois". In : *Technologie* 168 (2010).

[LB68] G.G. Lowen et R.S. Berkof. "Survey of investigations into the balancing of linkages". In : *ASME Journal of Mechanisms* 3 (1968), p. 221–231.

[Lei91] T. Leinonen. "Terminology for the theory of machines and mechanisms". In : *Mechanism and Machine Theory* 26 (1991).

[LG98] M. Leblond et C.M. Gosselin. "Static balancing of spatial and planar parallel manipulators with prismatic actuators". In : *Proceedings of the ASME 1998 DETC Conference*. 1998.

[LGG10] T. Laliberté, C.M. Gosselin et D. Gao. "Closed-loop actuation routings for cartesian scara-type manipulators". In : *Proceedings of the 2010 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2010)*. Août 2010.

[LGJ99] T. Laliberté, C.M. Gosselin et M. Jean. "Static balancing of 3-DOF planar parallel mechanisms". In : *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 4.4 (1999), p. 363–377.

[LGZ97] J.P. Lallemand, A. Goudali et S. Zeghloul. "The 6-dof 2-DELTA Parallel Robot". In : *Robotica* 15 (1997), p. 407–416.

[LK02] X. Liu et J. Kim. "Two novel parallel mechanisms with less than six degrees of freedom and the applications". In : *Proc. Workshop on Fundamental Issues and Future Reserch Directions for Parallel Mechanisms and Manipulators*. Quebec city, Quebec, Canada, oct. 2002, p. 172–177.

[LKU12] G. Lu, S. Kawamura et M. Uemura. "Proposal of an Energy Saving Control Method for SCARA Robots". In : *Journal of Robotics and Mechatronics* 24.1 (2012).

[LLL00] M.J. Liu, C.X. Li et C.N. Li. "Dynamics analysis of the Gough-Stewart platform manipulator". In : *IEEE Transaction on Robotics and Automation* 16.1 (2000), p. 94–98.

[LLL93] G. Lebret, G.K. Liu et F.L. Lewis. "Dynamic analysis and control of a Stewart platform manipulator". In : *Journal of Robotic Systems* 10.5 (1993), p. 629–655.

[LS88] K.M. Lee et D.K. Shah. "Dynamic analysis of a three-degrees-of-freedom in-parallel actuated manipulator". In : *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 4.3 (1988), p. 361–368.

[LTB83] G.G. Lowen, F.R. Tepper et R.S. Berkof. "Balancing of linkages – an Update". In : *Mechanism and Machine Theory* 18.3 (1983), p. 213–230.

[LWP06] X.J. Liu, J. Wang et G. Pritschow. "Performance atlases and optimum design of planar 5R symmetrical parallel mechanisms". In : *Mechanism and Machine Theory* 41.2 (2006), p. 119–144.

[Mai+10] J. Maitin-Shepard, M. Cusumano-Towner, J. Lei et P. Abbeel. "Cloth Grasp Point Detection based on Multiple-View Geometric Cues with Application to Robotic Towel Folding". In : *Proceedings of the 2010 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2010)*. 2010.

[Mee94] D.W. Meer. "Experiments in Cooperative Manipulation of Flexible Objects". Thèse de doct. Stanford University, 1994.

[Mei+05] U. Meier, O. Lopez, C. Monserrat, M.C. Juan et M. Alcaniz. "Real-time deformable models for surgery simulation : a survey". In : *Computer Methods and Programs in Biomedicine* 77.3 (2005), p. 183–197.

[Mer04] J.P. Merlet. "Solving the forward kinematics of a Gough-type parallel manipulator with interval analysis". In : *The International Journal of Robotics Research* 23.3 (2004), p. 221–236.

[Mer06a] J.P. Merlet. "Jacobian, manipulability, condition number, and accuracy of parallel robots". In : *ASME Transactions Journal of Mechanical Design* 128.1 (2006), p. 199–206.

[Mer06b] J.P. Merlet. *Parallel Robots*. 2nd. Springer, 2006.

[Mer12] J.P. Merlet. "http ://www-sop.inria.fr/members/Jean-Pierre.Merlet/merlet. html". In : 2012. URL : www-sop.inria.fr/members/Jean-Pierre.Merlet/merlet.html.

[MGK96] P. Martinet, J. Gallice et D. Khadraoui. "Vision based control law using 3D visual features". In : *Proceedings of the World Automation Congress, WAC96, Robotics and Manufacturing Systems*. T. 3. Montpellier, France, mai 1996, p. 497–502.

[Mil04] K. Miller. "Optimal Design and Modeling of Spatial Parallel Manipulators". In : *The International Journal of Robotics Research* 23.2 (2004), p. 127–140.

[Mir+13] P.X. Miranda La Hera, A.S. Shiriaev, L.B. Freidovich, U. Mettin et S.V. Gusev. "Stable Walking Gaits for a Three-Link Planar Biped Robot With One Actuator". In : *IEEE Transactions on Robotics* 29.3 (2013).

[Moo07] F.C. Moon. *Applied dynamics*. J. Wiley et Sons, 2007.

[MR93] H. Michel et P. Rives. *Singularities in the determination of the situation of a robot effector from the perspective view of 3 points*. Rapp. tech. INRIA, 1993.

[Mül05] A. Müller. "Internal Preload Control of Redundantly Actuated Parallel Manipulators - Its Application to Backlash Avoiding Control". In : *IEEE Transactions on Robotics* 21.4 (2005), p. 668–677.

[NA89] M.A. Nahon et J. Angeles. "Force optimization in redundantly-actuated closed kinematic chains". In : *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 1989)*. 1989.

[Nab+05] V. Nabat, M. de la O Rodriguez, O. Company, S. Krut et F. Pierrot. "Par4 : very high speed parallel robot for pick-and-place". In : *Proceedings of the 2005 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2005)*. 2005.

[Nab+06] V. Nabat, F. Pierrot, M.R. Mijangos, J.M.A. Arteche, R.B. Zabalo, O. Company et K.F. Perez De Armentia. "High-speed parallel robot with four degrees of freedom, Patent". 1870214. 2006.

[Nav+13] D. Navarro-Alarcon, Y.H. Liu, J. Guadalupe Romero et P. Li. "Model-Free Visually Servoed Deformation Control of Elastic Objects by Robot Manipulators". In : *IEEE Transactions on Robotics* 29.6 (2013), p. 1457–1468.

[NCB13a] L. Nurahmi, S. Caro et S. Briot. "Type Synthesis of Two DOF Translational Parallel Manipulators with Hybrid Legs". In : *Computational Kinematics (CK 2013)*. Barcelona, Spain, mai 2013.

[NH86] W.S. Newman et N. Hogan. "The optimal control of balanced manipulators". In : *Proceedings of the ASME winter annual meeting*. CA, USA, 1986.

[Nur12] L. Nurahmi. "Conceptual design and analysis of 2-DOF parallel robot". Mém.de mast. École Centrale Nantes, 2012.

[ÖAM13] E. Özgür, N. Andreff et P. Martinet. "Linear dynamic modeling of parallel kinematic manipulators from observable kinematic elements". In : *Mechanism and Machine Theory* (2013).

[OZ05] P.R. Ouyang et W.J. Zhang. "Force balancing of robotic mechanisms based on adjustment of kinematic parameters". In : *ASME Journal of Mechanical Design* 127 (2005), p. 433–440.

[Özg+11] E. Özgür, N. Bouton, N. Andreff et P. Martinet. "Dynamic Control of the Quattro Robot by the Leg Edgels". In : *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2011)*. Shanghai, China, mai 2011.

[Özg+13] E. Özgür, N. Andreff, R. Dahmouche et P. Martinet. "High Speed Parallel Kinematic Manipulator State Estimation from Legs Observation". In : *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2013)*. Tokyo Big Sight, Japan, 2013.

[PA94] E. Papadopoulos et A. Abu-Abed. "Design and motion planning for a zero-reaction manipulator". In : *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 1994)*. San Diego, CA, USA, 1994, p. 1554–1559.

[Pag+15a] G. Pagis, N. Bouton, S. Briot et P. Martinet. "Enlarging Parallel Robot Workspace through Type-2 Singularity Crossing". In : *Control Engineering Practice* 39 (2015), p. 1–11.

[Pag15] G. Pagis. "Augmentation de la taille de l'espace de travail opérationnel des robots parallèles en traversant les singularités de Type 2 : Génération de trajectoires optimales et commande avancée". Thèse de doct. École Centrale de Nantes, jan. 2015.

[PCW09] A. Pashkevich, D. Chablat et P. Wenger. "Stiffness analysis of overconstrained parallel manipulators". In : *Mechanism and Machine Theory* 44.5 (2009), p. 966–982. issn : 0094-114X.

[PH10] M. Pfurner et M.L. Husty. "Implementation of a new and efficient algorithm for the inverse kinematics of serial 6R chains". In : *New Trends in Mechanism Science* 5 (2010), p. 91–98.

[Pie+09a] F. Pierrot, C. Baradat, V. Nabat, O. Company et S. KruS. Krut. Gouttefarde. "Above 40g acceleration for pick-and-place with a new 2-dof pkm". In : *Proceedings of the 2009 IEEE international Conference on Robotics and Automation (ICRA 2009)*. Kobe International Conference Center, Japan, 2009.

[Pie+09b] F. Pierrot, S. Krut, O. Company, V. Nabat, C. Baradat et A. Saenz Fernandez. "Two degree-of-freedom parallel manipulator". 089916 A1. 2009.

[PY04] J.F. Petiot et B. Yannou. "Measuring consumer perceptions for a better comprehension, specification and assessment of product semantics". In : *International Journal of Industrial Ergonomics* 33.6 (2004).

[Raa07] R. Raaijmakers. "Besi zoekt snelheidslimiet pakken en plaatsen op (Besi Attacks the Speedlimit for Pick and Place Motion)". In : *Mechatronica nieuws (Dutch Magazine)* (2007), p. 26–31.

[Ram10] D.R. Rammer. "Wood Handbook". In : Forest Products Laboratory, 2010. Chap. 9 : Structural Analysis Equations.

[RB91] C. Reboulet et T. Berthomieu. "Dynamic models of a six degree of freedom parallel manipulators". In : *Proceedings of the International Conference on Advanced Robotics (ICAR 1991)*. Pisa, Italy, juin 1991, p. 1153–1157.

[RBM13a] V. Rosenzveig, S. Briot et P. Martinet. "Minimal Representation for the Control of the Adept Quattro with Rigid Platform via Leg Observation Considering a Hidden Robot Model". In : *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2013)*. Tokyo Big Sight, Japan, 2013.

[RCC08] N. Rakotomanga, D. Chablat et S. Caro. "Kinetostatic Performance of a Planar Parallel Mechanism with Variable Actuation". In : *Advances in Robot Kinematics*. 2008.

[RCM10] M. Rognant, E. Courteille et P. Maurine. "A Systematic Procedure for the Elastodynamic Modeling and Identification of Robot Manipulators". In : *IEEE Transactions on Robotics* 26.6 (2010), p. 1085–1093.

[Ren+06] P. Renaud, A. Vivas, N. Andreff, P. Poignet, P. Martinet, F. Pierrot et O. Company. "Kinematic and dynamic identification of parallel mechanisms". In : *Control Engineering Practice* 14 (2006), p. 1099–1109.

[RG00] R. Ricard et C.M. Gosselin. "On the development of reactionless parallel manipulators". In : *Proceedings of the ASME Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2000)*. Baltimore, Maryland, 2000.

[RG95] P.P. Restrepo et M. Gautier. "Calibration of drive chain of robot joints". In : *Proceedings of the 4th IEEE Conference on Control Applications*. 1995, p. 526–531.

[Riz+07] R. Rizk, M.G. Munteanu, J.C. Fauroux et G. Gogu. "A semi-analytical stiffness model of parallel robots from the Isoglide family via the sub-structuring principle". In : *Proceedings of the 12th IFToMM World Congress*. Besançon, France, 2007.

[Ros+14a] V. Rosenzveig, S. Briot, P. Martinet, E. Özgür et N. Bouton. "A Method for Simplifying the Analysis of Leg-Based Visual Servoing of Parallel Robots". In : *Proc. 2014 IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation (ICRA 2014)*. Hong Kong, China, mai 2014.

[Ros15] V. Rosenzveig. "Conception orientée commande et commande avancée de robots parallèlles rapides". Thèse de doct. École Centrale de Nantes, 2015.

[Row12] R.M. Rowell. "Handbook of Wood Chemistry and Wood Composites". In : Taylor et Francis, 2012. Chap. Part IV : Property improvement.

[RPP07] R. Rémond, J. Passard et P. Perré. "The effect of temperature and moisture content on the mechanical behaviour of wood : a comprehensive model applied to drying and bending". In : *European Journal of Mechanics of Solids* 26 (2007), p. 558–572.

[RSX05] A. Russo, R. Sinatra et F. Xi. "Static balancing of parallel robots". In : *Mechanism and Machine Theory* 40.2 (2005), p. 191–202.

[Sam13] M. Samuel. "Stiffness Analysis of 2-DOF Translational Parallel Manipulators : Determination of an Intrinsic Stiffness". Mém.de mast. École Centrale Nantes, 2013.

[SB14] N. Seward et I.A. Bonev. “A new 6-DOF parallel robot with simple kinematic model”. In : *Proceedings of the 2014 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2014)*. Hong Kong, China, mai 2014.

[SB98] V. Sundareswaran et R. Behringer. “Visual servoing-based augmented reality”. In : *Proceedings of the IEEE International Workshop on Augmented Reality*. Nov. 1998.

[SD92] I. Sharf et C. Damaren. “Simulation of flexible-link manipulators : basis functions and non-linear terms in the motion equations”. In : *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 1992)*. Nice, France, 1992, p. 1956–1962.

[Sey74] W. Seyferth. “Massenersatz duch punktmassen in räumlichen getrieben”. In : *Mechanism and Machine Theory* 9 (1974), p. 49–59.

[Sha+12] S.A. Shayya, M. Michelin, L. Chick, C. Baradat, O. Company, S. Krut, M. Benoî t et J. Prades. *Bilan des points forts/faibles des robots rapides*. Rapp. tech. Projet ANR ARROW, 2012.

[Sha05] A.A. Shabana. *Dynamics of Multibody Systems*. Cambridge University Press, 2005.

[Sha90] A.A. Shabana. “Dynamics of flexible bodies using generalized Newton-Euler equations”. In : *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control* 112 (1990), p. 496–503.

[SK13] K. Sreenath et V. Kumar. “Dynamics, Control and Planning for Cooperative Manipulation of Payloads Suspended by Cables from Multiple Quadrotor Robots”. In : *Proceedings of Robotics : Science and Systems (RSS 2013)*. 2013.

[SL01] D. Sun et Y.H. Liu. “Position and Force Tracking of Two-Manipulator System Manipulating a Flexible Beam”. In : *Journal of Robotic Systems* 18.4 (2001), p. 197–212.

[SL87] J.J.E. Slotine et W. Li. “On the Adaptive Control of Robot Manipulators”. In : *The International Journal of Robotics Research* 6.3 (1987).

[SS08] K. Stachera et W. Schumacher. “Automation and Robotics”. In : sous la dir. de J.M. Ramos Arreguin. I. Tech. Educ. et Publishing, 2008. Chap. 15 : Derivation and Calculation of the dynamics of Elastic parallel manipulators.

[SSD13] S.V. Shah, S.K. Saha et J.K. Dutt. *Dynamics of tree-type robotic systems*. Springer, 2013.

[Sug89] K. Sugimoto. “Computational scheme for dynamic analysis of parallel manipulators”. In : *ASME Journal of Mechanics, Transmission and Automation in Design* 111 (1989), p. 29–33.

[Swe+97] J. Swevers, C. Ganseman, D. Tukel, J. DeSchutter et H. VanBrussel. “Optimal robot excitation and identification”. In : *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 13 (1997), 730ï¿½740.

[Tak+11] N. Takesue, T. Ikematsu, H. Murayama et H. Fujimoto. “Design and prototype of variable gravity compensation mechanism”. In : *Journal of Robotics and Mechatronics* 23.2 (2011), p. 249–257.

[Tsa00] L.W. Tsai. “Solving the inverse dynamics of a Stewart-Gough manipulator by the principle of virtual work”. In : *ASME Journal of Mechanical Design* 122 (2000), p. 3–9.

[van+11] V. van der Wijk, S. Krut, F. Pierrot et J.L. Herder. “Generic Method for Deriving the General Shaking Force Balance Conditions of Parallel Manipulators with Application to a Redundant Planar 4-RRR Parallel Manipulator”. In : *Proceedings of the 13th World Congress in Mechanism and Machine Science*. Guanajuato, Mexico, juin 2011.

[van+12] V. van der Wijk, B. Demeulenaere, C.M. Gosselin et J.L. Herder. “Comparative analysis for low-mass and low-inertia dynamic balancing of mechanisms”. In : *ASME Journal of Mechanisms and Robotics* 4 (2012).

[van+13] V. van der Wijk, S. Krut, F. Pierrot et J.L. Herder. “Design and experimental evaluation of a dynamically balanced redundant planar 4-RRR parallel manipulator”. In : *The International Journal of Robotics Research* 32 (2013), p. 744–759.

[Vig+14a] A. Vignolo, S. Briot, P. Martinet et C. Chen. "Comparative Analysis of two Types of Leg-observation-based Visual Servoing Approaches for the Control of the Five-bar Mechanism". In : *Proceedings of the 2014 Australasian Conference on Robotics and Automation (ACRA 2014)*. University of Melbourne, Australia, déc. 2014.

[Vig14] A. Vignolo. "Visual servoing of the Monash Epicyclic-Parallel Manipulator". Mém.de mast. École Centrale de Nantes, 2014.

[Viv+03] A. Vivas, P. Poignet, F. Marquet, F. Pierrot et M. Gautier. "Experimental dynamic identification of a fully parallel robot". In : *Proceedings of the 2003 IEEE International Conference on Robotics & Automation (ICRA 2003)*. Taipei, Taiwan, 2003.

[VPZ08] M. Vakil, H. Pendar et H. Zohoor. "Comments on "Closed-form dynamic equations of the general Stewart platform through the Newton-Euler approach" and "A Newton-Euler formulation for the inverse dynamics of the Stewart platform manipulator"". In : *Mechanism and Machine Theory* 43.10 (2008), p. 1349–1351.

[Wad+00] T. Wada, S. Hirai, H. Mori et S. Kawamura. "Articulated Motion and Deformable Objects". In : Berlin Heidelberg : Springer, 2000. Chap. Robust Manipulation of Deformable Objects Using Model Based Technique, p. 1–14.

[WAW06] E. Wittbrodt, I. Adamiec-Wójcik et S. Wojciech. *Dynamics of Flexible Multibody Systems*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006.

[WCB13] W. Wang, S. Caro et F. Bennis. "Robustness against Large Variations in Multi-Objective Optimization Problems". In : *Proceedings of the ASME 2013 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2013)*. 2013.

[WG00] J. Wang et C.M. Gosselin. "Static balancing of spatial four-degree-of-freedom parallel mechanisms". In : *Mechanism and Machine Theory* 35.4 (2000), p. 563–592.

[WG04] Y. Wu et C.M. Gosselin. "Synthesis of reactionless spatial 3-DOF and 6-DOF mechanisms without separate counter-rotations". In : *The International Journal of Robotics Research* 23.6 (2004), p. 625–642.

[WG05] Y. Wu et C.M. Gosselin. "Design of reactionless 3-DOF and 6-DOF parallel manipulators using parallelepiped mechanisms". In : *IEEE Transactions on Robotics* 21.5 (2005), p. 821–833.

[WG99] J. Wang et C.M. Gosselin. "Static balancing of spatial three-degree-of-freedom parallel mechanisms". In : *Mechanism and Machine Theory* 34 (1999), p. 437–452.

[WP11] C. Wang et C. Piao. "From Hydrophilicity to Hydrophobicity : a Critical Review". In : *Wood and Fiber Science* 43.1 (2011).

[YBZ06] A. Yu, I.A. Bonev et P. Zsombor-Murray. "New XY-Theta Positioning Table with Partially Decoupled Parallel Kinematics". In : *Proceedings of the IEEE International Symposium on Industrial Electronics (ISIE 2006)*. Montreal, QC, Canada, juil. 2006.

[YFT94] B.Y. Yi, R.A. Freeman et D. Tesar. "Force and stiffness transmision in redundantly actuated mechanisms : The case for a spherical shoulder mechanism". In : *Robotics, Spatial Mechanisms, Mechanical Systems* 45 (1994), p. 163–172.

[ZBG02] D. Zlatanov, I.A. Bonev et C.M. Gosselin. "Constraint Singularities of Parallel Mechanisms". In : *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2002)*. Mai 2002.

[ZFB94a] D. Zlatanov, R.G. Fenton et B. Benhabib. "Singularity analysis of mechanisms and robots via a motion-space model of the instantaneous kinematics". In : *Proceedings of the 1994 IEEE International Conference on Robotics and Automation*. Toronto Univ., Ontario, Canada, 1994.

[ZFB94b] D. Zlatanov, R.G. Fenton et B. Benhabib. "Singularity analysis of mechanisms and robots via a velocity-equation model of the instantaneous kinematics". In : *Proceedings of the 1994 IEEE International Conference on Robotics and Automation*. Toronto Univ., Ontario, Canada, 1994.

[ZWC08] M. Zein, P. Wenger et D. Chablat. “Non-Singular Assembly-mode Changing Motions for 3-RPR Parallel Manipulators”. In : *Mechanism and Machine Theory* 43.4 (2008), p. 480–490.