Conception et commande d'un robot industriel en bois

Lila Kaci

▶ **To cite this version:**

Lila Kaci. Conception et commande d'un robot industriel en bois. Eco-conception. École centrale de Nantes, 2018. Français. NNT : 2018ECDN0053 . tel-02888073

HAL Id: tel-02888073
https://theses.hal.science/tel-02888073

Submitted on 2 Jul 2020

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.

UNIVERSITE BRETAGNE LOIRE / MATHSTIC

CENTRALE NANTES

THESE DE DOCTORAT DE

L'ÉCOLE CENTRALE DE NANTES
COMUE UNIVERSITE BRETAGNE LOIRE

ECOLE DOCTORALE N° 602
Mathématiques et Sciences et Technologies de l'Information et de la Communication
Spécialité : Automatique, productique et robotique

Par

« Lila Kaci»

« Conception et commande d'un robot industriel en bois »

Thèse présentée et soutenue à « Nantes », le « 12 décembre 2018 »
Unité de recherche : Laboratoires des Sciences du Numérique de Nantes (LS2N)

Rapporteurs avant soutenance :

Pierre Renaud, Professeur des universités, INSA, Strasbourg
Frédéric Dubois, Professeur des universités, Université de Limoges

Composition du Jury :

Président :	Vincent Frément, Professeur des universités, Centrale Nantes
Examinateurs :	Claire Dune-Maillard, Maître de conférences, COSMER, Université de Toulon Nicolas Sauvat, Maître de conférences, Université de Limoges
Directeur de thèse :	Sébastien Briot, Chargé de recherche CNRS, LS2N, Nantes
Co-encadrant(s) :	Clément Boudaud, Maître de conférence, ESB, Nantes Philippe Martinet, Professeur des universités, INRIA, Sophia-Antipolis

Table des matières

Table des matières i

Liste des figures iii

Liste des tableaux ix

Introduction 1

1 État de l'art 5

1.1 Généralités sur la robotique industrielle 7

1.2 Généralités sur l'éco-conception de systèmes et analyse du cycle de vie d'un robot 10

1.3 Matériau bois 20

1.4 Approches de conception optimale et robuste des robots 33

1.5 Approches de commande dédiées aux robots parallèles 36

1.6 Conclusion 45

2 Modélisation élastique des robots en bois 49

2.1 Bois acétylé 52

2.2 Rigidité du bois acétylé 53

2.3 Cas d'un corp : tests et modélisation 58

2.4 Cas de deux corps : robot série 69

2.5 Cas de robot parallèle : tests et modélisation 78

2.6 Conclusion 86

3 Conception optimale d'un robot parallèle en bois 89

3.1 Cahier des charges et spécifications 91

3.2 Méthodologie de la conception proposée 92

3.3 Modèle CAO et prototype final 118
3.4 Tests de déformation 124
3.5 Conclusion 128

4 Asservissement visuel de robots en bois **129**
4.1 Approches d'asservissement visuel appliquées 130
4.2 Simulations 140
4.3 Description du processus d'expérimentation 148
4.4 Conclusion 159

Conclusion **161**

Bibliographie **167**
4.5 Références 167

Liste des figures

1.1 Robots séries dans une chaîne de production 8
1.2 Les différents types de robots parallèles existants. 9
1.3 Principaux composants impactant l'environnement pour un robot. 11
1.4 Impact environnemental d'un robot Kuka KR270 lors de son cycle de vie. 13
1.5 Impact environnemental de différents matériaux sur l'effet de serre. Données issues de LAURENT et al. [2010b]. 14
1.6 Caractéristiques mécaniques de certains matériaux : le module d'élasticité spécifique est le module d'élasticité divisé par la masse volumique du matériau / la limite d'élasticité spécifique est la limite d'élasticité divisée par la masse volumique du matériau. Données issues de LAURENT et al. [2010b]. 14
1.7 Utilisation du bambou dans la conception de robots. 15
1.8 Utilisation du bambou pour la réalisation d'exosquelettes EXOSKELETON [2011]. 15
1.9 Actionneurs en gélatine de porc développés à l'École Polytechnique Fédérale de Lausanne (EPFL) SHINTAKE et al. [2017]. 16
1.10 Châssis d'avion en bois. 17
1.11 Exemples de prototypes de robots dont certaines pièces sont en bois. 18
1.12 Prototype de robot parallèle avec un corps en bois LAURENT et al. [2010b]. . . . 19
1.13 Remplacement du châssis du robot par une structure en bois LAURENT et al. [2010a]. 20
1.14 Illustration de l'organisation multi-échelles du matériau bois (*Harrington 2002*). 22
1.15 Directions principales dans le bois. 26
1.16 Comportement du bois en traction/compression dans la direction longitudinale GUITARD et FOURNIER [1994]. 27
1.17 Représentation schématique des trois états de l'eau dans le bois. 30
1.18 Déformation volumique en fonction de la teneur en eau. 30

1.19 – Illustration du principe de viscoélacité et de fluage. 32
1.20 Étapes pour la conception d'un produit. 34
1.21 Commande linéaire classique PID. 38
1.22 Commande en couple calculé dans l'espace articulaire. 39
1.23 Schéma bloc générique d'asservissement visuel : méthode PBVS. 43
1.24 Stratégie adoptée dans le projet RobEcolo. 46

2.1 Types des robots industriels étudiés. 51
2.2 Procédé d'acétylation. 52
2.3 Exemple d'utilisation du bois acétylé : construction de pont. 53
2.4 Tests de flexion 4 points. 55
2.5 Valeur expérimentale de E sur trente échantillons pour chaque espèce et comparaison des différentes distributions de probabilités. 56
2.6 Tests expérimentaux pour un corps. 58
2.7 Enregistrement (microphone) : phase de vibration libre d'un corps en bois. . . 59
2.8 Réponse en fréquence du corps E1 sous l'impact d'un marteau. 60
2.9 Effort nodal et déplacement nodal. 61
2.10 Fonction de densité de probabilité Φ de la distribution normale de trente échantillons de pin acétylé E et sélection de E1, E2, E3 et E4. 68
2.11 Coefficients c_j et déformation Exp/Num. 69
2.12 Exp/Num fréquences fondamentales de vibration. 69
2.13 Robot série et son modèle de rigidité. 70
2.14 Maquette de robot RR utilisée pour l'expérimentation. 71
2.15 Principe et modèle d'essai (charge verticale), dimensions en mm. 72
2.16 Détermination des coefficients c_j et confrontation Exp/Num pour $\varphi = 180°$ (sans effet de torsion). 76
2.17 Détermination des coefficients c_3 et comparaison Exp/Num pour E1E3 et toutes les valeurs φ. 77
2.18 Confrontation Exp/Num (fréquence fondamentale f_0). 77
2.19 Robot parallèle et son modèle EF de rigidité. 79
2.20 Processus d'expérimentation sur une maquette de mécanisme à cinq barres en bois. 80
2.21 Comparaison des résultats expérimentaux et numériques. 82

2.22 Loi de variation de la densité en fonction de la rigidité pour le pin acétylé. . . . 84
2.23 Comparaison des résultats expérimentaux et ceux des modèles déterministes (Num 3) et prédictifs : pour la maquette E1E2E3E4 85

3.1 Mécanisme à cinq barres. 91
3.2 Schéma de commande basé observation des corps à base de capteur extéroceptif. 94
3.3 Projection d'un cylindre dans le plan caméra. 96
3.4 Robots cachés associés au mécanisme à cinq barres. 100
3.5 Exemples des singularités de type 1 pour le mécanisme à cinq barres (a) et le mécanisme correspondant au robot caché pour le contrôleur basé observation des directions des corps (b). 101
3.6 Exemples des singularités de type 2 pour le mécanisme à cinq barres (a) et le mécanisme correspondant au robot caché pour le contrôleur basé observation des directions des corps (b). 102
3.7 Transmission des erreurs pour la conception basée encodeur. 102
3.8 Modèle d'erreur sur les pixels associés à l'observation d'une droite, projection d'un des bords des corps cylindriques du robot dans l'espace caméra. 103
3.9 Transmission des erreurs pour la conception orientée commande 104
3.10 Intégration du concept du robot caché dans le processus de conception. 105
3.11 Position de l'espace dextre régulier dans l'espace de travail du mécanisme à cinq barres (dessin à l'échelle). 108
3.12 Position de l'espace dextre régulier dans l'espace de travail du mécanisme à cinq barres (dessin à l'échelle). 111
3.13 Résolution de la position de l'effecteur dans l'espace de travail dextre. 111
3.14 Représentation d'un corps dans l'espace maillé avec un élément fini. 112
3.15 Conception des corps proximaux : domaine de conception initiale. 117
3.16 Conception des corps proximaux : résultats finaux pour différentes valeurs de k. 118
3.17 Modèle CAO du prototype final. 119
3.18 Modèle CAO. 120
3.19 Simulation élément finis sous CATIA pour les corps proximaux et le châssis en bois du robot. 121
3.20 Prototype final : mécanisme à cinq barres en bois. 122
3.21 Mesures expérimentales des déformations dans le plan. 123

3.22 Mesure expérimentale des déformations du mécanisme à cinq barres en bois. . 126

3.23 Déformations le long de z_0 pour différent chargements suivant z_0 127

3.24 Déformations le long de x_0 pour différent chargements suivant x_0. 127

3.25 Déformations le long de y_0 pour différent chargements suivant y_0. 127

4.1 Primitives visuelles utilisées pour l'asservissement visuel du mécanisme à cinq barres en bois. 131

4.2 Extraction des primitives visuelles par observation des corps distaux cylindriques du robot. 135

4.3 Structure du schéma simulink réalisé. 140

4.4 Co-simulation du robot avec Adams. 141

4.5 Résultats de simulation les contrôleurs par asservissement visuel : (a) : contrôleur basé dur l'observation de l'effecteur ; (b) : contrôleur basé sur la direction des corps ; (c) : contrôleur basé droites de Plücker ; (d) : contrôleur hybride basé fusion. 143

4.6 Comparaison des résultats pour différentes limites en vitesse (a) : sans limite de vitesse ; (b) : avec une saturation de la norme $\lambda\mathbf{e}$; (c) : avec un gain adaptatif. 144

4.7 Résultats de simulation montrant l'influence du mode continu pour le contrôleur basé observation effecteur. 145

4.8 Commande en position articulaire bas-niveau calculée à partir de (a) : la position articulaire courante ; (b) : la commande en position précédente. 147

4.9 Effet de l'interpolation de la commande en vitesse sur le couple moteur. 148

4.10 Processus d'expérimentation. 149

4.12 Processus d'expérimentation (a) : le positionnement des comparateurs sur le socle en acier pour le robot commandé à la position 3 ; (b) : installation globale de la caméra et de l'environnement du robot. 150

4.13 Images obtenues pendant l'asservissement visuel du robot. 151

4.14 Résultats en simulation de l'erreur en position avec le contrôleur basé observation de l'effecteur. 152

4.15 **Eff** : Contrôleur basé observation effecteur ; **NU** : contrôleur basé observation des direction des corps ; **Add** : contrôleur hybride basé addition ; **Fus** : contrôleur hybride basé fusion ; **Rec** : contrôleur basé droites de Plüker. 153

4.16 Résultats des contrôleurs sur le robot réel : précision et répétabilité dans l'espace de travail 154
4.17 La distribution du bruit : exemple à la position 4 pour les extrémités des droites 155
4.18 Ecart type de la variation des points dans l'image en fonction de la position commandée du robot. 155
4.19 Graphiques sur la robustesse aux variations dimensionnelles des contrôleurs. (a) et (b) : pour une variation du diamètre ; (c) : pour une variation de longueur des corps. 156

Liste des tableaux

1.1 Émissions nettes de carbone dans la production d'une tonne de matériaux divers FPL-GTR-190 [April 2010]. 23
1.2 Comparaison entre différents matériaux pour la construction d'une poutre de section carrée de 2 m supportant une charge de 10 t/m THIERRY et al. [2010]. . 24
1.3 Caractéristiques élastiques de quelques espèces du bois. 28
1.4 Coefficient de Poisson pour diverses espèces à un taux d'humidité d'environ 12%.FPL-GTR-190 [April 2010]. 29
1.5 Valeurs moyennes des coefficients spécifiques de gonflement et de retrait KOLLMANN [1968]. 31

2.1 Rigidité des corps (E) et leurs densités (pin acétylé) 58
2.2 Paramètres géométriques et mécaniques d'un corps j modélisé par poutre Euler-Bernoulli 63
2.3 Erreur sur Num 3 82

3.1 Cahier des charges de robot parallèle en bois. 92
3.2 Paramètres de conception du mécanisme à cinq barres. 93
3.3 Paramètres de la conception optimale et valeur de la fonction objectif. 107
3.4 Paramètres de la conception optimale de mécanisme à cinq barres en bois. . . 110
3.5 Position et orientation optimales des caméras. 110
3.6 Déformations le long de x_0 pour une charge suivant x_0. 124
3.7 Déformations le long de y_0 pour une charge suivant x_0. 125
3.8 Déformations le long de y_0 pour une charge suivant y_0. 125
3.9 Déformations le long de y_0 pour une charge suivant x_0. 125
3.10 Déformations le long de z_0. 125

Introduction générale

La lutte contre le changement climatique est devenue une priorité en Europe. Afin de relever ce défi, le Conseil Européen a adopté en 2008 de nouveaux objectifs environnementaux pour l'Union Européenne, les objectifs dits "20-20-20", dont les deux premiers sont les suivants :

- réduire nos émissions de gaz à effet de serre de 20 % d'ici 2020,
- augmenter l'efficacité énergétique pour économiser 20 % de la consommation d'énergie d'ici 2020. Pour 2030, ces objectifs sont respectivement de 40 % et 27 %.

Pour atteindre ces objectifs, une collaboration des gouvernements et de l'industrie est nécessaire. Comme la robotique n'arrête pas de révolutionner nos usines et il est méconnu que l'utilisation des robots (sans même considérer le procédé industriel pour lequel ils seront utilisés) impacte considérablement l'environnement. Cet impact est estimé en termes de rejet de gaz à effet de serre à 11 millions de tonnes en équivalent CO2 rejetées dans l'atmosphère Briot [2014], et cela seulement pour la réalisation du stock mondial de robots industriels (1 500 000 unités, 180 000 unités vendues par an avec 12 % d'augmentation annuelle). Jusqu'à présent, le concepteur d'un robot industriel ne prend pas en compte de l'impact environnemental lors de la conception d'un robot. Ainsi, il utilise des matériaux usuels qui sont extrêmement polluants comme l'alliage d'aluminium, l'acier, composites de carbone, etc. L'idée du projet RobEcolo est d'investiguer l'utilisation des matériaux bio-sourcés dans la conception des robots afin de réduire considérablement leur impact environnemental.

Le projet RobEcolo RobEcolo [2015] dans lequel cette thèse s'inscrit est un projet régional cofinancé pour 3 ans par la région Pays de la Loire et qui est en collaboration entre Centrale Nantes (CN), le CNRS, et l'École Supérieure du Bois (ESB). RobEcolo se focalise sur la réduction de l'impact environnemental des robots industriels par l'utilisation du bois dans leur conception. Peu d'études existent sur ce type de sujet. Par exemple, dans Laurent et al. [2010a], les auteurs montrent qu'il est possible d'avoir des propriétés mécaniques in-

téressantes pour un robot en bois, mais ils ne mentionnent pas comment réussir à créer de manière certaine un robot fiable, raide, précis même si le bois a pour caractéristiques :

- une forte variation de dimensions du matériau en fonction de l'hygrométrie,
- une variabilité au niveau des performances mécaniques relativement importante.

L'objectif final de cette thèse et de RobEcolo est de pouvoir démontrer qu'il est possible de concevoir un **robot parallèle à deux degrés de liberté en bois** avec des performances équivalentes à celles des robots industriels actuels en termes de raideur et de précision, ce qui se traduit par une **répétabilité inférieure à 0,5 mm et une déformation sous charge de 1 kg inférieure à 0,5 mm dans un espace de travail de 800 × 200 mm**.

Plusieurs verrous scientifiques se présentent dans le projet RobEcolo et le fait de les relever revient à répondre aux questions suivantes :

1. Quelle essence de bois faut il utiliser pour concevoir notre robot ?
2. Comment faire face à la variation dimensionnelle des éléments en bois du robot et garantir la précision du robot souhaitée ?
3. Comment prendre en considération l'orthotropie du bois ?
4. Par quelles méthodes pouvons nous garantir la rigidité souhaitée ? Et comment prendre en considération la variabilité au niveau des propriétés mécaniques de ce matériau ?
5. Comment modéliser le bois pour la robotique sachant que le bois est un matériau organique et différent des matériaux usuels utilisés dans la conception de robots ?

Le présent manuscrit cherche à répondre à ces questions. Cette thèse traite principalement des problématiques présentées dans les points 1, 2, 3 et 5. Concernant le point 4, il a été traité par les collaborateurs du projet RobEcolo. Néanmoins la méthode proposée sera expliquée plus loin dans le manuscrit. Les contributions de cette thèse sont :

1. **Exploration du potentiel d'utilisation du bois acétylé dans la conception de robot**. Il existe une infinité d'essences de bois dans la nature et la sélection d'un type de bois à utiliser dans la conception de notre robot parmi toutes ces essences reste une tâche primordiale. Comme il a été précisé précédemment, l'une des problématiques majeures de ce matériau, est la présence d'une importante variabilité dimensionnelle avec le changement d'humidité. Pour diminuer cette variabilité nous avons décidé d'explorer un type de bois acétylé issu de deux essences : du Pin radiata et du Hêtre. En effet, l'acétylation est un traitement qui permet de limiter beaucoup les phénomènes

de retraits/gonflements et qui impacte peu les aspects mécaniques du matériau d'origine. Par conséquent, ce bois est très intéressant pour notre cas d'usage parce qu'il présente une bonne durabilité et une bonne stabilité dimensionnelle. Cependant, ce matériau reste nouveau et les donnés existantes définissant ses propriétés mécaniques sont limitées. Pour cela, des expérimentations ont été effectuées pour caractériser ces propriétés mécaniques, spécifiquement la rigidité. Les tests ont été appliqués sur des pièces dont les dimensions correspondent à celles des corps d'un robot.

2. **Modélisation élastique des robots en bois**. Dans la robotique, les modèles élastiques qui définissent les déformations élasto-statiques et élasto-dynamiques sont nécessaires. Ces modèles sont utilisés pour alimenter les algorithmes de conception optimale des robots et dans leurs boucles de commande, ce qui nécessite d'avoir des modèles précis et qui ne sont pas lourds en terme de temps de calcul. En effet, le bois est un matériau anisotrope, alors que les roboticiens ont l'habitude d'utiliser des modèles de matériaux métalliques isotropes. Pour cette raison, cette thèse propose une évolution de modèles simples et précis permettant de prédire les performances élastiques des robots en bois.

3. **Conception orientée commande**. Afin de garantir la précision du robot en bois et pour compenser les erreurs liées aux variations dimensionnelles en fonction des conditions atmosphériques, des capteurs extéroceptifs peuvent être utilisés pour contrôler le robot. Cependant, toute observation externe a un impact sur les performances du robot. Il est donc nécessaire d'optimiser la conception du robot par rapport aux critères de performance mécanique (habituels), mais aussi par rapport aux indices de performance issus de la définition de la commande par capteurs extéroceptifs. Ainsi, l'un des objectifs de cette thèse est de décrire une nouvelle approche de conception orientée commande. Cette approche permet de prendre en compte les performances du contrôleur dès la phase de conception du robot ce qui amènera à satisfaire la performance de précision lors du contrôle de celui-ci, par la définition des paramètres géométriques primaires optimaux du robot. Les résultats de cette optimisation sont utilisés par les algorithmes de conception topologique développés par les collaborateurs du projet RobEcolo. Ces algorithmes prennent en compte la variabilité des performances du bois et ont permis la définition des formes des corps du robot nécessaires pour satisfaire le critère de rigidité souhaité. Puis, tous ces résultats obtenus ont

conduit à obtenir l'architecture du robot en bois et à la réalisation d'un prototype final.

4. **Caractérisation expérimentale de la précision du robot en bois commandé par asservissement visuel**. Plusieurs approches d'asservissement visuel connues dans la littérature ont été appliquées pour commandé le mouvement du robot réalisé durant cette thèse. Un long processus d'expérimentation a été effectué pour caractériser la précision du robot. Les résultats obtenus ont permis de comparer la fiabilité de ces contrôleurs et de sélectionner celui qui conduit à avoir les meilleures performances, et enfin de conclure sur la possibilité de concevoir un robot en bois précis.

Le manuscrit est divisé en quatre chapitres. Au **chapitre 1**, l'état de l'art en conception optimale de robots parallèles et sur la commande basée sur la vision est présenté. De plus, ce chapitre introduit des définitions génériques de l'éco-conception de produits et des exemples de robots conçus avec des matériaux bio-sourcés. Au **chapitre 2**, une modification de la théorie des poutres d'Euler-Bernoulli est expliquée en détail, pour définir des modèles élastiques pour les robots en bois. Dans le **chapitre 3**, la méthodologie de conception optimale robuste est détaillée. Les méthodes proposées permettent de garantir les performances de rigidité et de précision des robots en bois. De plus, ce chapitre explique la phase de conception assistée par ordinateur et la réalisation du prototype final obtenu. Enfin, des tests expérimentaux réalisés pour caractériser la rigidité du robot en bois seront présentés dans ce chapitre. Le **chapitre 4** est dédié à l'étude de différentes approches d'asservissement visuel des robots parallèles qui ont été appliquées sur le prototype. Ensuite, toutes les expérimentations réalisées pour caractériser la précision du robot en bois sont présentées. Enfin, des conclusions générales sont tirées à partir de l'analyse des résultats obtenus, et les perspectives de ce travail sont proposées.

Chapitre 1

État de l'art

Sommaire

1.1 Généralités sur la robotique industrielle 7

1.1.1 Définition d'un robot industriel 7

1.2 Généralités sur l'éco-conception de systèmes et analyse du cycle de vie d'un robot 10

1.2.1 Définition de l'éco-conception d'un système 10

1.2.2 Analyse du cycle de vie 10

1.2.3 ACV d'un robot industriel 11

1.2.4 Réduire l'impact environnemental d'un robot 13

1.3 Matériau bois 20

1.3.1 Avantages du bois 21

1.3.2 Propriétés mécaniques du bois 24

1.3.3 Orthotropie du bois 25

1.3.4 Les singularités dans le bois 29

1.3.5 L'eau dans le bois 29

1.3.6 Viscoélasticité et fluage dans le bois 31

1.4 Approches de conception optimale et robuste des robots 33

1.4.1 Conception optimale 34

1.4.2 Conception robuste 35

1.5 Approches de commande dédiées aux robots parallèles 36

1.5.1 Commande classique des robots 37

1.5.2 Commandes référencées capteurs extéroceptifs 39

1.5.3 Utilisation de plus d'une caméra 45
1.6 Conclusion 45

Ce chapitre présente un état de l'art permettant de poser les bases pour une conception de robots parallèles en bois commandés par asservissement visuel. Le but de notre étude est d'investiguer l'utilisation des matériaux bio-sourcés comme le bois dans la conception de robots industriels. Dans un premier temps, une définition de l'éco-conception des produits est présentée. Suivie par une présentation des robots industriels, détaillant certaines architectures qui seront traitées plus loin dans le manuscrit. De plus, le matériau bois est analysé tout en détaillant ses avantages et ses inconvénients. Deuxièmement, concevoir des robots précis et rigides nécessite l'application des approches de conception optimale. Pour cela un aperçu des approches existantes dans la littérature est donné dans ce chapitre. Ensuite, différentes méthodes de commande classique des robots sont présentées et comparées avec les techniques de commande par asservissement visuel. Une présentation des approches d'asservissement visuel 2D et 3D, ainsi que différentes façons de paramétrer les caractéristiques utilisées pour développer ces approches par des capteurs extéroceptifs (caméras) est introduite. Finalement, des travaux antérieurs sur la définition des lois de commande par asservissement visuel sont présentés.

1.1 Généralités sur la robotique industrielle

1.1.1 Définition d'un robot industriel

Un robot industriel est un manipulateur automatique asservi en position, polyvalent, reprogrammable, capable de positionner et d'orienter des matériaux, des pièces, des outils ou des dispositifs spécialisés au cours de mouvements variables et programmés pour l'exécution d'une grande variété de tâches.

Un robot est composé de plusieurs segments articulés permettant de piloter un équipement dédié aux applications robotisées appelé effecteur (outil ou organe terminal). Le terme organe terminal (effecteur) regroupe tout dispositif destiné à manipuler des objets (dispositif de serrage, dispositif magnétique, à dépression,...), à les transformer (outils, torche à souder, pistolet de peinture, mèche d'ébavurage...) ou à les déplacer. En d'autres termes, il s'agit d'une interface permettant au robot d'interagir avec son environnement.

La position et l'orientation de cet élément sont commandées et représentées par leurs coordonnées généralisées qui sont les coordonnées d'une configuration particulière de l'organe terminal exprimées dans le repère de base.

Le nombre de degrés de liberté (ddl) d'un robot est le nombre de coordonnées généralisées indépendantes nécessaires pour définir une configuration donnée. Il décrit aussi le nombre de mouvements indépendants que l'organe terminal peut réaliser. Ces mouvements sont décrits au maximum par trois translations et trois rotations selon des axes particuliers (les axes d'un repère orthonormé).

Il existe plusieurs structures de robots industriels, entre autres : la chaîne ouverte simple (série), la structure arborescente, la chaîne fermée appelée aussi structure parallèle.

Les robots séries

Un robot industriel série est une structure mécanique articulée à l'image d'un bras humain (FIGURE 1.1). Il s'agit d'une succession de solides (segments ou corps) qui sont reliés par des articulations motorisés, comme illustré à travers la FIGURE 1.1. Il possède un nombre suffisant de degrés de liberté lui permettant de réaliser avec précision les tâches auxquelles il est destiné. En général, six degrés de liberté suffisent, trois sont destinés au positionnement et trois à l'orientation. Cela permet de déplacer et d'orienter l'organe terminal (effecteur) dans un espace de travail donné. A un tel espace est en général associé un repère

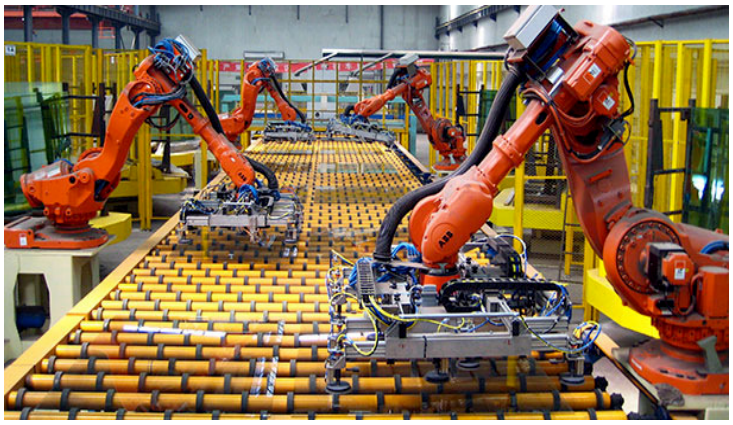


FIGURE 1.1 – Robots séries dans une chaîne de production

cartésien opérationnel. Cette structure de robot a pour avantage, d'une part, de disposer d'un grand espace de travail et de l'autre part une certaine simplicité de commande par rapport aux robots parallèles. En contrepartie cette architecture de robots présente plusieurs défauts à citer MERLET [2006b] :

- inertie élevée due aux masses réparties sur toute la chaîne cinématique ;
- manque de rigidité par la mise en série d'éléments élastiques ;
- cumul des erreurs de positionnement dû à la disposition des corps en série ;
- fatigue et usure des liaisons de puissance assurant l'alimentation des actionneurs (câble, tuyaux flexibles) ;
- fatigue et usure des liaisons assurant la circulation des informations entre les capteurs et la commande, sur le plan sécurité, ce point est essentiel puisqu'une erreur de transmission peut avoir des conséquences désastreuses sur le mouvement du robot CLAVEL [Juillet 1994].

Les robots parallèles

Les robots parallèles se distinguent des robots séries par le fait que l'effecteur est attaché à la base par une série de chaînes cinématiques, formant des boucles fermées ((FIGURE 1.2)). Ces chaînes cinématiques appelées *jambe* ou *bras*, ont généralement la même structure, bien qu'elles puissent être différentes dans certains cas. La mise en parallèle de plusieurs chaînes cinématiques entraînées chacune par un actionneur conduit généralement aux avantage suivants :

- capacité de charge élevée ;

(a) Robot parallèle spatial Adepte pour les opérations prise et pause

(b) Robot parallèle plan

FIGURE 1.2 – Les différents types de robots parallèles existants.

- possibilité de mouvement à haute dynamique (accélérations élevées) ;
- rigidité mécanique élevée ;
- faible masse mobile ;
- facilité d'intégration des capteurs ;
- possibilité de positionner les actionneurs directement sur la base fixe ou très proche de celle-ci. Cette particularité engendre les avantages suivant :
  - grand choix de moteurs et de réducteurs par le fait que leur masse joue peu de rôle dans l'inertie des manipulateurs ;
  - simplification importante des problèmes de liaisons entre les moteurs, les capteurs et les contrôleurs (câblage plus simple et plus fiable).

Les avantages cités précédemment ne sont pas fortement respectés par tous les prototypes de robots parallèles. En particulier, les premières machines-outils connaissaient des problèmes de rigidité et de précision. En effet, cette architecture de robots présente plusieurs inconvénients détaillés ci-après :

- volume de travail limité au regard du volume total du mécanisme : l'effecteur est relié à la base par plusieurs chaînes cinématiques, par conséquent l'espace du travail du robot est l'intersection de celui associé à tous les corps. Pour faire face à ce problème, une solution consiste à utiliser des actionneurs linéaires orientés selon la même direction. Augmenter la course des moteurs permet d'allonger le volume de travail ;

- présence de singularités dans l'espace de travail : c'est l'inconvénient principal des robots parallèles. Les singularités sont des zones dans l'espace de travail du robot dans le quelle les performances de celui ci décrois d'une manière quasi instantanée, ce qui conduit à une perte de commande de la structure mobile voire une détérioration de la mécanique. Les types de singularités des robots parallèles seront présentés dans le chapitre 3;
- complexité de la commande : les robots parallèles sont généralement difficiles à commander, en raison du fort couplage entre le mouvement des différentes chaînes cinématiques.

Après avoir présenter les types de robots industriels les plus utilisés dans le monde industriel, leurs avantages et inconvénients, la section suivante s'intéresse à l'impact environnemental et l'éco-conception de ces machines.

1.2 Généralités sur l'éco-conception de systèmes et analyse du cycle de vie d'un robot

1.2.1 Définition de l'éco-conception d'un système

L'éco-conception est définie dans le rapport technique ISO/TR 14062 comme étant « l'intégration des aspects environnementaux dans la conception et le développement de produits ». Cette prise en compte de l'environnement dès la conception du produit est en plein développement aujourd'hui, et les entreprises perçoivent de plus en plus l'éco-conception comme un enjeu concurrentiel et une source d'innovation.

En termes d'évaluation des impacts environnementaux des produits, l'outil le plus reconnu au niveau international est l'analyse du cycle de vie (ACV). C'est en effet la seule méthode ayant fait l'objet de travaux de normalisation internationale : il s'agit des normes ISO 14040 et ISO 14044.

1.2.2 Analyse du cycle de vie

L'ACV (Analyse de Cycle du Vie) consiste à évaluer les impacts environnementaux potentiels d'un système, un produit, un procédé ou un service, assurant une (ou plusieurs)

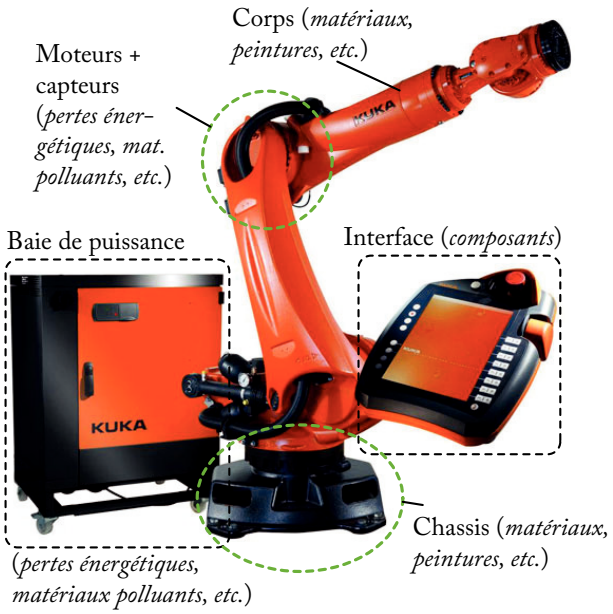


FIGURE 1.3 – Principaux composants impactant l'environnement pour un robot.

fonction(s), tout le long de son cycle de vie. Cette approche se déroule en quatre étapes : définition des objectifs, bilan matière énergie, analyse des impacts et interprétation. Ces étapes sont détaillées ci-après :

- définition des objectifs et du domaine d'application ;
- inventaire : bilan quantitatif des flux entrants et sortants d'un système. Ces flux sont listés et classés, la plupart du temps, selon plusieurs facteurs d'impact : consommation de matières premières, consommation d'énergie, rejets atmosphériques et déchets solides ;
- évaluation des impacts : classification des flux par critère environnemental (qualitatif : appauvrissement de la couche d'ozone, effet de serre, acidification de l'atmosphère, consommation d'énergie, épuisement des ressources naturelles, production de déchets, eutrophisation de l'eau), caractérisation (quantitatif) et évaluation ;
- interprétation et exploitation de l'ACV.

1.2.3 ACV d'un robot industriel

Il existe plusieurs facteurs d'impact environnemental des robots industriels et ceci à cause de leur utilisation mais aussi des différents composants utilisés dans leur conception comme le montre la FIGURE 1.3. Ces facteurs peuvent être divisés en deux groupes principaux :

1. Impact environnemental dû à la conception du robot :

    - utilisation des matériaux à grand impact environnemental en terme de rejet du gaz à effet de serre (l'aluminium, l'acier, les composites de carbone, etc) dans la conception des différents composants du robot comme les corps et les articulations ;

    - utilisation de la peinture pour la protection des composants du robot.

2. Impact environnemental dû à l'utilisation du robot :

    - l'ensemble des actionneurs utilisés pour le fonctionnement du robot : les actionneurs utilisent fréquemment des moteurs électriques à aimant permanent. A noter les pertes énergétiques au niveau des moteurs et les pertes mécaniques par frottements ;

    - capteurs : ces composants sont utilisés pour la commande du robot et généralement conçus avec des matériaux polluants.

    - armoire électrique : regroupe principalement les cartes électroniques, les câbles électriques, variateurs, etc.

Pour quantifier et caractériser l'impact environnemental d'un robot industriel dû à sa conception / fabrication, une étude BINDER [2015] a été réalisée. Elle montre que plus de 60 % de rejet des gaz à effet de serre émis durant le cycle de vie total du robot ont été émis principalement lors de la fabrication des corps et du châssis comme le montre la FIGURE 1.4. Il est important de mentionner que cette étude se focalise uniquement sur l'impact environnemental venant de l'architecture du robot donc elle ne prend pas en compte l'impact environnemental de la baie électrique.

En conclusion, pour réduire considérablement l'impact environnemental des robots industriels, deux voies sont possibles :

1. L'investigation des matériaux bio-sourcés à faibles impacts environnementaux dans la conception du robot (les corps et le châssis).

2. Le développement de méthodes pour diminuer la consommation énergétique des robots.

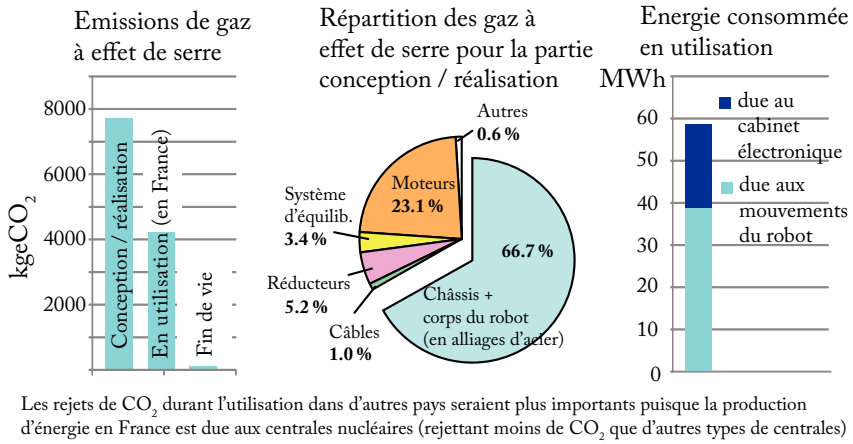


FIGURE 1.4 – Impact environnemental d'un robot Kuka KR270 lors de son cycle de vie.

1.2.4 Réduire l'impact environnemental d'un robot

Aspect réduction de la consommation énergétique

Vue la tendance croissante du prix de l'énergie, la réduction de la consommation énergétique des robots industriels revient à diminuer la consommation d'électricité de ces machines. A titre d'exemple, l'étude RIAZI et al. [2016] mentionne que, dans un atelier de carrosserie typique, environ 300 à 500 pièces sont assemblées par environ 800 à 1200 robots avant d'être expédiées à l'atelier de peinture GALITSKY et WORRELL [2008]. Ces robots contribuent à environ 30 % de la consommation énergétique totale de l'atelier de carrosserie HEIL et al. [2014]. Ainsi, avoir des robots moins énergivores conduira à une baisse significative de la facture énergétique. Parmi les méthodes courantes, citons :

- les techniques pour l'équilibrage des effets gravitationnels ARAKELIAN et BRIOT [2015]; CHAUDHARY et SAHA [2009] ;
- les techniques pour la minimisation des effets inertiels SHABANA [2005], SIGMUND [2001], ALBERS et al. [2006] ;
- la mise en place de systèmes d'économie d'énergie dans les baies électroniques MEIKE [2013], PELLICCIARI et al. [2015] ;
- les robots pouvant générer leur propre énergie CLAVEL [December 1990], BENNETTO [1987]; IEROPOULOS et al. [2003], WILKINSON [2000].

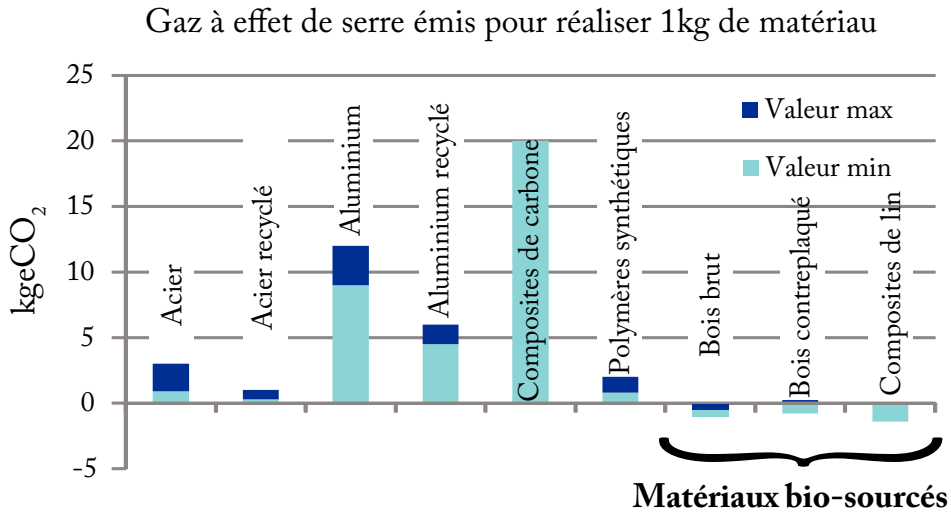


FIGURE 1.5 – Impact environnemental de différents matériaux sur l'effet de serre. Données issues de LAURENT et al. [2010b].

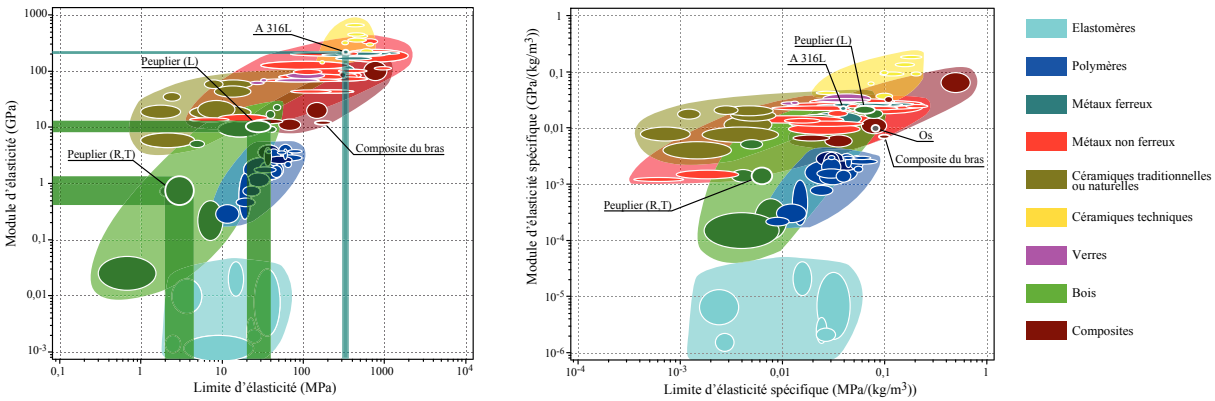
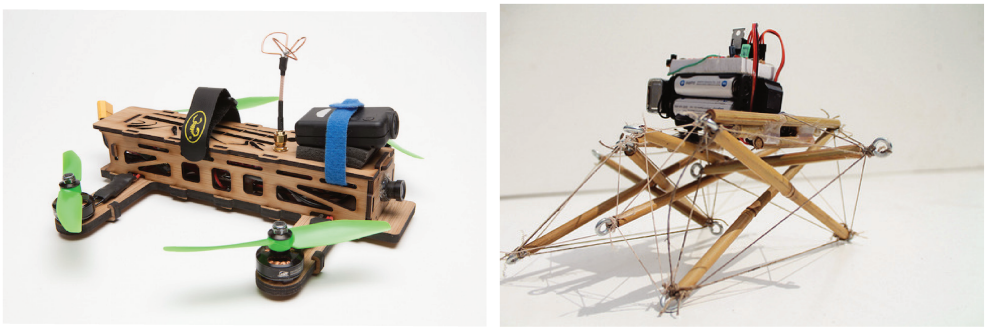


FIGURE 1.6 – Caractéristiques mécaniques de certains matériaux : le module d'élasticité spécifique est le module d'élasticité divisé par la masse volumique du matériau / la limite d'élasticité spécifique est la limite d'élasticité divisée par la masse volumique du matériau. Données issues de LAURENT et al. [2010b].

Aspect utilisation de matériaux à faibles impacts environnementaux

Pour réduire l'impact environnemental des robots industriels, nous nous intéressons à la conception basée matériaux bio-sourcés à la place des matériaux usuels utilisés dans la conception de robot, comme le montre la FIGURE 1.5. Parmi ces matériaux bio-sourcés, le bois par sa conception naturelle de croissance présente un impact environnemental négatif. Ce matériaux va absorber du gaz à effet de serre davantage : de l'ordre de -0.5 à -1 kgeCO$_2$ (FIGURE 1.5).

Plusieurs matériaux bio-sourcés ont été utilisés pour la conception de robots, notam-



(a) pour la réalisation de drones SHENDRONES [2018]

(b) pour la conception de mécanismes de tenségrité robotisés TENSEGRITY [2015]

FIGURE 1.7 – Utilisation du bambou dans la conception de robots.

FIGURE 1.8 – Utilisation du bambou pour la réalisation d'exosquelettes EXOSKELETON [2011].

ment le bambou CSISZAR et al. [2015]. Le bambou est utilisé aussi dans la conception des drones SHENDRONES [2018] (FIGURE 1.7a), de robots mobiles, tels que des mécanismes de tenségrité TENSEGRITY [2015] (FIGURE 1.7b) ou dans la conception d'exosquelettes EXOSKELETON [2011] (FIGURE 1.8). Il est important de mentionner que l'utilisation du bambou dans la conception de drones et des exosquelettes a été réalisé uniquement dans un but artistique, et non pas dans l'objectif de réduire l'impact environnemental de ces robots.

D'autres travaux se sont intéressés à l'utilisation de bio-composites pour réaliser des robots industriels. Dans NGUYEN [2015], certains corps d'un prototype de robot parallèle conçu à l'Institut Pascal de Clermont-Ferrand ont été remplacés par des tubes cylindriques en bio-composites (composite sandwich en fibres de lin et de carbone, associé à une résine epoxy). Le procédé de réalisation est décrit en détail et une comparaison des résultats sur

FIGURE 1.9 – Actionneurs en gélatine de porc développés à l'École Polytechnique Fédérale de Lausanne (EPFL) SHINTAKE et al. [2017].

les déformations, fréquences propres et facteurs d'amortissement pour des robots en aluminium ou avec ce type de composite sandwich est réalisée. Il est montré, pour des corps plus légers en composites, que les déformations et les fréquences sont similaires entre les deux types de robots, mais que le taux d'amortissement est augmenté avec les corps en composites, conduisant à un meilleur rejet des vibrations.

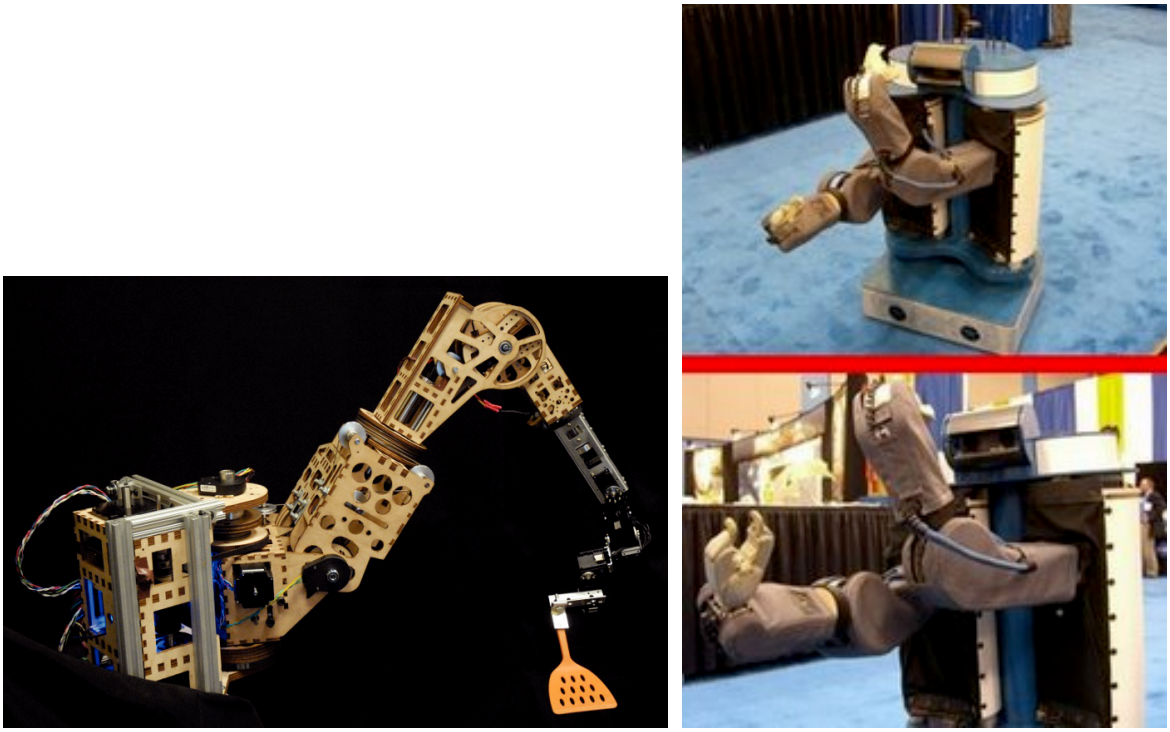
De plus, il existe d'autre travaux s'intéressant à l'utilisation d'un autre matériau biodégradable, comme la gélatine de porc pour la réalisation des actionneurs de robot (FIGURE 1.9) SHINTAKE et al. [2017]. Les applications visées sont l'utilisation de ces actionneurs pour l'exploration corporelle humaine, ce qui rend nécessaire de concevoir des robots bio-dégradables dans le corps humain. Ces travaux font suite à d'autres résultats obtenus par d'autres équipes autour de la réalisation de micro-composants électroniques IRIMIA-VLADU et al. [2011] (transistors IRIMIA-VLADU et al. [2010], condensateurs WANG et al. [2016]), capteurs TAO et al. [2012], batteries KIM et al. [2013a,b]; LI et al. [2013]; WU et al. [2013] et électrodes KELLER et al. [2015]) comestibles pour des humains, toujours pour le même type d'applications.

Parmi les matériaux bio-sourcés, le bois reste un des matériaux le plus connu par l'humain dans le passé, notamment il est très utilisé en construction de bâtiments depuis des siècles pour son ratio raideur / masse élevé comparable à certains métaux (FIGURE 1.6). Pour toutes ces raisons, nous nous intéressons à ce matériau dans notre étude. L'utilisation

FIGURE 1.10 – Châssis d'avion en bois.

du bois dans la conception des machines n'est pas une idée nouvelle. Par exemple, il a été utilisé dans les véhicules comme les vélos FRANCEVÉLOTOURISME [2015]) et les châssis d'avions SHARP et BOWYER [1995] (voir la FIGURE 1.10). De nos jours, la conception de robots en bois se limite aux maquettes et prototypes (robot OpenArm v2.0 de Stanford QUIGLEY et al. [2011] comme illustré à la FIGURE 1.11a). 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 (FIGURE 1.11b)). Cependant, l'utilisation du bois en robotique était uniquement dans la phase de prototypage pour réduire le coût de la conception, pas pour garantir la raideur ou la précision de ces prototypes ni dans l'objectif d'éco-conception. Les robots finaux restent conçus avec des matériaux usuels utilisés généralement dans la conception en robotique.

Une première tentative d'introduction du bois dans la conception de robots industriels a été présentée dans LAURENT et al. [2010c] et LAURENT et al. [2010a,b]. L'objectif de cette étude est de remplacer un corps en mouvement d'un robot parallèle par un autre conçu avec du bois (FIGURE 1.12b). Cette démarche heuristique tente de trouver la forme adéquate du corps permettant d'assurer les mêmes performances de raideur que le corps initial en composite de carbone. Les différentes formes proposées sont illustrées au niveau de la FIGURE 1.12. Ces résultats ont montré que l'approche était suffisamment valable pour concurrencer les matériaux couramment utilisés en terme de rigidité. De plus, les travaux dans LAURENT et al. [2010a] traitent aussi le remplacement du châssis par une structure en bois. Afin d'assurer les performances de précision du robot malgré sa fixation sur une structure dont les performances mécaniques ne sont pas maîtrisées, un asservissement utilisant



(a) Robot OpenArm v2.0 de Stanford

(b) Premier prototype du robot Willow Garage PR1 WYROBEK et al. [2008]

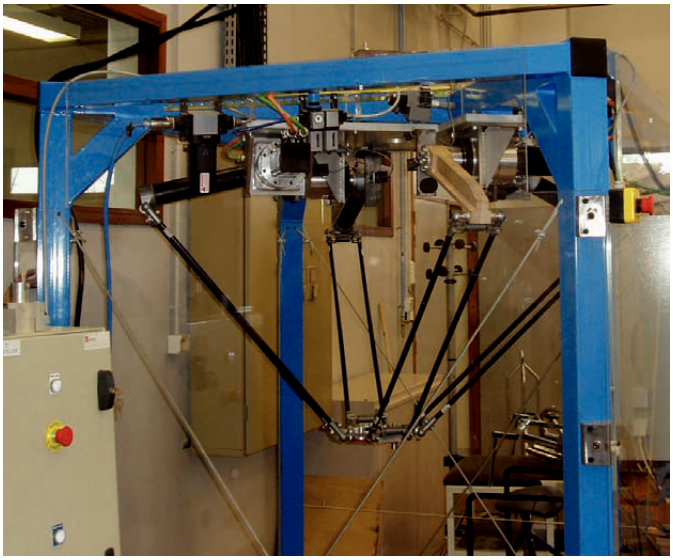
FIGURE 1.11 – Exemples de prototypes de robots dont certaines pièces sont en bois.

un capteur de position/orientation externe a été mis en place (FIGURE 1.13). Cependant, ces résultats restent empiriques et la variabilité dimensionnelle du bois en fonction des conditions atmosphériques KRETSCHMANN [2010]; WANG et PIAO [2011] n'est pas prise en compte. De plus, deux questions cruciales n'ont pas été abordées dans cette étude :

1. Les performances / dimensions du bois varient en fonction des conditions atmosphériques / sollicitations externes et des conditions dans lesquelles il a poussé; de nouveaux problèmes de conception de robots apparaissent donc : Comment s'assurer que le processus de conception est robuste, c'est-à-dire qu'un robot en bois peut être précis, rigide, etc. même si les propriétés du bois varient?
2. Les entreprises de robotique ne font pas confiance au bois. Comment leur prouver que le bois est un bon matériau pour la conception de robots?

Le but du projet RobEcolo dans lequel cette thèse s'inscrit est de montrer que les robots industriels en bois pourraient être une bonne alternative aux robots industriels métalliques, malgré ces deux problèmes cités précédemment. Pour atteindre ces objectifs jamais réalisés, nous devons porter attention à toutes les étapes suivantes :

(a) Prototypes de bras avec le bras original en composites de carbone



(b) Bras en bois monté sur le prototype

FIGURE 1.12 – Prototype de robot parallèle avec un corps en bois LAURENT et al. [2010b].

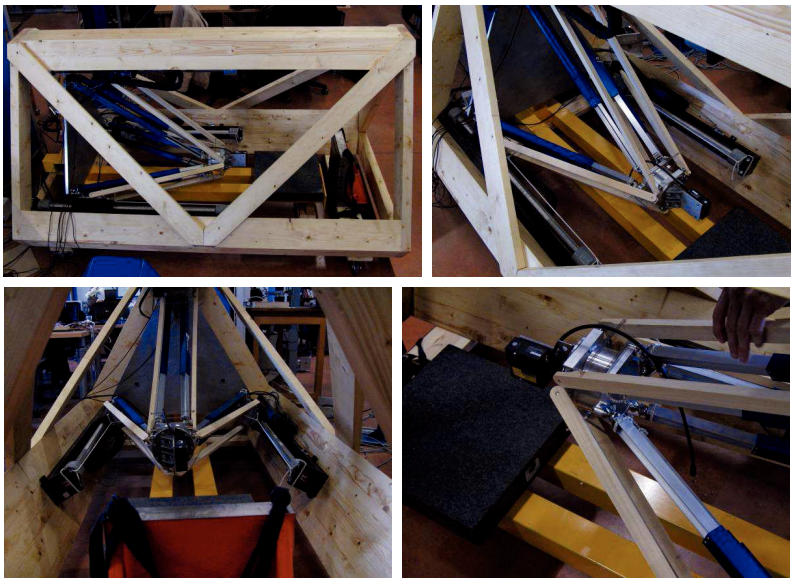


FIGURE 1.13 – Remplacement du châssis du robot par une structure en bois LAURENT et al. [2010a].

1. Choix de type de bois adapté à la réalisation d'un robot.
2. Définition d'approches de conception robuste permettant de prendre en compte la variation des performances du matériau bois dans la phase de réalisation du robot. Ces approches nécessitent la définition de modèles prédictifs du comportement élastique du bois et conduiront à la réalisation d'un prototype.
3. Compensation des erreurs liées à la variabilité dimensionnelle des corps en bois et assurer la précision souhaitée du robot par une commande référencée capteurs extéroceptifs.

Ces différentes étapes et leurs applications dans le cadre du projet RobEcolo sont détaillées dans les chapitres qui suivent. Cependant, dans un premier temps, un état de l'art sur les différents aspects impliqués pour relever le challenge du projet RobEcolo est nécessaire. Pour cela les sections suivantes permettent de traiter les aspects utilisés dans ce travail. Premièrement, une présentation détaillée du matériau bois est traité. Puis les approches de conception existantes dans la robotique seront détaillées. Enfin, un aperçu des méthodes de commande des robots utilisant capteurs extéroceptifs notamment des caméras sera exposé.

1.3 Matériau bois

Contrairement à l'acier, l'utilisation du bois a été moins développée dans le domaine de la construction des machines pendant de longues années à cause de son origine naturelle

(matériau fortement anisotrope, non homogène, sensible à l'humidité, à résistance limitée...). Aujourd'hui, suite à l'accomplissement de plusieurs programmes de recherche scientifique, de nouvelles technologies ont été développées pour mieux maîtriser les constructions en bois. Son caractère écologique et son aspect esthétique, ne laissent pas les architectes et les concepteurs techniques indifférents. Ceci lui a permis d'acquérir une certaine notoriété mise en évidence par une demande de plus en plus croissante.

L'étude du matériau bois par un mécanicien nécessite la définition d'échelles de description. Plusieurs échelles dans l'anatomie du matériau bois peuvent être étudiées, de l'échelle macroscopique de l'arbre ou de la grume à l'échelle moléculaire des différents constituants (FIGURE 1.14). Ainsi, il est nécessaire de connaître le comportement du matériau bois, et en particulier ses propriétés mécaniques telles que la résistance en traction parallèle et la compression parallèle et perpendiculaires au fil et le cisaillement.

Dans notre étude on s'intéresse à l'échelle macroscopique qui est définie comme l'échelle à la taille humaine; celle d'un élément de quelques dizaines de centimètres de longueur (échelle de la planche (FIGURE 1.14). La partie directement visible à cette échelle est l'écorce externe assurant la protection de l'arbre dans son environnement biologique. Derrière ce tissu de l'ordre de quelques millimètres à un centimètre d'épaisseur, l'écorce interne (ou liber) assure la conduction de la sève élaborée des feuilles vers l'ensemble de l'arbre. Enfin, au coeur, le bois permet le transport vers les feuilles de la sève brute absorbée au niveau des racines. Dans les zones tempérées, le bois présente des cernes de croissance par l'alternance de bois initial (de printemps) et de bois final (d'été).

1.3.1 Avantages du bois

Le bois connaît un regain d'intérêt en raison de ses qualités environnementales et de l'amélioration des connaissances sur ses propriétés par la recherche scientifique. L'un des plus grands attributs du bois est qu'il s'agit d'une ressource renouvelable. Si des pratiques durables d'aménagement forestier et d'exploitation sont suivies, la ressource en bois sera disponible indéfiniment. Le bois présente de nombreuses caractéristiques positives FPL-GTR-190 [April 2010] :

- **faible énergie intrinsèque** : quantité d'énergie nécessaire pour récolter, extraire, fabriquer et transporter jusqu'au point d'utilisation. Le bois, un matériau qui nécessite une quantité minimale de traitement énergétique, a un faible niveau d'énergie intrinsèque

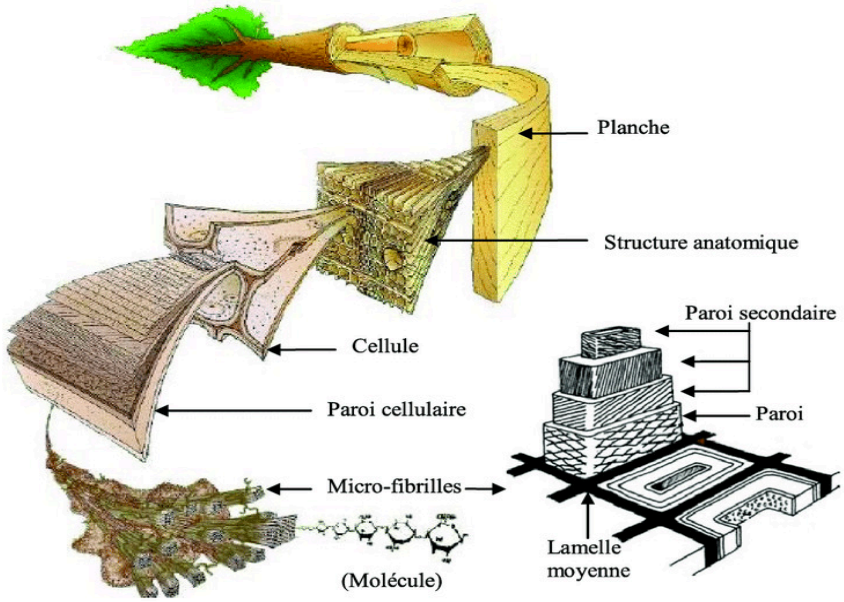


FIGURE 1.14 – Illustration de l'organisation multi-échelles du matériau bois (*Harrington 2002*).

par rapport à de nombreux autres matériaux comme l'acier, le béton, l'aluminium ou le plastique ;

- **faible impact carbone** : le carbone émis lors de la production d'autres matériaux est bien plus important que celui du bois, notamment car le bois consomme du carbone pour pousser. Comme l'indique le TABLEAU 1.1 FPL-GTR-190 [April 2010], le carbone émis pour produire une tonne de béton est environ huit fois plus élevé que celui émis pour récolter et transformer une tonne de bois de charpente. Une comparaison similaire pour l'acier indique que sa production émet environ 21 fois plus de carbone qu'un poids égal de bois de charpente. Les produits du bois atténuent également les émissions de carbone dans la mesure où ils remplacent l'acier ou le béton, qui émettent plus de gaz à effet de serre dans leur production ;

- **durabilité** : contrairement aux métaux et aux produits à base de combustibles fossiles (comme les plastiques), la ressource forestière est renouvelable et, avec une bonne gestion, le flux des produits du bois peut être maintenu indéfiniment. Des **programmes de certification forestière** peuvent garantir non seulement que la ressource forestière est exploitée de manière durable, mais aussi que les questions de biodiversité, de protection des habitats et de droits des peuples autochtones sont incluses dans les plans

TABLEAU 1.1 – Émissions nettes de carbone dans la production d'une tonne de matériaux divers FPL-GTR-190 [April 2010].

Matériau	Émissions nettes de carbone kg C/t
Bois de charpente	33
Panneaux de fibres à densité moyenne (fibre vierge)	60
Brique	88
Verre	154
Acier recyclé (100 % de ferraille)	220
Concrète	265
Aluminium recyclé (contenu recyclé à 100 %)	309
Acier	694
Plastique	2,502
Aluminium	4,532

de gestion des terres.

Thierry et al. dans THIERRY et al. [2010] citent les avantages environnementaux du bois. Par rapport aux différents types de matériaux tels que métaux, polymères, béton, verre, l'empreinte carbone du bois est presque neutre. Dans leur étude, il est évident que le bois se démarque dans des propriétés comme l'énergie nécessaire à la production, les émissions de CO_2 et la fraction recyclable. Pour faire une bonne comparaison, la consommation d'énergie et l'émission de CO_2 sont comparées pour la même application. Le TABLEAU 1.2 montre les propriétés des différents matériaux pour la construction d'une poutre de 2 m considérée comme supportant une charge de 10 tonnes par mètre. Les conclusions qui peuvent être tirées du TABLEAU 1.2 sont : la rigidité spécifique (c'est-à-dire le rapport entre la rigidité et la densité) du bois de peuplier dans la direction longitudinale est tout à fait comparable à celle de l'acier alors que dans le sens transversal, elle est 10 fois inférieure à celle de l'acier. Comparé à d'autres matériaux biologiques, le bois a une dureté comparable à celle de l'os. Par rapport aux matériaux composites de carbones, les propriétés spécifiques du bois sont

TABLEAU 1.2 – Comparaison entre différents matériaux pour la construction d'une poutre de section carrée de 2 m supportant une charge de 10 t/m THIERRY et al. [2010].

Matériaux	Masse volumique (kg/m^3)	Limite élastique (MPa)	Hauteur (cm)	Masse (kg)	Énergie consommée (MJ)	Émissions CO_2 (kg)
Composite de Carbone	1500	200	11	36	9900	730
Aluminium allié	2700	150	13	85	13900	890
Acier	7800	300	10	154	6500	300
Polymère synthétique	950	25	23	98	6600	140
Verre	2200	25	23	228	4600	230
Béton standard	2500	10	31	476	950	80
Bois lamellé-collé contreplaqué	750	35	20	62	560	-20
Bois massif	500	45	19	35	90	-70

généralement plus faibles.

1.3.2 Propriétés mécaniques du bois

Les propriétés mécaniques du bois sont les grandeurs qui permettent de caractériser le comportement de ce matériau, d'un point de vue élastique et d'un point de vue de sa résistance. Le bois est un matériau qui représente un ratio résistance mécanique / masse volumique très élevé, ce qui est un avantage pour son utilisation dans l'ingénierie. Cependant, ses propriétés mécaniques sont influencées par plusieurs facteurs :

- **fluage** : est un phénomène physique qui provoque la déformation différée (c'est-à-dire non-instantanée) d'un matériau soumis à une contrainte constante inférieure à la limite d'élasticité du matériau, pendant une durée de vie suffisante ;
- **direction** : le bois est un matériau orthotrope : ses propriétés mécaniques sont différentes selon la direction de la sollicitation, soit dans la direction des fibres (longitu-

dinale), radiale ou tangentielle. De plus le sens de l'effort appliqué au matériau (en traction ou en compression) présente aussi des comportements différents ;

- **densité** : la densité du bois varie d'une espèce à une autre. Elle est fortement corrélée aux propriétés fondamentales notamment la rigidité et la résistance. Pour un même bois la densité varie beaucoup en fonction de la teneur en eau ;
- **humidité** : est définie par la masse d'eau sur la masse anhydre et elle est exprimée en pourcentage %. L'humidité a une influence importante sur la rigidité du bois et engendre les phénomènes de retrait et de gonflement qui font varier ses propriétés élastiques. La variation dimensionnelle, retrait ou gonflement a lieu quand le taux d'humidité est en dessous du point de saturation des fibres qui est de l'ordre de 30 % d'humidité ;
- **température** : la température influence les propriétés mécaniques du bois et engendre des dilatations. Néanmoins, ces phénomènes sont en opposition avec les effets des variations de l'humidité. L'impact de l'humidité domine généralement celui de la température.
- **singularité** : le bois présente des singularités tel que les nœuds (c'est la partie de la branche englobée dans le bois). Il existe aussi d'autre singularités comme la pente de fil, la poche de résine, etc.

Il est important de mentionner que chaque propriété du bois citée précédemment prend des valeurs très variables, ce qui complique l'utilisation de ce matériau par rapport au métal par exemple pour lequel les valeurs sont fixes, définies par le fabricant et connues avec précision.

1.3.3 Orthotropie du bois

De par son origine naturelle, le bois est considéré comme un matériau vivant. Son organisation et sa structure conditionnent ses propriétés mécaniques. En effet, c'est un matériau orthotrope. Ainsi, la coupe transversale du tronc d'un arbre montre une succession de couches concentriques d'accroissements annuels appelées cernes. Le bois est formé de différents tissus. Le tissu servant de soutien est appelé la lignine. Elle est composée de cellules allongées parallèles et groupées en faisceaux appelés fibres. Ces fibres sont orientées dans le sens du tronc de l'arbre en définissant le sens du fil (ou des fibres). De part la structure même

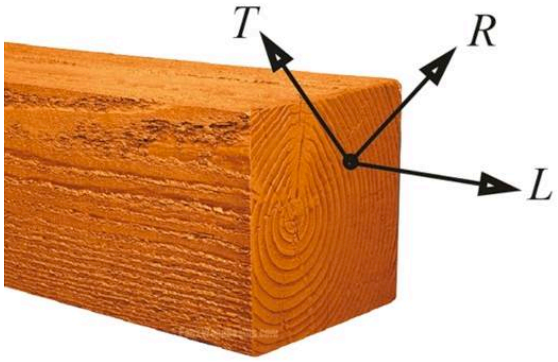


FIGURE 1.15 – Directions principales dans le bois.

du matériau, deux autres directions transversales peuvent être définies. La première appelée direction radiale coïncide avec la normale aux cernes. La deuxième appelée direction tangentielle correspond à une direction tangentielle aux cernes. Ces trois axes de symétrie géométrique sont considérés comme des axes de symétrie matérielle avec l'hypothèse de comportement orthotrope plan (FIGURE 1.15).

Propriétés élastiques

Le rapport de contrainte/déformation (module de Young dans la zone élastique) est très varié pour les différentes essences du bois ou pour les différentes directions dans un même arbre. Pourtant, la courbe de contrainte/déformation dans l'essai de traction/compression pour le bois sec possède une forme générale comme le montre la FIGURE 1.16.

Quand la limite élastique du bois est dépassée, nous passons dans le domaine plastique jusqu'à la rupture. Dans ce domaine, le bois obtient toujours une déformation plastique dite résiduelle $\varepsilon_{rés}$, elle est déterminée facilement quand on décharge à 0 (FIGURE 1.16).

Pour le matériau bois, d'après GUITARD et FOURNIER [1994], la rupture à la traction apparaît plutôt fragile. Par ailleurs, elle présente un caractère ductile en compression. En outre, dans un cas il y a la rupture de fibre, dans le second, il y a des flambements et des instabilités mécaniques dans la structure du bois.

Modélisation élastique du bois

Le bois est considéré comme un matériau anisotrope. En terme d'ingénierie des modèles élastiques sont définis.

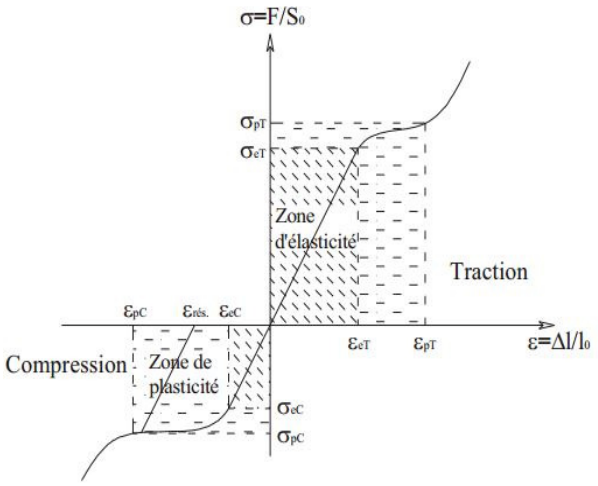


FIGURE 1.16 – Comportement du bois en traction/compression dans la direction longitudinale GUITARD et FOURNIER [1994].

Il est généralement traité comme un matériau orthotrope N.T. MASCIA [2006]. Plusieurs modèles élastiques orthotropes sont proposés dans la littérature, les principaux modèles appliqués généralement au bois sont : modèles **cartésien** et **cylindrique** N.T. MASCIA [2006].

Pour une pièce de dimension suffisamment grande par rapport aux dimensions des fibres, lorsque le bois est soumis à de petites déformations, la **loi élastique de Hooke** généralisée pour un matériau homogène élastique orthotrope peut assez bien représenter le comportement du bois.

Pour un matériau anisotrope, la matrice des complaisances élastiques comporte 81 termes indépendants. Cependant, les hypothèses d'orthotropie et de symétrie de cette matrice réduisent le nombre de termes indépendants à un nombre de 9 comme le montre l'expression suivante :

$$\sigma_i = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \epsilon_i \tag{1.1}$$

d'où :

$$\epsilon_i = C_{ij}^{-1} \sigma_i \quad \text{avec} \quad i, j \in 1,6$$

Pour un élément en bois, cette relation peut être exprimée pour les plans du repère (O, L, R, T)

TABLEAU 1.3 – Caractéristiques élastiques de quelques espèces du bois.

Essence	Masse volumique (G/cm^3)	Humidité (%)	E_L (MPa)	E_R (MPa)	E_T (MPa)	G_{RT} (MPa)	G_{TL} (MPa)	G_{LR} (MPa)
Balsa	0,1	9	2490	120	40	10	90	130
Érable	0,58	9,6	10200	1550	890	300	1120	1240
Chêne	0,67	11,6	15810	2190	990	400	780	1320
Hêtre	0,74	10,5	14010	2280	1160	470	1080	1640
Sapin	0,39	12	11830	920	510	40	730	760
Pin	0,54	9,7	16610	1120	380	70	680	1780

comme suit M.MAYA [2015] :

$$\begin{bmatrix} \epsilon_{LL} \\ \epsilon_{RR} \\ \epsilon_{TT} \\ \gamma_{RT} \\ \gamma_{TL} \\ \gamma_{LR} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_L} & -\frac{\nu_{LR}}{E_L} & -\frac{\nu_{LT}}{E_L} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{RL}}{E_R} & \frac{1}{E_R} & -\frac{\nu_{RT}}{E_R} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{TL}}{E_T} & -\frac{\nu_{TR}}{E_T} & \frac{1}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{RT}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{TL}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LR}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{LL} \\ \sigma_{RR} \\ \sigma_{TT} \\ \tau_{RT} \\ \tau_{TL} \\ \tau_{LR} \end{bmatrix} \tag{1.2}$$

Où : σ, τ, ϵ, γ désignent respectivement la contrainte normale, la contrainte tangentielle, les déformations axiales et angulaires. E, G et ν sont respectivement le module de Young, le module d'élasticité en cisaillement et le coefficient de Poisson.
Il y a 12 variables mais seulement 9 sont indépendantes en raison de la relation

$$\frac{\nu_{ij}}{E_i} = \frac{\nu_{ji}}{E_j} \quad i \neq j \quad \text{avec} \quad i, j = L, R, T \tag{1.3}$$

Où, ν_{ij} est le coefficient de Poisson. La première lettre, i de l'indice fait référence à la direction de la contrainte appliquée et la deuxième lettre, j à la direction de la déformation latérale. Les valeurs de module de Young E et du module d'élasticité en cisaillement G pour différentes essences de bois sont indiquées dans le TABLEAU 1.3.

Le coefficient de Poisson ν pour certaines essences de bois à environ 12% d'humidité est indiqué dans le TABLEAU 1.4. Les tirets indiquent que ces valeurs ne sont pas connues.

TABLEAU 1.4 – Coefficient de Poisson pour diverses espèces à un taux d'humidité d'environ 12%.FPL-GTR-190 [April 2010].

Essence	ν_{LR}	ν_{LT}	ν_{RT}	ν_{TR}	ν_{RL}	ν_{TL}
Balsa	0,229	0,488	0,665	0,231	0,018	0,009
Érable	0,434	0,509	0,762	0,354	0,063	0,044
Chêne	0,350	0,448	0,560	0,292	0,064	0,033
Sapin	0,341	0,332	0,437	0,336	-	-
Pin	0,347	0,315	0,408	0,308	-	-

1.3.4 Les singularités dans le bois

Une singularité dans le bois est une discontinuité locale. Elle peut se traduire par un nœud, une pente de fil, une poche de résine, etc. Un nœud est la partie d'une branche qui a été incorporée dans le tronc d'un arbre au cours de l'accroissement en diamètre de ce dernier. Les nœuds produisent des déviations du fil du bois et influencent ainsi les propriétés du matériau autour de l'endroit où ils sont. Cela peut rendre la zone esthétiquement disgracieuse et mécaniquement fragile. De plus les usinages sont particulièrement difficiles à réaliser à leurs niveaux.

1.3.5 L'eau dans le bois

Le bois est capable d'absorber et de libérer de l'eau en fonction de l'humidité relative et de la température ambiante de l'extérieure. Ce processus se fait jusqu'à un état d'équilibre hydrique. La quantité d'eau ou teneur en eau contenue dans le bois est exprimée en % de sa masse à l'état anhydre :

$$w = \frac{\text{masse de l'eau}}{\text{masse de la matière anhydre}} \tag{1.4}$$

Cette quantité n'est pas limitée à 100%, le bois peut contenir plus d'eau que de matière, ceci s'explique par la porosité due à l'arrangement des cellules.

L'eau dans le bois est présent sous trois formes KOLLMANN [1968] : l'eau de constitution qui entre dans la composition moléculaire du bois; l'eau dite « hygroscopique» ou « liée » par des liaisons physiques aux parois cellulaires, précisément les chaînes de molécules de la cellulose, de l'hémicellulose et de la lignine; enfin l'eau dite « libre » qui se trouve dans les cavités cellulaires ou les micropores (FIGURE 1.17).

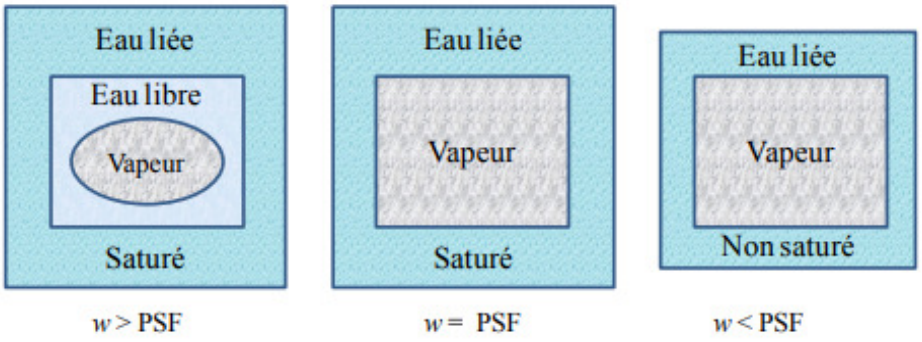


FIGURE 1.17 – Représentation schématique des trois états de l'eau dans le bois.

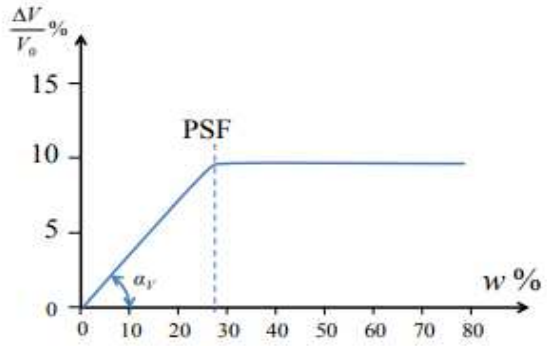


FIGURE 1.18 – Déformation volumique en fonction de la teneur en eau.

Au moment de l'abattage, les cellules du bois vert (lumen) sont partiellement ou totalement remplies d'eau libre : c'est la phase d'évacuation ou phase de ressuyage. Le point de saturation des fibres (PSF) (en général autour de 30 %) est l'état limite à partir duquel l'eau libre est entièrement évacuée et les parois cellulaires sont saturées d'eau liée. Au dessous du PSF, jusqu'à l'état anhydre, l'eau liée s'évacue en fonction de l'humidité relative de l'air ambiant.

Retrait/gonflement

Les variations de teneur en eau dans le domaine hygroscopique (en dessous du PSF) en humidification (adsorption) ou séchage (désorption) sont accompagnées de variations dimensionnelles importantes correspondant respectivement à un gonflement ou à un retrait. Au dessus du PSF, il n'y a pas de variations dimensionnelles constatées. La FIGURE 1.18 montre la courbe typique du gonflement volumique relatif qui croit jusqu'au PSF et se stabilise ensuite, ce qui s'explique par le fait que seule l'eau liée fait gonfler/rétracter les parois du bois.

TABLEAU 1.5 – Valeurs moyennes des coefficients spécifiques de gonflement et de retrait KOLLMANN [1968].

Essences	α_T (%/%)	α_R (%/%)	α_L (%/%)
Sapin	0,33	0,19	0,01
Pin	0,32	0,19	0,01
Mélèze	0,44	0,24	0,01
Chêne	0,32	0,19	0,01
Hêtre	0,38	0,22	0,01

L'anisotropie du bois se retrouve dans le comportement hydrique, ce qui se traduit par des coefficients de gonflement α_i hydrique dépendant de la direction i : direction axiale α_L, direction radiale α_R et direction tangentielle α_T. Ces coefficients expriment les variations dimensionnelles relatives du bois pour une variation d'humidité de 1% selon les trois directions précédemment citées. Le retrait/gonflement est très fortement anisotrope : le retrait/gonflement axial est si faible qu'il est pratiquement négligeable, c'est dans la direction tangentielle qu'il est le plus important et environ deux fois plus élevé que dans la direction radiale.

Les variations dimensionnelles Δl d'un élément en bois sont obtenues en utilisant la relation suivante :

$$\Delta l = \frac{\alpha}{100} \Delta w l \tag{1.5}$$

Où :

Δl : variation dimensionnelle selon la direction considéré [mm] ;

α : coefficient de gonflement et de retrait selon la direction considérée [%/%] (TABLEAU 1.5) ;

Δw : variation de la teneur d'eau (comprise entre 0 et 30 %) [%] ;

l : longueur de l'élément en bois [mm].

1.3.6 Viscoélasticité et fluage dans le bois

Le fluage est le phénomène physique qui entraîne la déformation différée (c'est-à-dire non-instantanée) d'un matériau soumis à une contrainte constante, inférieure à la limite d'élasticité du matériau, pendant une durée suffisante (FIGURE 1.19).

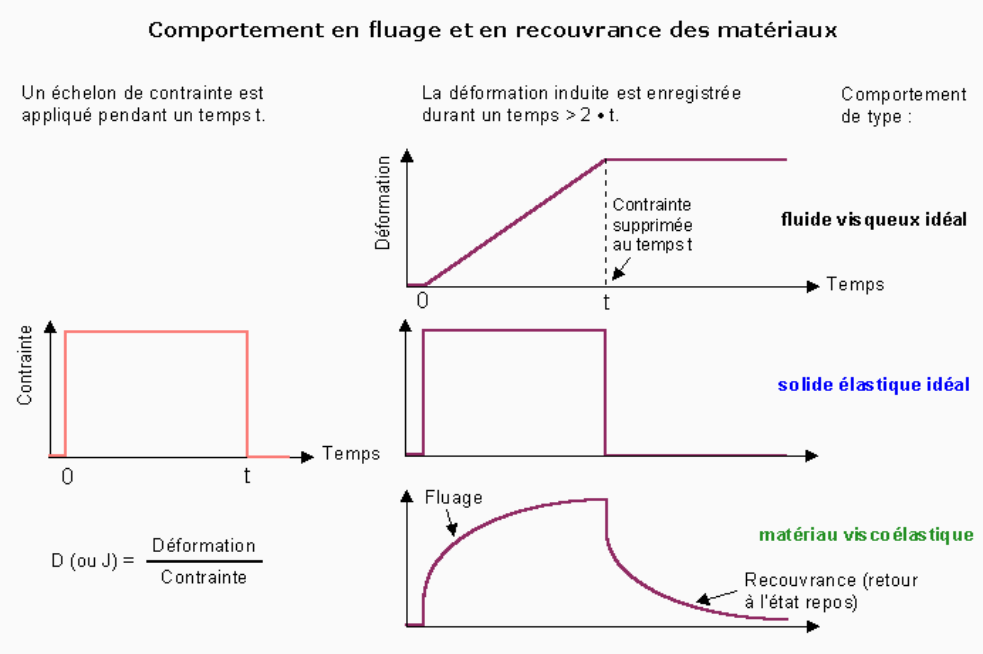


FIGURE 1.19 – – Illustration du principe de viscoélacité et de fluage.

Pour le bois, le fluage est en partie lié aux variations d'humidité, qui amplifient ou limitent ce phénomène. De plus, il est lié aussi au comportement viscoélastique comme il est illustré à la FIGURE 1.19.

Viscoélasticité

La viscoélasticité est un comportement des matériaux qui présentent des caractéristiques à la fois visqueuses et élastiques, lorsqu'ils subissent une déformation. Les matériaux visqueux, comme le miel, résistent à un écoulement en cisaillement et présentent une déformation qui augmente linéairement avec le temps lorsqu'une contrainte est appliquée. Les matériaux élastiques se déforment instantanément lorsqu'ils sont contraints, et retournent instantanément à leur état d'origine une fois la contrainte est retirée (FIGURE 1.19).

Plusieurs méthodes ont été proposées dans la littérature afin de modéliser ces deux phénomènes. Dans le cadre du projet RobEcolo, le contexte d'utilisation du bois et son échelle d'utilisation dans la robotique font que le phénomène de viscoélasticité et de fluage ne sont pas modélisés. Cependant, ils sont pris en compte dans l'approche expérimentale, comme il sera bien détaillé au niveau des chapitres 2 et 3.

Après avoir introduit le matériau bois et toutes ses caractéristiques, nous abordons dans la section suivante les aspects de conception optimale des robots où les différentes mé-

thodes existantes seront présentées.

1.4 Approches de conception optimale et robuste des robots

L'objectif de l'utilisation d'un robot dans le monde industriel est en rapport avec sa capacité à effectuer une grande variété de tâches. Cependant, il ne faut pas croire qu'un seul robot sera capable d'accomplir toutes les tâches imaginables. Les limitations d'un robot découlent de ses propres performances physiques (précision, déformation, vibration, etc.), qui sont une combinaison des performances de l'architecture mécanique et de la commande.

De bonnes performances de l'architecture mécanique peuvent être obtenues par une conception optimale MERLET [2005]. La méthodologie de conception habituelle proposée dans FRENCH [1999] est illustrée dans la FIGURE 1.20. La première étape consiste à analyser le besoin afin de formuler le problème de conception. La deuxième phase se concentre sur la conception préliminaire et vise à synthétiser les concepts de conception (par exemple, les nouveaux types d'architectures de robots GOGU [2008]; KONG et GOSSELIN [2007]) et à sélectionner les meilleures alternatives de conception en fonction des critères donnés (par exemple, complexité CARO et al. [2010], singularité BEN-HORIN et SHOHAM [2006], etc.). La troisième phase, appelée phase de conception avancée, porte sur le calcul des dimensions et des formes des éléments du produit (corps du robot) par la conception préliminaire afin de répondre aux critères de performance :

- **géométriques** : par exemple, la taille et la forme de l'espace de travail associé au robot, collisions des corps MERLET [1997]; MERLET et MOULY [1998], précision BRIOT et BONEV [2008] BINAUD et al. [2010]; VENANZI et PARENTI-CASTELLI [2005] ou erreur dans la fabrication des corps CARO et al. [2006] ;
- **cinématiques / Cinétostatiques** : ratio de transmission de vitesse GOSSELIN et ANGELES [1991]; LIU et al. [2006]; MERLET [2006a], transmission des efforts ARAKELIAN et al. [2008]; BALLI et CHAND [2002]; CHAO et XIN-JUN [2015]; CHEN et ANGELES [2007]; HUBERT et MERLET [2009]; TAKEDA et FUNABACHI [1995] ;
- **dynamiques** : réduction de la masse en mouvement GERMAIN et al. [2013], couples d'entrée maximaux BRIOT et al. [2010b], équilibrage statique BARENTS et al. [2011] ou dynamique ARAKELIAN et SMITH [2005]; CHAUDHARY et SAHA [2009], structure découplée des équations dynamiques ASADA et YOUCEF-TOUMI [1984]; HESS-COELHO et al.

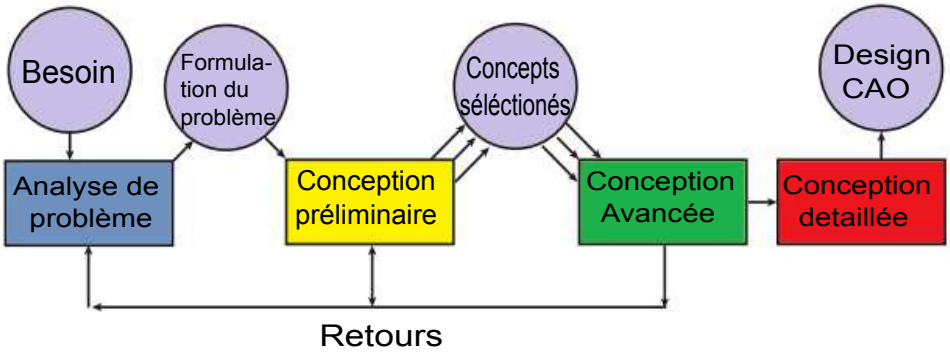


FIGURE 1.20 – Étapes pour la conception d'un produit.

[2004] ;

- **élastiques** : déformations statiques ou dynamiques, fréquences propres de vibration BOUZGARROU et al. [2004]; BRIOT et al. [2009]; CAMMARATA et SINATRA [2014].

La quatrième phase est la phase de conception détaillée et elle consiste à obtenir les plans d'exécution des éléments du robot, à synthétiser leurs tolérances dimensionnelles et géométriques CARO et al. [2003], et à fabriquer les prototypes.

Le problème d'optimisation traité dans la phase de conception avancée est formulé comme un problème d'optimisation multi-objectif, il est résolu généralement en cascade afin de réduire sa complexité GERMAIN et al. [2013]. Dans un premier temps, le problème d'optimisation multi-objectif ne prend en compte que les contraintes et objectifs géométriques, cinématiques et cinétostatiques. Il permet de définir les paramètres géométriques primaires du robot (longueurs des corps, angles entre les axes articulés, etc.) BRIOT et al. [2010a]. Dans une deuxième étape, les paramètres géométriques secondaires sont trouvés (la taille des sections transversales des corps, la distribution de la masse des corps, la forme des corps) en tenant compte des aspects dynamiques, élastostatiques et élastodynamiques BRIOT et al. [2010b].

1.4.1 Conception optimale

Cette approche revient à concevoir d'une manière optimale les différents corps d'un robot. Ce problème de conception peut être considéré comme un problème d'optimisation de formes et de dimensions puisque nous recherchons la meilleure forme du corps répondant aux propriétés requises. Un problème d'optimisation de forme peut être défini par trois points :

- **le modèle** (typiquement une équation aux dérivées partielles) pour évaluer (ou analyser) le comportement mécanique d'une structure.
- **La fonction objectif** qui doit être minimisée. Parfois on a plusieurs objectifs à optimiser en parallèle (aussi appelé fonctions ou critères de coût).
- **L'ensemble des modèles de conception admissible** qui définit précisément les variables d'optimisation, y compris les contraintes possibles.

1.4.2 Conception robuste

La conception robuste est un concept issu des enseignements du Dr. Genichi Taguchi. Il s'agit de réduire la variation d'un produit et de rendre le produit ou le procédé insensible aux variations. Cette variation (parfois appelée bruit) peut provenir d'une variété de facteurs et peut être classée en trois types principaux : variation interne, variation externe et variation d'unité à unité. Les variations internes sont dues à des détériorations telles que l'usure d'une machine et le vieillissement des matériaux. Les variations externes sont dues à des facteurs liés aux conditions environnementales telles que la température, l'humidité et la poussière. Les variations d'une unité à l'autre sont des variations entre les pièces dues à des variations dans les matériaux et les procédés.

Conception optimale vs Conception robuste

La conception optimale d'un produit est une conception avec des variations infimes ou nulles au niveau des paramétriques de conception. Cependant, les problèmes de conception multi-objectifs ont souvent des paramètres de conception avec des variations incontrôlables dues au bruit ou aux incertitudes B. AUGUSTO et CARO [2012]. De telles variations peuvent affecter de manière significative les résultats, tels que les performances des fonctions objectives et/ou la faisabilité des solutions optimales de Pareto. Une solution robuste et optimale est aussi bonne que possible en ce qui concerne les fonctions objectives, et elle offre la sensibilité la plus faible possible aux variations des variables et des paramètres de conception. En pratique, toutes les conceptions techniques sont sensibles aux incertitudes qui peuvent découler des opérations de fabrication, des variations des propriétés des matériaux, de l'environnement opérationnel et d'autres raisons. De plus, les conceptions non robustes peuvent être coûteuses à produire ou à exploiter et peuvent échouer fréquemment en service.

Avantages de la conception robuste

1. La robustesse réduit la variation des paramètres en réduisant les effets des variations incontrôlables.
2. Il n'est pas nécessaire de fixer la variation des paramètres puisqu'elle est prise en compte dans la conception robuste.

Inconvénients de la conception robuste

1. Pour gérer efficacement le bruit, le concepteur doit être conscient de la présence de ce bruit. Les auteurs dans B. AUGUSTO et CARO [2012], présentent une approche pour aborder le problème en divisant les paramètres en paramètres contrôlables et incontrôlables.Une analyse de sensibilité devrait être faite pour vérifier la sensibilité au bruit du produit à concevoir.
2. Le problème de conception devient complexe.
3. Le temps d'exécution du processus de conception robuste peut parfois être très long.
4. Dans la plupart des problèmes, les facteurs de bruit à l'origine des variations sont considérés comme indépendants. Dans la pratique, ils peuvent être dépendants.

Après avoir introduit les différentes approches de conception optimale des robots, la section suivante a pour objectif de présenter un aperçu sur les méthodes de commande des robots, notamment les principes fondamentaux de la commande par vison qui sera détaillée et implémentée plus loin dans ce manuscrit.

1.5 Approches de commande dédiées aux robots parallèles

Dans les domaines d'application de la robotique, les systèmes robotisés peuvent accomplir plusieurs types de tâches. L'accomplissement des tâches est assuré par la commande des mouvements (position-orientation) de l'organe terminal (effecteur) propre à la tâche associée au robot.

La commande des mouvements peut se réaliser grâce à plusieurs approches de commande largement appliquées : la commande décentralisée linéaire en utilisant des approches classiques (PID), la commande non linéaire telle que la commande dynamique dite aussi la commande par couple calculé basée sur le découplage non linéaire du modèle dynamique

du robot. Il y a lieu de noter que la commande par couple calculé est une commande basée sur le modèle dynamique du robot, ce qui rend la commande très sensible aux incertitudes de modélisation dues à la variation des paramètres du modèle. A cet effet, une identification rigoureuse et précise est primordiale pour assurer une bonne performance de la commande. Cependant, dans le cadre de la conception d'un robot en bois, la modélisation du robot nécessite une modélisation des déformations du bois dépendantes de la variabilité de ses propriétés mécaniques. Par ailleurs, cela augmente la complexité du modèle d'une part et d'autre part engendre des temps de calcul trop élevé. Pour remédier à ce problème et garantir des bonnes performances de la commande, une solution envisageable est l'application des méthodes d'asservissement visuel.

1.5.1 Commande classique des robots

Contrôleurs classiques

Les contrôleurs classiques linéaires de type P, PI et PID sont des approches de commande les plus simples pour la commande des systèmes. Le principe de base de ces dernières est de générer la commande à partir de l'erreur entre la consigne et la mesure. Afin de mieux illustrer, la commande classique des robots est schématisée sous forme d'un schéma bloc présenté à la FIGURE 1.21. La loi de commande d'un contrôleur PID à la forme suivante :

$$\mathbf{\Gamma} = \mathrm{K}_p(\mathbf{q}^* - \mathbf{q}) + \mathrm{K}_d(\dot{\mathbf{q}}^* - \dot{\mathbf{q}}) + \mathrm{K}_i \int_{t_0}^{t} (\mathbf{q}^* - \mathbf{q}) \, dt \tag{1.6}$$

Où :
$\mathbf{\Gamma}$ est le vecteur des couples exercés par chaque actionneur ;
$\mathbf{q}$, $\dot{\mathbf{q}}$ représente le vecteur des positions et des vitesses articulaires respectivement ;
$\mathbf{q}^*$, $\dot{\mathbf{q}}^*$ sont les positions et les vitesses désirées ;
K_p, K_d et K_i sont respectivement les gains du contrôleur (proportionnel, dérivé et intégral).

Cependant, dans le cas des robots parallèles, le couplage dynamique entre les corps en mouvement dû aux forces centrifuges et de Coriolis n'est pas négligeable à vitesse élevée. Le comportement dynamique de la structure vu des actionneurs est alors fortement non linéaire et rarement négligeable. Dans ce contexte, la commande des robots parallèles utilisant des approches simples est une source importante de perte de précision.

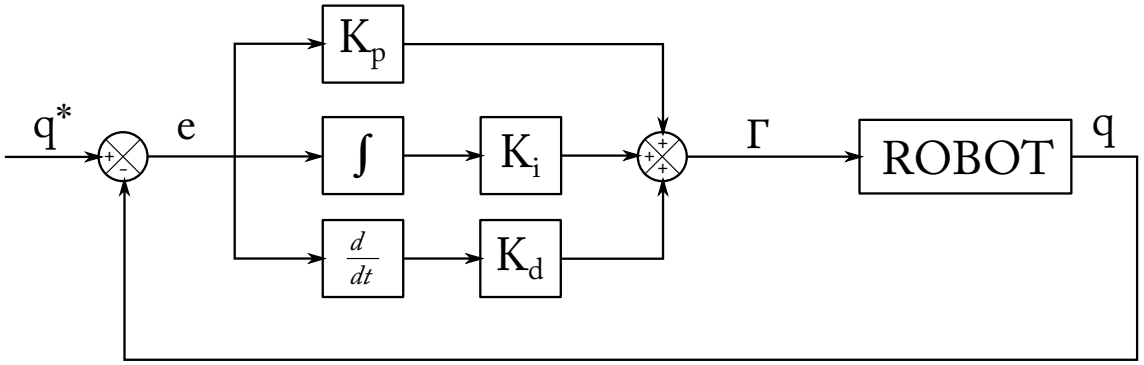


FIGURE 1.21 – Commande linéaire classique PID.

Commande par découplage non linéaire

La commande par découplage non linéaire appelée aussi la commande par couple calculé est considérée par les Roboticiens comme la solution idéale pour la commande des robots manipulateurs. En particulier, lorsque l'application exige des évolutions rapides du robot et une grande précision dynamique. Le principe de la commande repose souvent sur la formulation de Lagrange du modèle dynamique inverse du robot :

$$\mathbf{\Gamma} = \mathbf{A}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{H}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{\Gamma}_f \tag{1.7}$$

Où :

$\mathbf{\Gamma}$ est le vecteur des efforts exercés par chaque actionneur ;

$\mathbf{A}$ est la matrice d'inertie du robot ;

$\mathbf{H}$ est le vecteur représentant les forces centrifuges, de Coriolis et de gravité ;

$\mathbf{\Gamma}_f$ est le vecteur représentant les frottements suivant la modélisation appropriée.

Le découplage non linéaire consiste à compenser les non linéarités du comportement dynamique de la structure. Ces non linéarités se divisent en deux types. La matrice d'inertie $\mathbf{A}$ est une non linéarité multiplicative. Les vecteurs $\mathbf{H}$ et $\mathbf{\Gamma}_f$ sont des non linéarités additives. La loi de commande linéarisante s'écrit comme suit :

$$\mathbf{u} = \mathbf{A}^{-1}(\mathbf{q})(\mathbf{\Gamma} - \mathbf{H}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{\Gamma}_f) \tag{1.8}$$

Dans le cas d'une modélisation parfaite, le vecteur de commande $\mathbf{u}$ est donc strictement égal à l'accélération $\ddot{\mathbf{q}}$ des actionneurs. La fonction de transfert entre le signal de commande $\mathbf{u}$ et la sortie $\mathbf{q}$ est un double intégrateur au comportement linéaire. Par conséquent, un contrôleur linéaire est suffisant pour assurer une bonne précision.

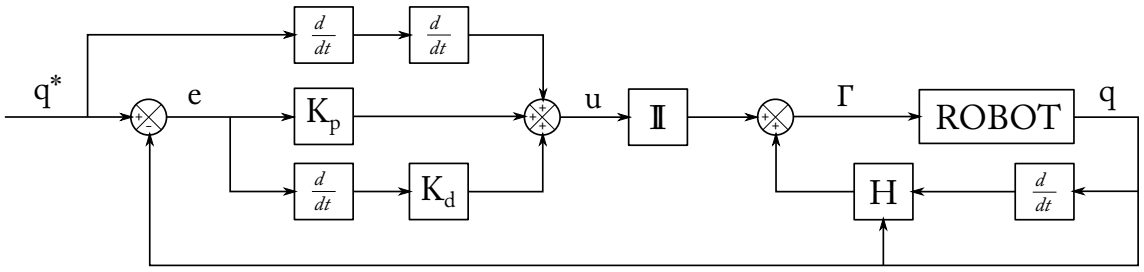


FIGURE 1.22 – Commande en couple calculé dans l'espace articulaire.

Le vecteur de commande **u** est généralement obtenu par un contrôleur PI (proportionnel dérivé). Il est défini comme suit :

$$\mathbf{u} = \ddot{\mathbf{q}}^* + \mathrm{K}_d\dot{\mathbf{e}} + \mathrm{K}_p\mathbf{e} \tag{1.9}$$

Où :

$\ddot{\mathbf{q}}^*$ est la consigne d'accélération ;

K_d et K_p sont respectivement les gains proportionnel et dérivé du contrôleur ;

$\mathbf{e} = \mathbf{q} - \mathbf{q}^*$ est le signal d'erreur entre la consigne et la mesure.

En utilisant le fait que $\mathbf{u} = \ddot{\mathbf{q}}$, le comportement de l'erreur est alors caractérisé par l'équation suivante :

$$\ddot{\mathbf{e}} + \mathrm{K}_d\dot{\mathbf{e}} + \mathrm{K}_p\mathbf{e} = 0 \tag{1.10}$$

Étant donné que la commande des robots parallèles revient à la commande de la position et/ou l'orientation de l'effecteur. La commande par un contrôleur défini dans l'espace cartésien (espace de réalisation de la tâche) est préférable à celui défini dans l'espace articulaire du robot. De plus, la commande couple calculé est plus performante que les approches linéaires, comme il a été prouvé dans une comparaison détaillée dans PACCOT et al. [2009].

Une autre approche de commande basée capteurs extéroceptifs est possible. Dans cette approche, la position de l'effecteur est obtenue à l'aide de capteurs externes, les erreurs de modélisation peuvent être minimisées pour garantir des performances encore meilleures de la commande. Ceci est détaillé dans la section suivante.

1.5.2 Commandes référencées capteurs extéroceptifs

Les commandes classiques dans l'espace cartésien sont intéressantes. Cependant, elles présentent une forte dépendance du modèle. Ce point peut être une source d'imprécision

car le modèle peut être biaisé par des erreurs de modélisation et/ou d'identification. Il devient alors pertinent de chercher à se passer des modèles et d'utiliser une mesure directe de la position de l'effecteur (une mesure extéroceptive par un capteur).

Pourquoi utiliser l'extéroceptif pour la commande des robots ?

Les méthodes de commande classiques présentées plus haut sont toutes basées sur le modèle du robot. Ce qui signifie que la loi de commande du contrôleur est exprimée en fonction de l'approximation entre l'entrée moteur et la sortie de l'effecteur. Ceci est vrai, que l'on utilise la commande de position, de vitesse ou de force.

Il est donc évident que pour améliorer les performances du robot, il est nécessaire que le modèle soit aussi précis que possible. Cela implique parfois l'introduction de sous-systèmes complexes, par exemple pour modéliser la déformation des liaisons sous des charges fortes, ce qui peut entraîner une forte augmentation des calculs pour de petites améliorations.

Outre les déformations, les erreurs de montage doivent également être prises en compte. Pour les surmonter, une identification adéquate et rigoureuse est nécessaire. Bien que cela puisse être réalisé sur des robots particuliers, à grande échelle et elle serait extrêmement coûteuse et prendrait beaucoup de temps.

Par conséquent, il est souhaitable d'envisager une approche de commande différente. Une façon efficace de surmonter la complexité du modèle et les erreurs d'incohérence qui y sont associées est d'utiliser une mesure externe pour la commande du robot, en contournant complètement le modèle. Ces approches de commande par capteurs se sont avérées plus efficaces que leurs homologues classiques lorsque la précision est requise dans les applications industrielles robotisées ESPIAU et al. [1992].

Parmi les capteurs extéroceptifs utilisés pour la commande sont les caméras. Elles présentent une facilité d'intégration dans différentes types d'application de commande référencées capteurs extéroceptifs.

L'utilisation des caméras dans une boucle de commande d'un robot peut se réaliser avec deux types d'architectures : la caméra est dite **Eye-in-Hand** lorsqu'elle est montée sur l'effecteur du robot et **Eye-to-Hand** lorsqu'elle observe le robot dans son espace de travail DOMBRE et KHALIL [2010]. Ces deux architectures ont des différences techniques et elles peuvent être complémentaires. Évidemment, Eye-in-Hand a une vision partielle mais précise de la scène alors que Eye-to-Hand a une vision moins précise mais globale.

L'approche Eye-to-Hand est la plus courante. Elle se base sur une observation directe de l'effecteur ESPIAU et al. [1992]; HORAUD et al. [1998]; MARTINET et al. [1996]. Dans certains cas, cependant, il peut s'avérer difficile d'observer l'effecteur, par exemple dans le cas d'une opération de fraisage. Une approche alternative éprouvée est l'observation des corps du robot comme il a été proposé dans ANDREFF et al. [2005], à partir de laquelle la position de l'effecteur peut être facilement reconstruite.

Un autre élément important de la commande référencée capteurs extéroceptifs est le choix correct du capteur. Pour une observation très précise, un laser tracker peut être utilisé, tandis que des accéléromètres montés sur les corps du robot peuvent fournir des informations sur leurs accélérations. En raison de l'évolution rapide des paramètres techniques des caméras vidéo (en termes de fréquence d'images et de résolution) et de leur polyvalence en terme d'observation, la vision reste une approche très performante pour la commande des robots.

Principes fondamentaux de la commande référencée capteurs extéroceptifs

Le but de tous les schémas de commande par asservissement visuel est de minimiser l'erreur $\mathbf{e}(t)$ généralement définie par CHAUMETTE et HUCHINSON [2008] :

$$\mathbf{e}(t) = \mathbf{s}(\mathbf{m}(t), \mathbf{a}) - \mathbf{s}^* \tag{1.11}$$

Où : $\mathbf{s}$ représente un ensemble de caractéristiques visuelles, appelées primitives visuelles, qui sont calculées à l'aide d'un ensemble de mesures d'image $\mathbf{m}$, et de paramètres supplémentaires connus du système $\mathbf{a}$. $\mathbf{s}^*$ représente les valeurs désirées des primitives visuelles. Il s'agit d'une description très générale de l'asservissement visuel.

L'approche la plus simple consiste à concevoir un contrôleur de vitesse. Ceci est basé sur la matrice d'interaction $\mathbf{L}^{\mathrm{T}}$ CHAUMETTE et HUCHINSON [2008], qui relie le mouvement relatif instantané $\mathrm{T}_c = {}^c\boldsymbol{\tau}_c - {}^c\boldsymbol{\tau}_s$ entre la caméra et la scène, à la dérivée en fonction du temps du vecteur des primitives visuelles $\mathbf{s}$ comme il est montré par l'équation suivante :

$$\dot{\mathbf{s}} = \mathbf{L}^{\mathrm{T}}_{(s)} \mathrm{T}_c \tag{1.12}$$

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 $\mathscr{R}_c$. Les vitesses articulaires du robot sont calculées en utilisant

la matrice de transformation ${}^{c}\mathrm{T}_{i}$ entre le repère caméra et un repère quelconque $\mathscr{R}_i$ lié au robot et la matrice jacobienne du robot ${}^{i}\mathbf{J}$ exprimée dans ce même repère. Dans le cas d'une caméra déportée, fixe dans le repère de base $\mathscr{R}_0$ du robot, qui observe l'effecteur, l'expression des variations des primitives visuelles en fonction des vitesses articulaires est donné par l'expression suivante :

$$\dot{\mathbf{s}} = -\mathbf{L}\,{}^{c}\mathrm{T}_{o}\,{}^{o}\mathbf{J}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{q}} \tag{1.13}$$

La matrice d'interaction peut être calculée analytiquement ou bien déterminée par apprentissage sous forme numérique LAPRESTÉ et al. [2004] HOSODA et ASADA [1994] JAGERSAND et al. [1997]. Cependant, ces méthodes nécessitent une connaissance précise du torseur cinématique de la caméra en plus des variations des primitives visuelles.

Primitives visuelles 2D ou 3D : une étape importante consiste à déterminer le type de primitives visuelles **s** à observer par la caméra. Il existe principalement deux grands types :

- primitives visuelles de type 2D : elles sont exprimées dans le plan image 2D (nommé aussi espace capteur) ;
- primitives visuelles de type 3D : elles sont extraites de l'image mais reconstruites et définies dans l'espace cartésien 3D.

Il existe deux approches d'asservissement visuel très connues :

- asservissement visuel à base de la position (PBVS) MARTINET et al. [1996] : ces approches d'asservissement visuel utilisent la position de la caméra par rapport à un repère de coordonnées de référence pour définir **s**. Afin de calculer cette position à partir de l'ensemble des mesures **m** prises sur l'image, il est nécessaire de connaître des informations supplémentaires **a** concernant les paramètres intrinsèques de la caméra et le modèle 3D de l'objet observé ;
- asservissement visuel à base d'images (IBVS) ESPIAU et al. [1992] : cette approche d'asservissement utilise les coordonnées des points dans l'image pour définir **s**. Dans ce cas, les mesures m de l'image **m** sont les coordonnées des pixels des points respectifs et l'information supplémentaire **a** est représentée par la matrice de paramètres intrinsèques de la caméra, qui est utilisée pour transformer l'image de pixels en caractéristiques 3D. En plus, la boucle de commande utilisant les approches précédente est fermée sur le capteur de vision, ce qui conduit à une grande robustesse par rapport aux erreurs d'étalonnage et de perturbations.

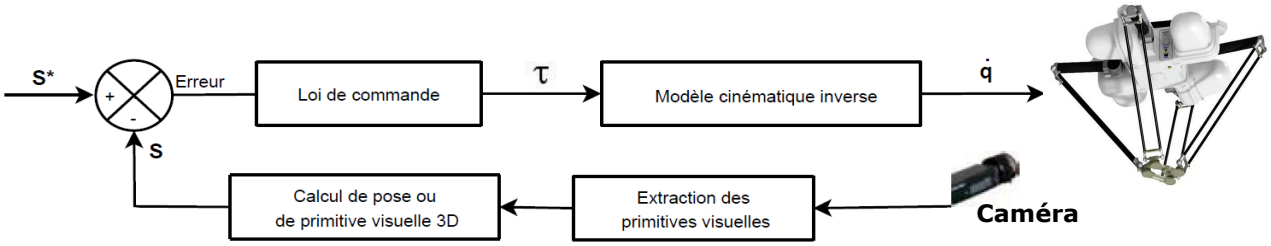


FIGURE 1.23 – Schéma bloc générique d'asservissement visuel : méthode PBVS.

Choix des primitives géométriques Les primitives visuelles, ne sont pas à confondre avec les primitives géométriques. En effet, les informations visuelles dépendent des primitives (ou entités) géométriques choisies et observées dans la scène 3D. Dans la suite de ce manuscrit le terme primitive est utilisé pour les primitives géométriques. La plus répandue des primitives est le point, mais d'autres sont aussi utilisées : droite, ellipse, contour, etc. Le paramétrage de ces primitives peut différer en fonction de l'espace considéré (capteur en 2D ou en 3D) et des coordonnées choisies. Par exemple, une droite peut être définie dans l'espace cartésien, par des coordonnées paramétriques ou par des coordonnées de Plücker normées PLUCKER [1865] (chapitre 3). La matrice d'interaction, qui dépend du type des primitives visuelles, a été déterminée analytiquement pour un certain nombre de ces primitives :

- informations de type 2D : pour des primitives de type point, droite, ellipse ESPIAU et al. [1990] et contour CHAUMETTE [2004] ;
- informations de type 3D : pour des primitives de type point, droite ANDREFF et al. [2002]VIGNOLO et al. [2014] etc.

Estimation de la position il existe deux méthodes principales en mono-caméra pour estimer la position d'un objet d'intérêt :

- une connaissance suffisante de la géométrie de l'objet d'intérêt et des primitives géométriques identifiables peut permettre d'estimer la position de l'objet VIGNOLO et al. [2014] ;
- par le placement d'un marqueur visuel *ad hoc* (exemple : mire) sur l'objet d'intérêt. La loi de commande et le traitement d'image peuvent s'avérer très efficaces DALLEJ et al. [2006].

L'asservissement visuel peut être utilisé d'une manière efficace pour estimer la position de

l'effecteur et pour la commande des robots parallèles. Dans ce type de commande, la vitesse cartésienne désirée est générée, puis convertie par la jacobienne inverse dans l'actionnement des articulations.

Définition des lois de Commande par asservissement visuel

Une fois les primitives visuelles sont définies, la réalisation de la tâche désirée par asservissement visuel nécessite l'élaboration d'une loi de commande en boucle fermée sur ces informations. La plus utilisée est la commande proportionnelle qui vise une décroissance exponentielle de l'erreur entre les primitives visuelles désirées et mesurées. La variation de l'erreur désirée par rapport au temps est donnée par :

$$\dot{\mathbf{e}}^* = -\lambda \mathbf{e} \tag{1.14}$$

Avec $\lambda > 0$ est le gain de la commande. Si le système est stable, la valeur de ce gain va imposer une convergence rapide de l'erreur vers 0. Le contrôleur de la boucle de vision permet de calculer une consigne de vitesse dans l'espace opérationnel (cartésien) ou dans l'espace articulaire.
La dérivée de l'équation (1.11) et en supposant que les primitives visuelles désirées sont constantes par rapport au temps $\dot{\mathbf{s}}^* = 0$ et en utilisant l'équation (1.12), la variation par rapport au temps de l'erreur réelle est obtenue comme suit :

$$\dot{\mathbf{e}} = \mathbf{L}\boldsymbol{\tau}$$

La consigne de vitesse est donnée par $\boldsymbol{\tau}^* = -\lambda \mathbf{L}^+ \mathbf{e}$. Le symbole $^+$ désigne la pseudo-inverse de la matrice. Or $\mathbf{L}^+$ ou $\mathbf{L}$ ne sont jamais connues de manière exacte en pratique. Par conséquent, une approximation de ces matrices sont utilisées dans la loi de commande qui est représentée par le symbole $\widehat{\ }$. La consigne de vitesse devient :

$$\boldsymbol{\tau}^* = -\lambda \widehat{\mathbf{L}^+} \mathbf{e} \tag{1.15}$$

Il est important de mentionner que cette loi de commande proportionnelle dépend de l'approximation de la matrice d'interaction.

Contraintes de mouvements : d'autres méthodes permettent d'améliorer les performances de l'asservissement visuel, par une conception particulière de contrôleur qui intègre les contraintes de mouvement du robot. Nous citons, la commande linéaire quadratique gaussienne (LQ)

HASHIMOTO et HIDENORI [1993] PAPANIKOLOPOULOS et al. [1993] et la prise en compte des limites articulaires et des singularités du mécanisme NELSON et KHOSLA [1993].

1.5.3 Utilisation de plus d'une caméra

L'utilisation de plusieurs caméras peut permettre d'estimer des informations 3D. La méthode la plus connue est la stéréo-vision qui utilise deux caméras fixes entre elles. Un système stéréo possède l'avantage de pouvoir estimer la profondeur (utile pour la méthode PVBS et IBVS) sans faire appel à un modèle géométrique de l'objet d'intérêt. Elle permet aussi souvent un gain sur la précision en position, et d'éliminer l'indétermination sur la position de primitives géométriques dans le cas de position singulière en mono-caméra ALKHALIL et al. [2011].

La stéréo-vision a été utilisée pour le suivi de l'effecteur du robot par trois approches HAGER [1997] CERVERA et al. [2003] :

- commande basée image ;
- commande basée sur la disparité ;
- commande par reconstruction et commande 3D.

Il y a lieu de noter que l'utilisation des primitives visuelles 3D offre plus de performance en terme de précision et ne présente aucune singularité et elle permet d'obtenir des matrices d'interaction linéaires et découplées.

1.6 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté un état de l'art concernant la conception et la commande des robots industriels. Une partie a été consacrée à l'étude générale du matériau bois et ses différentes caractéristiques et ses propriétés ont été déduites. En plus, les avantages et les limitations de ce matériau ont été présentés dans le contexte de son utilisation pour la conception des robots en bois. Cette partie nous a permis de conclure que le bois est un matériau qui présente des performances mécaniques très intéressantes en terme de rigidité. Cependant, il faut être vigilant dans le choix des directions le long desquelles le bois est utilisé. Ensuite, les caractéristiques de ce matériau exigent une conception optimale et robuste lors de son utilisation dans la conception des robots en bois. Pour cette raison, les

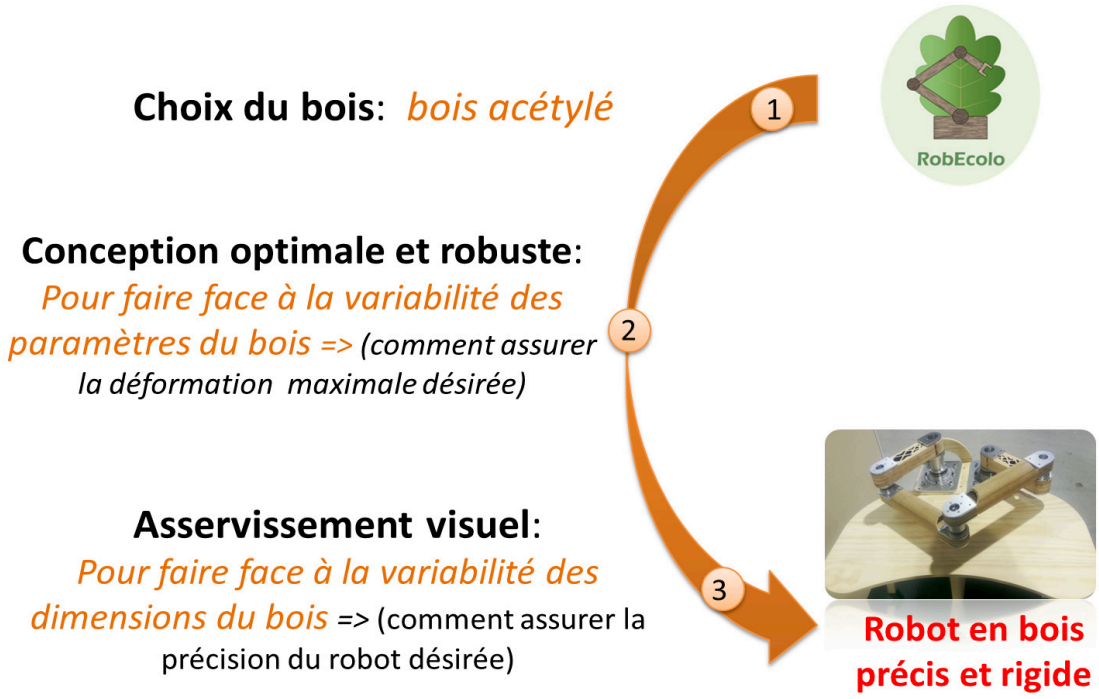


FIGURE 1.24 – Stratégie adoptée dans le projet RobEcolo.

méthodes de conception optimales et robustes intéressantes pour notre étude ont été présentées. Enfin un aperçu des approches de commande des robots industriels est présenté, notamment les approches d'asservissement visuel, leurs principes et leurs applications en robotique parallèle.

Comme il a été clairement constaté à travers l'état de l'art, l'éco-conception des robots n'est pas assez investiguée et l'idée de concevoir des robots en bois précis et rigides n'a jamais été réalisée ni le concept n'a été prouvé auparavant. En se basant sur tout les concepts présentés dans ce chapitre, et au niveau de cette thèse, nous allons relever ce challenge en appliquant la démarche suivante (FIGURE 1.24) :

- **la précision souhaitée du robot en bois sera assurée par deux possibilités** :

  1. par le choix du bois : comme il a été précisé à travers l'analyse détaillée dans la section 1.3, le bois est un matériau qui présente une variabilité dimensionnelle avec la variation de l'humidité. Pour diminuer cette variabilité, un type de bois traité "bois acétylé" sera exploré. Ce bois est connu pour sa bonne stabilité dimensionnelle. Cependant ses propriétés mécaniques ne sont pas connues avec précision, ce qui nécessite un grand travail d'expérimentation pour les définir

(chapitre 2).

2. par l'asservissement visuel : l'utilisation des caméras pour la commande du robot vont permettre de compenser d'avantage les erreurs liées à la variabilité dimensionnelle du bois et garantir la précision souhaitée (chapitre 4).

- **la rigidité du robot sera assurée par** :

1. l'application des approches de conception optimale et robuste : il est important de mentionner qu'il est connu dans la robotique que l'asservissement visuel impacte les performances du robot. Ce qui implique la nécessité de prendre en considération les spécificités de la commande dès la phase de sa conception. Cependant, les approches de conception cités précédemment ne le permettent pas. Pour cela à travers cette thèse nous proposons une nouvelle approche de conception orientée commande. Cette approche permet de trouver la géométrie du robot nécessaire pour garantir la précision de celui-ci, comme il sera détaillé dans le chapitre 3.
2. conception topologique des corps de robot : cette partie a été traitée par les collaborateurs du projet RobEcolo. Elle utilise les résultats de la conception orientée commande et vise à trouver la forme des corps du robot pour garantir sa rigidité. De plus, cette approche prend en considération la variabilité au niveau des propriétés mécaniques du bois et converge vers une architecture de robot pour laquelle l'influence de cette variabilité est minimale (chapitre 3). Cependant, ces approches de conception topologique nécessitent la définition de modèles élastiques pour les robots en bois.
3. modèles élastiques pour les robots en bois : les roboticiens ont l'habitude de travailler avec des matériaux isotropes modélisés par des éléments finis. Or le bois est un matériau orthotrope. A cet effet, l'une des contributions de cette thèse est de proposer des modèles permettant la modélisation du bois pour la robotique. Des modèles simples et précis seront présentés et validés expérimentalement (chapitre 2). Ils sont assez efficaces pour prédire un comportement réaliste au niveau des déformations et des vibrations des robots en bois.

Chaque contribution proposée pour traiter l'ensemble des verrous scientifiques précédents sera détaillée au niveau des chapitres suivants. Le chapitre prochain traite de la modélisation élastique des robots conçus avec du bois acétylé. Dans un premier temps, les pro-

priétés mécaniques de ce matériau seront définies par expérimentation puis les modèles élastiques proposés en statique et en dynamique seront détaillés et validés par des essais expérimentaux.

Chapitre 2

Modélisation élastique des robots en bois

Sommaire

2.1 Bois acétylé 52

2.1.1 Avantages et inconvénients du bois acétylé 52

2.2 Rigidité du bois acétylé 53

2.2.1 Essais de flexion 55

2.2.2 Résultats 55

2.2.3 Positionnement du problème de modélisation élastique des robots en bois 57

2.3 Cas d'un corp : tests et modélisation 58

2.3.1 Tests expérimentaux 58

2.3.2 Modélisation numérique 61

2.3.3 Comparaison entre l'expérimental et le modèle numérique 67

2.4 Cas de deux corps : robot série 69

2.4.1 Processus d'expérimentation 72

2.4.2 Modèles numériques 72

2.4.3 Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques 76

2.5 Cas de robot parallèle : tests et modélisation 78

2.5.1 Architecture du robot 78

2.5.2 Tests expérimentaux 79

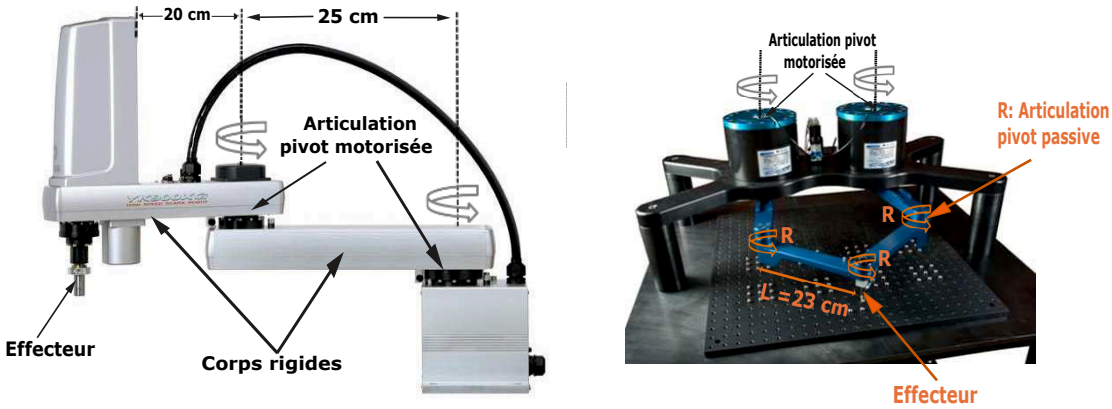
2.5.3 Modélisation élastique du mécanisme à cinq barres 81

2.5.4 Comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux 81

2.5.5 Modèles élastiques prédictifs du mécanisme à cinq barres 83

2.6 Conclusion 86

En robotique, les modèles élastiques sont nécessaires aux étapes de conception et de commande et doivent être suffisamment précis pour fournir une estimation précise des déformations du robot et de son comportement vibratoire (fréquences fondamentales de vibration). De plus, ils doivent également être efficaces sur le plan de temps de calcul, car ils seront exécutés des milliers de fois au cours du processus de la conception optimale ou en temps réel dans la boucle de commande. Afin de satisfaire ces exigences, nous proposons dans ce chapitre une modification de la théorie des poutres d'Euler-Bernoulli qui est utilisée pour développer des modèles élastiques pour les robots en bois précis et rapides capables de prédire les comportements élastiques des robots en statique et en dynamique. Les premières expérimentations réalisées et la comparaison des résultats obtenus avec les résultats issus des modèles ont permis d'une part de déduire la présence de perte de rigidité due à l'insertion des articulations à l'intérieur des corps en bois et d'autre part de comprendre que les articulations du robot ont un effet important sur son comportement mécanique. Afin de caractériser ces phénomènes, une méthode basée sur l'utilisation des modèles complexes est possible. Cependant, ces modèles seront lourds en terme de temps de calcul. Pour cette raison, nous proposons une modification des modèles simples par le calcul d'un facteur de correction pour les modules de rigidité des corps en bois du robot. Cette modification est une alternative aux modèles complexes de prédiction de la rigidité des articulations, qui ne sont pas pertinents pour les applications de modélisation en robotique en raison de leur coût en temps de calcul. Le résultat est un modèle suffisamment précis et rapide pour son utilisation en robotique, avec une erreur moyenne en statique et en dynamique inférieure à 10 % et avec moins de 0,1 sec de temps de calcul en simulation sous Matlab. Des tests expérimentaux poussés ont été effectués pour calibrer les lois de calcul des coefficients de correction et d'autres visent à valider les modèles proposés. Comme il s'agit de la première étude visant à atteindre de tels niveaux de précision pour les Matériaux Bio-Sourcés (MBS) en utilisation robotique, il n'est pas réaliste de travailler avec plusieurs essences de bois en même temps. De plus, afin de se concentrer (dans ce premier travail) sur les modèles de rigidité, le bois acétylé a été choisi, car sa stabilité dimensionnelle et sa durabilité remarquable réduisent l'impact des phénomènes de gonflement/rétraction et de fluage. Ils de-



(a) Un robot série standard : robot Scara planaire

(b) Un robot parallèle standard : mécanisme à cinq barres CAMPOS et al. [2010]

FIGURE 2.1 – Types des robots industriels étudiés.

vront être traités à l'avenir pour l'utilisation des MBS en robotique, mais dans cette première étude, seules deux espèces sont sélectionnées : le pin acétylé et le hêtre acétylé (Pine Radiata et Fagus Sylvatica).

Dans ce chapitre, dans un premier temps nous présentons le bois choisi pour la conception de notre robot, ainsi que ses avantages et ses inconvénients ((section 2.1)). Puis, des tests statiques expérimentaux sont réalisés afin de caractériser les propriétés mécaniques du bois acétylé (section 2.2). Ensuite, un modèle numérique est développé et comparé aux résultats expérimentaux pour un seul corps (section 2.3), pour un système à deux corps (similaire à un robot série, voir la FIGURE 2.1a, section 2.4) et enfin pour un système à quatre corps (l'étude d'un robot parallèle : mécanisme à cinq barres (FIGURE 2.1b), section 2.5).

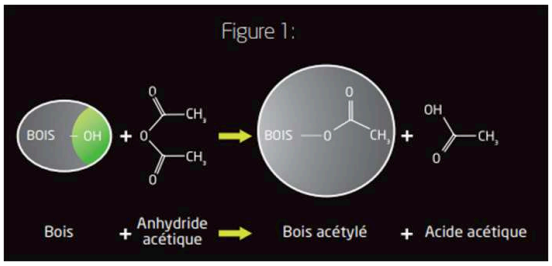


FIGURE 2.2 – Procédé d'acétylation.

2.1 Bois acétylé

Le bois acétylé est un bois modifié par acétylation, de façon à augmenter sa longévité et sa stabilité dimensionnelle. Ce bois est le fruit d'un traitement moléculaire du bois : il s'agit du procédé d'acétylation. Les acétyles étant présents dans le bois à l'état naturel dans des proportions variables selon les essences, ce processus ne fait par conséquent intervenir aucun autre produit ou substance chimique.

Qu'est ce qu'il l'acétylation du bois? l'acétylation consiste en une réaction moléculaire qui modifie les propriétés au coeur du bois sans ajout de nouvelles molécules. Le principe consiste à injecter de l'anhydride acétique (dérivé du vinaigre) dans le bois (FIGURE 2.2). En augmentant le nombre de molécules d'acétyle, naturellement présentes dans le bois, modifie ses propriétés physiques pour le rendre moins sensible au conditions atmosphériques, partiellement hydrophobe et moins comestible aux agents pathogènes biologiques.

Il est important de mentionner que l'usinage est aussi facile et aucun outil spécifique n'est requis en matière de découpe, délignage, rabotage ou perçage. De plus, le collage au niveau du bois acétylé reste toujours possible, des applications variées ont fait l'objet des tests de collage avec de nombreux procédés en matière de stratification.

Le bois acétylé utilisé dans le cadre de notre projet est issu de deux essences : Pin Radiata et le hêtre.

2.1.1 Avantages et inconvénients du bois acétylé

Le bois acétylé (FIGURE 2.3) présente plusieurs avantages par rapport au bois massif, à savoir :

- durée de vie du bois : 50 ans minimum pour un bois hors sol ;
- stabilité dimensionnelle ;

FIGURE 2.3 – Exemple d'utilisation du bois acétylé : construction de pont.

- tenue d'un revêtement de protection ;
- aspect environnemental et écologique : l'acétylation reste un processus naturel et écologique qui ne pose aucun problème sur la fin de vie des produits conçus en bois acétylé.

Cependant, l'utilisation de ce bois spécifique présente plusieurs inconvénients :

- les propriétés mécaniques du bois acétylé ne sont pas connues avec précision. Ce qui nécessite un processus d'expérimentation assez poussé afin de caractériser ses propriétés mécaniques, spécifiquement la rigidité ;
- absence de base de données détaillant la dilatation thermique/hydrique du bois acétylé.

2.2 Rigidité du bois acétylé

Les bases de données qui fournissent les propriétés mécaniques du bois résument de nombreuses études expérimentales pour de nombreuses espèces du monde entier. Lors de l'étude de ces bases de données KRETSCHMANN [2010], KOLLMANN [1968] plusieurs observations peuvent être tirées :

- Les tableaux fournissent de nombreuses données, comme les modules d'élasticité E_L, E_R, et E_T (3 directions de l'orthotropie : Longitudinale, Radiale et Tangentielle), les modules de cisaillement G_{LR}, G_{LT}, G_{RT}, six coefficients de Poisson (ν_{LR}, ν_{LT}, ν_{RT}, ν_{RL}, ν_{TL}, ν_{TR}), plusieurs modules de rupture (compression, traction, flexion et cisaillement, parallèles ou perpendiculaires au grain), le tout pour une teneur en humidité et une densité données. Les tableaux représentent un grand nombre de données, générale-

ment seules les valeurs moyennes sont fournies. Les coefficients de variation des données sont globalement évalués pour chaque propriété mais pour toutes les espèces en même temps, par exemple autour de 20 % pour les modules d'élasticité quelle que soit l'espèce. Cependant, une distribution statistique plus précise est nécessaire dans ce projet, afin de prédire les déformations du robot avec suffisamment de précision.

- Les données susmentionnées sont obtenues à partir d'essais sur de petits échantillons (quelques centimètres de dimensions) et en utilisant un bois "parfait" (très peu de singularités visibles). Ceci n'est pas représentatif des corps de robot comme illustré dans la FIGURE 2.1 (quelques décimètres de longueur). En raison de l'effet d'échelle sur les propriétés mécaniques du bois MADSEN et BUCHANAN [1986], les tests doivent être réalisés avec des échantillons de dimensions proches de celles des corps de robots.

- L'acétylation du bois affecte partiellement les propriétés mécaniques, en augmentant leurs coefficients de variation (la résistance à la flexion est plus affectée que la rigidité longitudinale) JORISSEN et al. [2005] pour les dimensions de bois de structure (plusieurs mètres de longueur). Des essais sur des échantillons de bois acétylés aux dimensions du corps du robot sont nécessaires.

Les observations citées précédemment expliquent le choix de réaliser des essais sur de nombreux échantillons de bois acétylé de dimensions du même ordre de grandeur que les corps des robots. En raison de la contrainte de temps de calcul qui reste une exigence dans cette étude, l'approche proposée se base sur des modèles simples (théorie des poutres) comme il sera détaillé dans la suite de ce chapitre (section 2.2.3).

Il est important de motionner que les corps des robots présentent une dimension plus grande dans la direction longitudinale par rapport à d'autres directions. Par conséquent, seul le module de Young longitudinal E_L est nécessaire (noté E dans la suite du chapitre). Ceci aussi explique pourquoi la valeur du coefficient de Poisson est la valeur moyenne des deux coefficients dans les directions radiale et transversale (R et T) $\nu = \frac{(\nu_{LR}+\nu_{LT})}{2}$. Cependant, la détermination expérimentale du coefficient de Poisson n'est pas nécessaire, car son impact sur la déformation et la fréquence fondamentale de vibration est négligeable par rapport à l'effet de la variabilité du module de Young. La méthode d'essai pour déterminer E est l'essai de flexion quatre points (FIGURE 2.4), comme il sera présenté dans la section suivante.

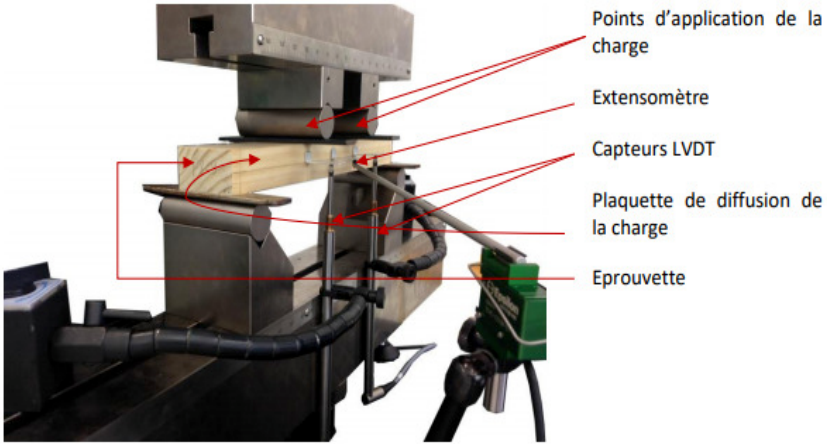


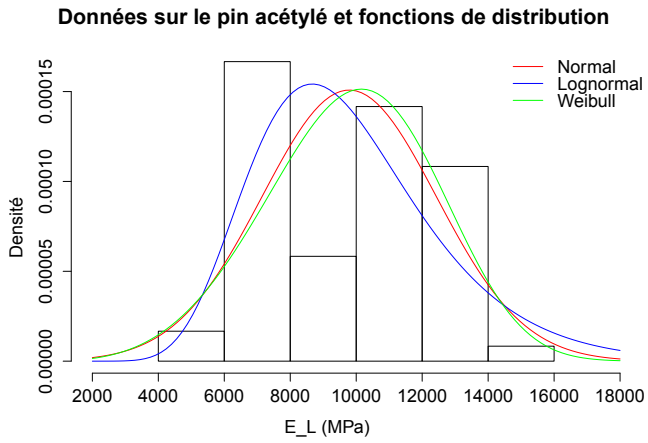
FIGURE 2.4 – Tests de flexion 4 points.

2.2.1 Essais de flexion

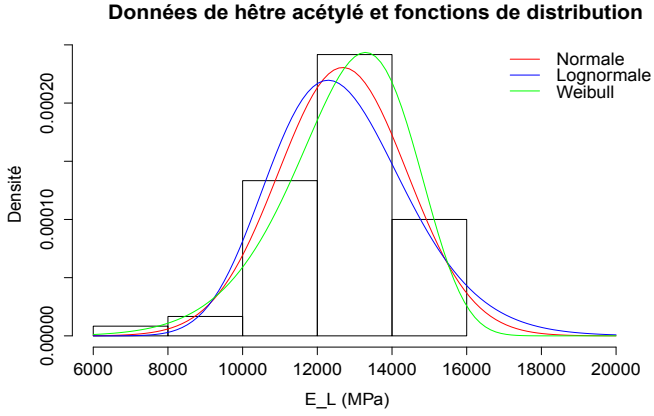
La FIGURE 2.4 montre le test de flexion quatre points réalisé sur 30 échantillons de dimensions 330 × 650 × 300 mm. La méthode d'essai est inspirée de la norme EN 408 CEN [2012]. Les déformations sont mesurées à la fibre neutre par deux capteurs Linear Variable Differential Transformer (LVDT) aux points de chargement et un extensomètre à mi-portée. Comme il a été montré dans SOLLI [1996], la mesure des déformations sur un seul côté de l'échantillon est un problème à cause de l'orthotropie du bois. Tous les échantillons sont donc testés deux fois avec un côté différent mesuré à chaque fois (tests non destructifs), et la moyenne des deux tests donne la valeur de E.

2.2.2 Résultats

Les modules de Young locaux E sont calculés selon l'équation (1) de la norme EN 408 CEN [2012]. La FIGURE 2.5 affiche l'histogramme des valeurs expérimentales de E pour le pin et le hêtre. Plusieurs distributions de probabilité ont été testées : normale, log-normale et de Weibull et la méthode des moindres carrés est utilisée pour les comparer et identifier celle qui convient le mieux. Les distributions normale et de Weibull fournissent des résultats très similaires (meilleurs que la logarithmique). En plus de sa simplicité, la loi normale est celle recommandée pour représenter les rigidités des éléments en bois à l'échelle du bâtiment EN 14358 CEN [2016]. Pour ces raisons, la loi normale est sélectionnée et elle sera utilisée dans la suite de ce travail. La valeur moyenne de E pour le pin est de 9787 MPa et 12772 MPa pour le hêtre et les coefficients de variation sont respectivement de 27 % et de 16 %. Comme



(a) Pin acétylé



(b) Hêtre acétylé

FIGURE 2.5 – Valeur expérimentale de E sur trente échantillons pour chaque espèce et comparaison des différentes distributions de probabilités.

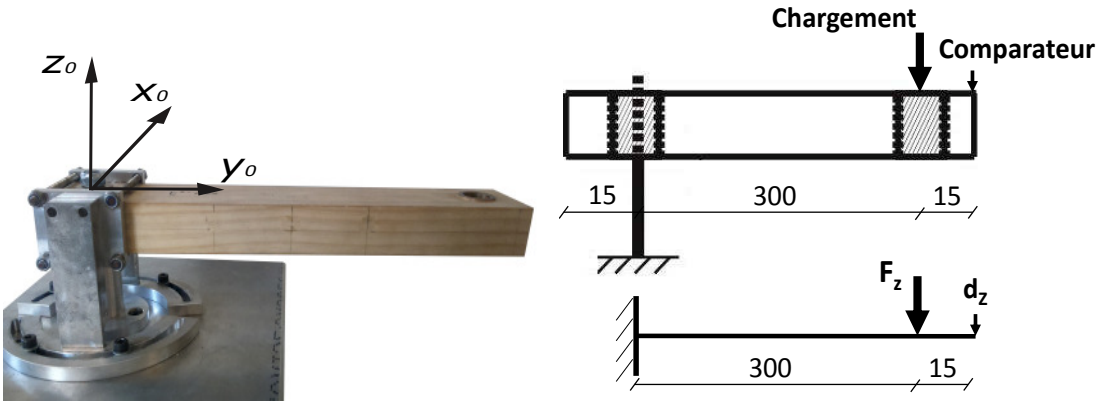
nous l'expliquerons dans la prochaine section, ces valeurs de E ne seront pas utilisées, mais l'utilisation de la distribution normale pour le bois acétylé est conservée.

2.2.3 Positionnement du problème de modélisation élastique des robots en bois

Le bois est connu pour être un matériau orthotrope et viscoélastique, sa modélisation numérique nécessite habituellement l'utilisation de modèles complexes. Ces modèles sont souvent basés sur la méthode des éléments finis (EF), bien que d'autres comme les approches par éléments discrets ou en treillis peuvent être pertinentes LANDIS [2016]. En revanche, la robotique développe couramment des modèles élastiques pour les matériaux isotropes utilisés dans la conception des robots, la plupart d'entre eux basés sur la théorie des poutres DEBLAISE et al. [2006], PASHKEVICH et al. [2009]. Comme il a été mentionné précédemment, le but de cette étude est de définir un modèle élastique simple et efficace pour les robots en bois. Pour la validation expérimentale du modèle proposé, des tests de déformation et de vibration sur des maquettes de robots en bois sont nécessaires. Dans cette section et les suivantes, nous allons tester nos approches de modélisation sur plusieurs maquettes de robots : un corps à un degré de liberté (section 2.3), un robot série à deux ddl comme le robot Scara (FIGURE 2.1a, section 2.4), et enfin, un robot parallèle comme le mécanisme à cinq barres (FIGURE 2.1b, section 2.5). Les maquettes seront construites à partir des corps en bois acétylé de dimensions identiques ($330 \times 600 \times 300$ mm). En raison de la variabilité du bois, la rigidité E de chaque corps doit être connue avec précision. De plus, il est très important de couvrir l'intervalle des valeurs de E possibles afin de prouver l'efficacité du modèle proposé quelle que soit la valeur de la rigidité des corps. Dix corps en pin acétylé sont construits et testés en flexion quatre points non destructive, pour mesurer leur rigidité E (méthode d'essai similaire à la section 2.2.1). Le pin acétylé est préféré au hêtre car il présente une plus grande dispersion en terme de rigidité. Les différentes rigidités et densités des 10 Corps sont données dans le TABLEAU 2.1. Ce dernier, montre que les modules de Young des 10 corps sélectionnés couvrent raisonnablement la variabilité des rigidités possibles du pin acétylé qui présente une valeur minimale de 6099 MPa et une valeur maximale de 13984 MPa (FIGURE 2.5).

TABLEAU 2.1 – Rigidité des corps (E) et leurs densités (pin acétylé)

Corps	E1	E2	E3	E4	E5	E6	E7	E8	E9	E10
E (MPa)	12882	10809	8454	6938	11311	11992	6099	12479	13984	12615
ρ (kg/m^3)	630	580	560	490	560	590	470	630	640	630



(a) Présentation du système de serrage

(b) Modèle et expérimentation (charge verticale), dimensions en mm

FIGURE 2.6 – Tests expérimentaux pour un corps.

2.3 Cas d'un corp : tests et modélisation

An niveau de cette partie, des tests expérimentaux seront présentés pour caractériser les déformations et les fréquences de vibration d'un corps en pin acétylé. Les résultats obtenus seront comparés à ceux calculés par des modèles théoriques (numériques) dans le but de valider l'approche de modélisation proposée.

2.3.1 Tests expérimentaux

Tous les corps en bois mentionnés dans la section 2.2.3 et dans le TABLEAU 2.1 sont utilisées dans ces tests. En statique, le corps testé est fixé sur un axe et un système de serrage est ajouté (simulant l'articulation rigide entre le rotor d'un moteur et le corps, voir par exemple la FIGURE 2.1) et la charge est appliquée à l'autre extrémité (seules les charges verticales sont testées). Un chargement de 1 kg est utilisé pour la précharge (pour compenser les jeux mécaniques dans la maquette) et un poids de 4 kg est ensuite appliqué (FIGURE 2.6). Un comparateur à cadran (résolution 0,01 mm) est utilisé pour mesurer la déformation à l'ex-

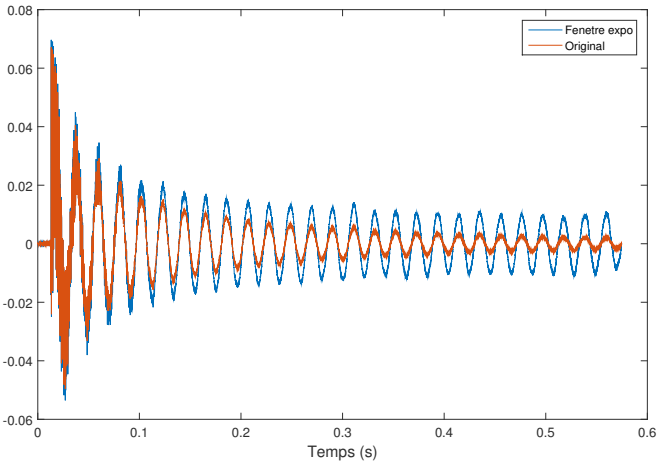
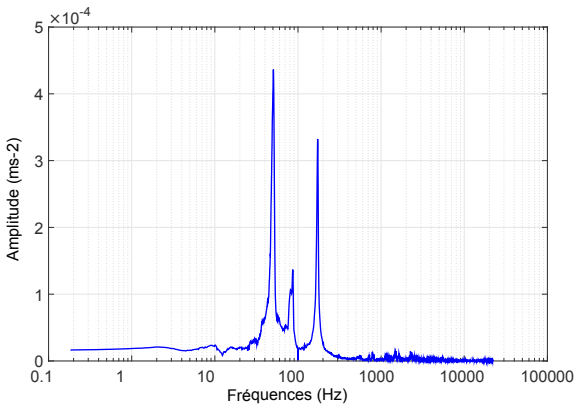


FIGURE 2.7 – Enregistrement (microphone) : phase de vibration libre d'un corps en bois.

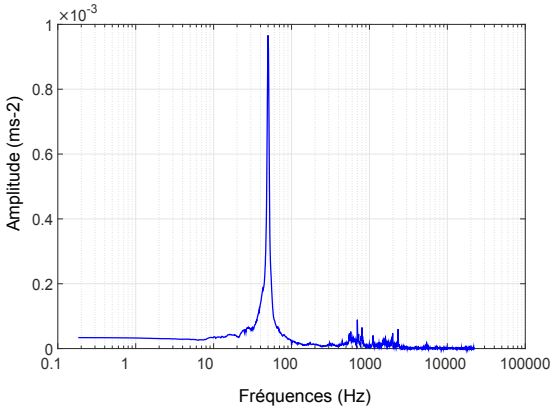
trémité. Pour chaque corps, les mesures sont répétées cinq fois. Il convient également de mentionner que la mesure est effectuée immédiatement après l'application de la charge, avant que le comportement viscoélastique du bois ne commence à influencer la mesure.

Les tests dynamiques ont pour objectif de mesurer les fréquences fondamentales de vibration des corps. Il y a lieu de noter que tous les corps utilisés pour les expérimentations en statique pour obtenir la déformation mécanique, sont également utilisés pour les expérimentations en dynamique. La méthode des tests expérimentaux en dynamique a été choisie pour sa facilité d'utilisation tout en assurant une bonne précision des résultats HAINES et al. [1996] BRANCHERIAU et BAILLERES [2003]. Un marteau est utilisé pour exciter les modes de vibration du corps à son extrémité dans les trois direction x, y et z. Un microphone enregistre les vibrations libres à travers un dispositif d'acquisition et un logiciel opensource : Audacity. Dans le but d'améliorer la qualité du signal enregistré, un fenêtrage exponentiel est utilisé comme le montre la FIGURE 2.7. Ensuite, le spectre du signal est calculé par la transformé de Fourrier rapide FFT (Fast Fourier Transform) avec Matlab. Le processus est répété 5 fois pour chaque corps, fournissant un spectre moyen, et pour chaque direction afin de s'assurer qu'aucun mode de vibration ne manque (FIGURE 2.8). Pour se rapprocher des conditions aux limites réalistes, une masse de $1,47$ kg est fixée à l'extrémité du corps pour simuler les articulations métalliques ainsi que l'effecteur.

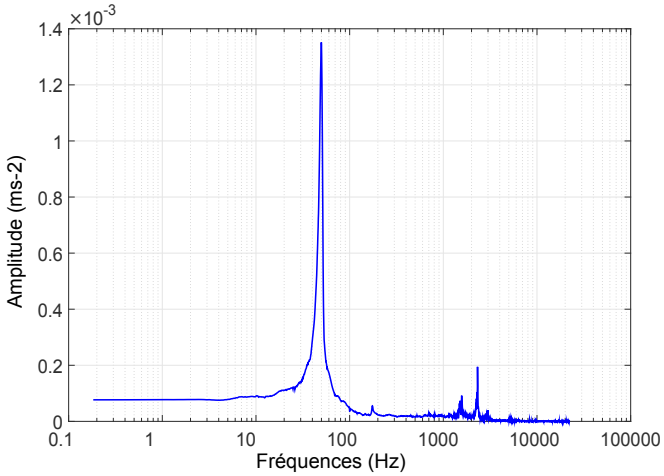
La précision de ce système a été validée en générant de nombreux signaux harmoniques (sons de 25 Hz à 500 Hz) et en comparant les fréquences d'entrée aux fréquences de sortie, une différence de moins de $0,1$ Hz à été trouvée. De plus, les vibrations propres obtenues



(a) Impact de marteau le long de $\mathbf{x}_0$



(b) Impact de marteau le long de $\mathbf{y}_0$



(c) Impact de marteau le long de $\mathbf{z}_0$

FIGURE 2.8 – Réponse en fréquence du corps E1 sous l'impact d'un marteau.

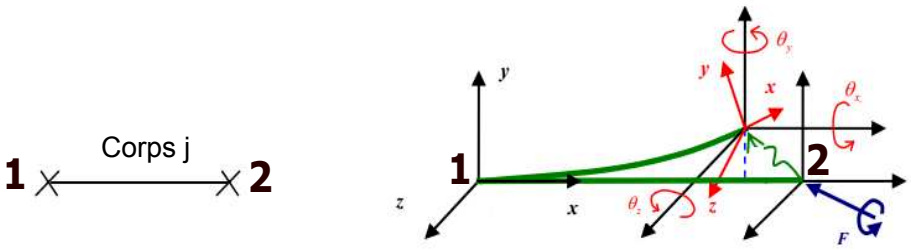


FIGURE 2.9 – Effort nodal et déplacement nodal.

par microphone ont été comparées à celles données par un accéléromètre (comparaison des résultats FFT). Il a été montré que le système de microphone est assez précis à 17 Hz (même niveau à 25 Hz et à 500 Hz), mais il est incapable de capter une fréquence à 4.5 Hz. Cependant, les fréquences attendues pour le mécanisme étudié sont supérieures à 20 Hz, par conséquent la détermination des fréquences fondamentales par des mesures acoustiques peut être utilisée.

2.3.2 Modélisation numérique

L'approche de modélisation proposée consiste à développer des modèles simples et précis et à y ajouter de nouvelles fonctionnalités si nécessaire. Pour le cas d'un seul corps, le modèle élastique proposé est celui d'une simple poutre de Euler-Bernoulli en porte-à-faux. La définition des matrices de rigidité et de masse est nécessaire afin de calculer les déformations mécaniques et les fréquences fondamentales de vibration.

Matrice de rigidité d'un corps

La matrice de rigidité d'un corps j défini par deux nœuds (FIGURE 2.9), exprimée dans son repère local $\mathscr{R}_j$, est donnée comme suit :

$$ {}^{\mathrm{R}_j}\mathbf{K}_j = \begin{bmatrix} {}^{\mathrm{R}_j}\mathbf{K}^j_{11} & {}^{\mathrm{R}_j}\mathbf{K}^j_{12} \\ {}^{\mathrm{R}_j}\mathbf{K}^j_{21} & {}^{\mathrm{R}_j}\mathbf{K}^j_{22} \end{bmatrix}_{12\times 12} \tag{2.1} $$

Où, les sous matrices de rigidités nodales du corps j ${}^{R_j}\mathbf{K}^j_{11}$, ${}^{R_j}\mathbf{K}^j_{12}$, ${}^{R_j}\mathbf{K}^j_{21}$ et ${}^{R_j}\mathbf{K}^j_{21}$ sont définies par IMBERT [1984] :

$$ {}^{j}\mathbf{K}^j_{11} = \begin{bmatrix} \frac{E_j S_j}{l_j} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{12E_j Iz_{\alpha,u}}{l_j} & 0 & 0 & 0 & \frac{6E_j Iz_j}{l_j} \\ 0 & 0 & \frac{12E_{\alpha,u} Iy_j}{l_j} & 0 & \frac{-6E_j Iz_j}{l_{\alpha,u}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{G_j J_j}{l_j} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{-6E_j Iy_j}{l_j} & 0 & \frac{4E_j Iz_j}{l_j} & 0 \\ 0 & \frac{6E_j Iy_j}{l_j} & 0 & 0 & 0 & \frac{4E_j Iz_{\alpha,u}}{l_j} \end{bmatrix} \tag{2.2} $$

$$ {}^{j}\mathbf{K}^j_{12} = \begin{bmatrix} \frac{-E_j S_j}{l_j} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{-12E_j Iz_j}{l_j} & 0 & 0 & 0 & \frac{6E_j Iz_{\alpha,u}}{l_j} \\ 0 & 0 & \frac{-12E_j Iy_j}{l_j} & 0 & \frac{-6E_j Iz_j}{l_j} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{-G_j J_j}{l_j} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{6E_j Iy_j}{l_j} & 0 & \frac{2E_j Iz_j}{l_j} & 0 \\ 0 & \frac{-6E_j Iy_j}{l_j} & 0 & 0 & 0 & \frac{2E_j Iz_j}{l_j} \end{bmatrix} \tag{2.3} $$

$$ {}^{j}\mathbf{K}^j_{21} = \begin{bmatrix} \frac{-E_j S_j}{l_j} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{-12E_j Iz_j}{l_j} & 0 & 0 & 0 & \frac{-6E_j Iz_j}{l_j} \\ 0 & 0 & \frac{-12E_j Iy_j}{l_j} & 0 & \frac{-6E_j Iz_j}{l_j} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{-G_j J_j}{l} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{-6E_j Iy_{\alpha,u}}{l} & 0 & \frac{2E_j Iz_j}{l_j} & 0 \\ 0 & \frac{6E_j Iy_j}{l_j} & 0 & 0 & 0 & \frac{2E_j Iz_j}{l_j} \end{bmatrix} \tag{2.4} $$

$$ {}^{j}\mathbf{K}^j_{22} = \begin{bmatrix} \frac{E_j S_j}{l_j} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{12E_{\alpha,u} Iz_j}{l} & 0 & 0 & 0 & \frac{-6E_j Iz_{\alpha,u}}{l_j} \\ 0 & 0 & \frac{12E_j Iy_j}{l} & 0 & \frac{6E_j Iz_j}{l} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{G_j J_j}{l_j} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{6E_{\alpha,u} Iy_j}{l_j} & 0 & \frac{4E_j Iz_j}{l_j} & 0 \\ 0 & \frac{-6E_j Iy_j}{l_j} & 0 & 0 & 0 & \frac{4E_j Iz_j}{l_j} \end{bmatrix} \tag{2.5} $$

Ces matrices dépendent des différents paramètres géométriques et mécaniques qui sont fournis dans le tableau suivant :

TABLEAU 2.2 – Paramètres géométriques et mécaniques d'un corps j modélisé par poutre Euler-Bernoulli

Longueur (mm)	l_j
Aire de la section droite (mm^2)	S_j
Module de Young (N/mm^2)	E_j
Module de Coulomb (N/mm^2)	G_j
Moments quadratiques (mm^4)	Iy_j, Iz_j
Moments polaires (mm^4)	J_j

Matrice de masse d'un corps déformable

Afin de mieux illustrer le contexte de modélisation des déformations, un modèle de déformation d'un corps est représenté à la FIGURE 2.9. Le corps nommé j est supposé avoir une légère déformation élastique autour de sa configuration rigide de base. Si on suppose que le nœud 1 se trouve au point A_j et le nœud 2 au point B_j, le champ de vitesse de tout point M_j appartenant au corps flexible s'écrit de la manière suivante :

$$\mathbf{v}_j(M_j) = \mathbf{v}_j(A_j) + \boldsymbol{\omega}_j(A_j) \times \mathbf{r}_j(M_j) + \mathbf{v}_{ej}(M_j) \tag{2.6}$$

Où : $\boldsymbol{\omega}_j(A_j)$ et $\mathbf{v}_j(A_j)$ sont les composantes du torseur cinématique du corps j exprimées au point A_j, $\mathbf{r}_j(M_j)$ est le vecteur de position du point M_j et $\mathbf{v}_{ej}(M_j)$ est la vitesse de translation du point M_j due à la déformation élastique du corps. Cette dernière peut être approchée par la méthode de Rayleigh-Ritz comme une série tronquée incluant des fonctions de forme :

$$\mathbf{v}_{ej}(M_{0j}) = \phi_{dj}(M0j)\dot{\mathbf{q}}_{ej} \tag{2.7}$$

Où : $\phi_{dj}(M_{0j})$ est une matrice contenant les fonctions de forme décrivant les déformées modales du point M_j. $\mathbf{q}_{ej}$ est le vecteur des coordonnées généralisées élastiques du corps j. Le déplacement élastique modal entre M_{0j} et M_j est donné par :

$$\mathbf{u}_{ej}(M_{0j}) = \phi_{dj}(M_{0j})\mathbf{q}_{ej} \tag{2.8}$$

Avec : $\mathbf{q}_{ej}$ est le vecteur des coordonnées généralisées élastiques du corps j.

L'équation (2.6) peut être écrite sous forme matricielle comme suit :

$$\mathbf{v}_j(\mathrm{M}_j) = \begin{bmatrix} \mathbf{I}_3 & \left[\mathbf{r}_j(\mathrm{M}_j)\right]_\times^{\mathrm{T}} & \Phi_{dj}(\mathrm{M}_{0j}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{v}_j(\mathrm{A}_j) \\ \boldsymbol{\omega}_j(\mathrm{A}_j) \\ \dot{\mathbf{q}}_{ej} \end{bmatrix} \tag{2.9}$$

Où : $\mathbf{I}_3$ est la matrice d'identité (3×3) et $\left[\mathbf{r}_j(\mathrm{M}_j)\right]_\times^{\mathrm{T}}$ est la matrice de pré-produit vectoriel du vecteur $\mathbf{r}_j(\mathrm{M}_j)$ donnée par :

$$\left[\mathbf{r}_j(\mathrm{M}_j)\right]_\times^{\mathrm{T}} = \begin{bmatrix} 0 & -r_{jz} & r_{jy} \\ r_{jz} & 0 & -r_{jx} \\ -r_{jy} & r_{jx} & 0 \end{bmatrix} \text{ avec } \quad \mathbf{r}_j(\mathrm{M}_j) = \begin{bmatrix} r_{jx} & r_{jy} & r_{jz} \end{bmatrix}^{\mathrm{T}} \tag{2.10}$$

Le champ de déplacement 3D d'une poutre de Bernoulli peut être approché à l'aide de six fonctions de forme ϕ_{dxj}, ϕ_{dyj}, ϕ_{dzj}, ϕ_{rxj}, ϕ_{ryj} et ϕ_{rzj} telles que :

$$\boldsymbol{\phi}_{dxj} = \begin{bmatrix} 1-\xi & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \xi & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{\phi}_{dyj} = \begin{bmatrix} 0 & 1-3\xi^2-2\xi^3 & 0 & 0 & 0 & l_j(\xi-2\xi^2+\xi^3) & 0 & 3\xi^2-2\xi^3 & 0 & 0 & 0 & -l_j(\xi^2-\xi^3) \end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{\phi}_{dzj} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1-3\xi^2-2\xi^3 & 0 & -l_j(\xi-2\xi^2+\xi^3) & 0 & 0 & 0 & 3\xi^2-2\xi^3 & 0 & l_j(\xi^2-\xi^3) & 0 \end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{\phi}_{rxj} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 1-\xi & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \xi & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{\phi}_{ryj} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \frac{6(\xi^2-\xi)}{l_j} & 0 & -(1-4\xi+3\xi^2) & 0 & 0 & 0 & 6(\xi-\xi^2) & 0 & 2\xi-3\xi^2 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{\phi}_{rzj} = \begin{bmatrix} 0 & \frac{6(\xi^2-\xi)}{l_j} & 0 & 0 & 0 & 1-4\xi+3\xi^2 & 0 & 6(\xi-\xi^2) & 0 & 0 & 0 & 2\xi-3\xi^2 \end{bmatrix}$$

Où : $\xi = \frac{x}{l_j}$ avec l_j est la longueur de la poutre. Aussi (x, y, z) sont les coordonnées cartésiennes du point M_{0j} , les hypothèses de Bernoulli permettent une écriture simple de la matrice $\boldsymbol{\phi}_{dj}(\mathrm{M}_{0j})$ de taille (3×12) contenant les fonctions de forme, telle que :

$$\boldsymbol{\phi}_{dj}(\mathrm{M}_{0j}) = \begin{bmatrix} \boldsymbol{\phi}_{dxj} - y\boldsymbol{\phi}_{rzj} + z\boldsymbol{\phi}_{ryj} \\ \boldsymbol{\phi}_{dyj} - z\boldsymbol{\phi}_{rxj} \\ \boldsymbol{\phi}_{dzj} - y\boldsymbol{\phi}_{rxj} \end{bmatrix} \tag{2.11}$$

Cette dernière équation permet le calcul de la matrice des masses comme suit :

$$\mathrm{M}_j = \rho_j \int_{\mathrm{V}_j} \boldsymbol{\phi}_{dj}(\mathrm{M}_j)^{\mathrm{T}} \boldsymbol{\phi}_{dj}(\mathrm{M}_j) d\mathrm{V} \tag{2.12}$$

D'une manière similaire à la matrice de rigidité, la matrice des masses d'un corps j flexible est donnée par :

$$ {}^{\mathrm{R}_j}\mathbf{M}_j = \begin{bmatrix} {}^{\mathrm{R}_j}\mathbf{M}_{11}^{j} & {}^{\mathrm{R}_j}\mathbf{M}_{21}^{j} \\ {}^{\mathrm{R}_j}\mathbf{M}_{12}^{j\mathrm{T}} & {}^{\mathrm{R}_j}\mathbf{M}_{22}^{j} \end{bmatrix}_{12\times 12} \tag{2.13} $$

Où, les sous matrices de masse nodales du corps j ${}^{\mathrm{R}_j}\mathbf{M}_{11}^{j}$, ${}^{\mathrm{R}_j}\mathbf{M}_{12}^{j}$, ${}^{\mathrm{R}_j}\mathbf{M}_{21}^{j}$ et ${}^{\mathrm{R}_j}\mathbf{M}_{22}^{j}$ sont définies par IMBERT [1984] :

$$ {}^{\mathrm{R}_j}\mathbf{M}_{11}^{j} = \begin{bmatrix} m_j & 0 & 0 & 0 & m_j z_{\mathrm{G}j} & -m_j z_{\mathrm{G}j} \\ 0 & m_j & 0 & -m_j z_{\mathrm{G}j} & 0 & -m_j x_{\mathrm{G}j} \\ 0 & 0 & m_j & m_j y_{\mathrm{G}j} & -m_j x_{\mathrm{G}j} & 0 \\ 0 & -m_j z_{\mathrm{G}j} & -m_j y_{\mathrm{G}j} & \mathrm{J}_{xxj} & \mathrm{J}_{xy_j} & \mathrm{J}_{xzj} \\ m_j z_{\mathrm{G}j} & 0 & -m_j x_{\mathrm{G}j} & \mathrm{J}_{xy_j} & \mathrm{J}_{yy_j} & \mathrm{J}_{yzj} \\ -m_j y_{\mathrm{G}j} & m_j x_{\mathrm{G}j} & 0 & \mathrm{J}_{xzj} & \mathrm{J}_{yzj} & \mathrm{J}_{zzj} \end{bmatrix} \tag{2.14} $$

$$ {}^{\mathrm{R}_j}\mathbf{M}_{12}^{j} = {}^{\mathrm{R}_j}\mathbf{M}_{21}^{j} = \begin{bmatrix} \frac{m_j}{2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{m_j}{2} & 0 & 0 & 0 & \frac{m_j l_j}{12} \\ 0 & 0 & \frac{m_j}{2} & 0 & \frac{m_j l_j}{12} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{\rho_j l_j \mathrm{I}_{pj}}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\rho_j \mathrm{I}_j - \frac{7 m_j l_j^2}{20} & 0 & \frac{m_j {l_j}^2}{20} & 0 \\ 0 & \rho_j \mathrm{I}_{zj} + \frac{7 m_j l_j}{20} & 0 & 0 & 0 & -\frac{m_j l_j^2}{20} \end{bmatrix} \tag{2.15} $$

$$ {}^{\mathrm{R}_j}\mathbf{M}_{22}^{j} = \begin{bmatrix} \frac{m_j}{3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{13 m_j}{35} + \frac{6\rho_j \mathrm{I}_{zj}}{5 l_j} & 0 & 0 & 0 & -\frac{11 m_j l_j + 21 \rho_j \mathrm{I}_{zj}}{210} \\ 0 & 0 & \frac{13 m_j}{35} + \frac{6\rho_j \mathrm{I}_{y_j}}{5 l_j} & 0 & \frac{11 m_j l_j + 21 \rho_j \mathrm{I}_{zj}}{210} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{\rho_j l_j \mathrm{I}_{pj}}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{11 m_j l_j + 21 \rho_j \mathrm{I}_{y_j}}{210} & 0 & \frac{m_j l_j^2 + 21 \rho_j \mathrm{I}_{zj}}{105} & 0 \\ 0 & -\frac{11 m_j l_j + 21 \rho_j \mathrm{I}_{zj}}{210} & 0 & 0 & 0 & \frac{m_j l_j^2 + 21 \rho_j \mathrm{I}_{zj}}{105} \end{bmatrix} \tag{2.16} $$

Où : $x_{\mathrm{G}j}$, $y_{\mathrm{G}j}$ et $z_{\mathrm{G}j}$ sont les coordonnées cartésiennes du centre de gravité du corps j dans le repère $\mathscr{R}_j$;

$\mathrm{J}_{xxj}, \mathrm{J}_{yyj}, \mathrm{J}_{zzj}, \mathrm{J}_{xy_j}, \mathrm{J}_{xzj}$ et J_{yx_j} sont les termes de la matrice d'inertie exprimés à l'origine du repère $\mathscr{R}_j$;

$\mathrm{I}_{pj} = \mathrm{I}_{y_j} + \mathrm{I}_{zj}$ est le moment quadratique polaire.

Calcul de la déformation et des vibrations d'un corps

Nous rappelons que le modèle numérique de déformation est une simple poutre Euler-Bernoulli en porte-à-faux. Les dimensions des corps correspondent à la FIGURE 2.6b, les modules de Young sont les valeurs exactes E_j des essais non destructifs (TABLEAU 2.1). Afin de calculer la déformation d'un corps en flexion, l'expression suivante est utilisée :

$$d_z = \frac{\mathbf{f} l_j^3}{3 E_j I_G} \tag{2.17}$$

Où : **f** est le chargement appliqué, l_j est la longueur du corps et I_G est le moment quadratique.

Les fréquences fondamentales de vibration du corps sont calculées en utilisant les matrices de rigidité et de masse définies précédemment. Elles sont obtenues en se basant sur l'équation de Lagrange suivante IMBERT [1984] :

$$\frac{d}{dt}\left(\frac{\partial L}{\partial \dot{\mathbf{q}}_{ej}}\right) - \left(\frac{\partial L}{\partial \mathbf{q}_{ej}}\right) = \mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}}_{ej} + \mathbf{K}\mathbf{q}_{ej} = 0 \tag{2.18}$$

Il y a lieu de rappeler que dans le cas d'un corps en porte-à-faux le premier nœud du corps est fixé. La prise en compte de ces conditions aux limites est donc importante. Ceci revient à supprimer les lignes et les colonnes correspondantes au nœud fixé dans les matrices de rigidité et de masse. Pour cette raison, uniquement les sous matrices K_{22}^j et M_{22}^j sont utilisées. L'équation (2.18) devient :

$$\mathbf{M}_{22}\ddot{\mathbf{q}}_{rj} + \mathbf{K}_2 2\mathbf{q}_{rj} = 0 \tag{2.19}$$

La solution de cette dernière équation de mouvement, vérifie l'équation modale de mouvement suivante :

$$(\omega_l^2 \mathbf{M}_{22} - \mathbf{K}_{22})\mathbf{q}_{rj} = 0 \tag{2.20}$$

Où : $\omega_l = 2\pi f_l$, f_l est la fréquence fondamentale associée au $l^{éme}$ mode de vibration, et $\mathbf{q}_l$ est le vecteur propre associé. Les fréquences de vibration du corps sont donc obtenues en calculant les solutions du problème suivant :

$$det(\omega_l^2 \mathbf{M}_{22}^j - \mathbf{K}_{22}^j) = 0 \tag{2.21}$$

La comparaison entre les mesures expérimentales (section 2.3.1) et ce modèle numérique est discutée ci-après (section 2.3.3). Pour le calcul des fréquences de vibration, la masse corporelle est calculée sur la base de la densité du corps spécifique (TABLEAU 2.1). Il est

primordial de mentionner que la mesure de la masse volumique correspond à la même humidité du bois. Les essais ont été réalisés dans un laboratoire à environnement contrôlé. De plus, le volume des corps est calculé sur la base d'une longueur de 300 mm (les trous des axes des articulations ne sont pas pris en compte). Enfin, une masse nodale de 1,47 kg est ajoutée à l'extrémité pour tenir compte de la masse de l'articulation à l'extrémité (section 2.3.1).

2.3.3 Comparaison entre l'expérimental et le modèle numérique

Le modèle d'un corps en porte-à-faux (appelé Num 1) présente une faible corrélation avec les données expérimentales. La FIGURE 2.11b montre que l'erreur tend à augmenter avec E (de 18 à 48 %). Parmi les nombreuses causes de cette erreur, l'hétérogénéité du bois et l'état réel de la contrainte de déformation du bois dans la zone de l'articulation rigide sont considérés comme des contributeurs majeurs (système de serrage, trou dans le bois, axe métallique, comme le montre la FIGURE 2.6).

En effet, même si E_j est déterminé en flexion quatre points, sa valeur ne représente pas la valeur exacte à utiliser pour le cas d'un matériau non homogène. Cela n'explique cependant pas un tel écart. D'autre part, la rigidité de l'articulation est infinie dans le modèle. Dans les structures en bois (bâtiments), on sait que la rigidité des articulations doit être prise en compte dans le calcul des déformations de la structure LEICHTI et al. [2000], EN 1995-1-1-1 [CEN, 2005]. La capacité à calculer la rigidité d'une articulation bois/métal est un projet de recherche en soi (pour les articulations à l'échelle d'un robot). Dans le cadre du projet RobEcolo et de cette thèse, une autre approche a été étudiée. Cette approche est l'une des principales contributions de cette thèse et elle consiste à conserver la théorie des poutres d'Euler-Bernoulli mais avec une valeur modifiée de la rigidité des corps. Cette valeur est identifiée sur quatre résultats d'essais (de déformation) et ensuite, elle est utilisée pour prédire d'autres résultats d'essais, comme expliqué ci-dessous.

Modification du modèle poutre de Euler-Bernoulli

Afin de déterminer la rigidité modifiée des corps qui devrait être utilisée dans le modèle pour correspondre aux tests expérimentaux, uniquement quatre corps E1, E2, E2, E3 et E4 sont sélectionnés du TABLEAU 2.1. Ces corps sont choisis de sorte que leurs rigidités couvrent régulièrement la dispersion de la rigidité du pin acétylé (FIGURE 2.10).
Pour chacun d'entre eux, les résultats expérimentaux sont utilisés pour déterminer la rigi-

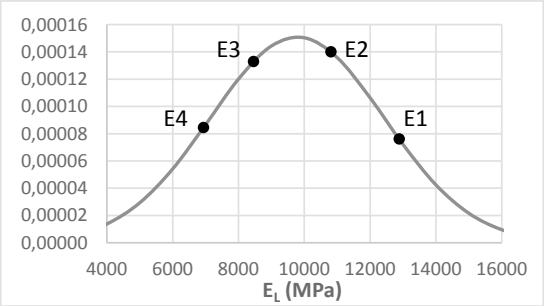


FIGURE 2.10 – Fonction de densité de probabilité Φ de la distribution normale de trente échantillons de pin acétylé E et sélection de E1, E2, E3 et E4.

dité apparente $E_{j,app}$. Un coefficient de modification $c(E)$ peut être calculé en utilisant la formule suivante :

$$c(E) = \frac{E_{j,app}}{E_j} \tag{2.22}$$

Le graphique de $c(E)$ en fonction de E_j est utilisé pour déterminer l'équation de la meilleure approximation linéaire (FIGURE 2.11a), en utilisant 4 résultats de test obtenus pour les 4 corps choisis (E1 à E4) (les autres corps étant utilisés pour la validation). Cette approximation est donnée par :

$$c(E_j) = 0,0000356 \times E_j + 0,9852 \tag{2.23}$$

Ensuite, cette équation est utilisée pour prédire le $E_{j,app}$ correspondant à chaque corps (E1 à E10). Par exemple pour E6 = 11992 MPa :

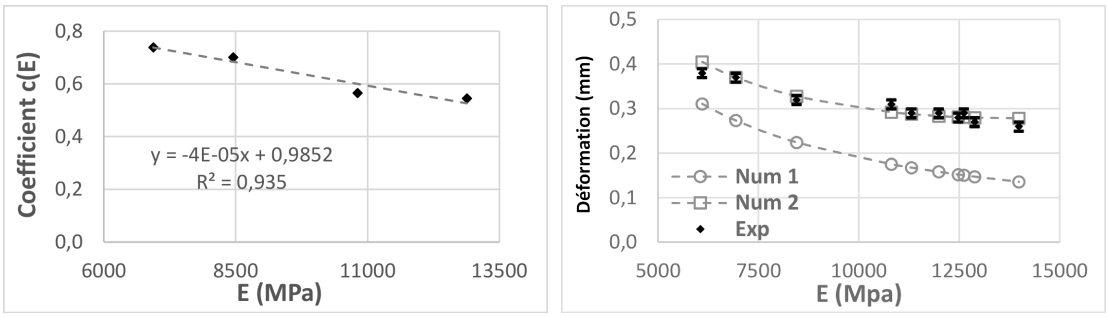
$$c(E6) = 0,0000356 \times E6 + 0,9852 = 0,558 \tag{2.24}$$

La valeur de $E6_{app}$ est donc obtenue par :

$$E6_{app} = c(E6) \times E6 = 6690\ MPa \tag{2.25}$$

Les rigidités apparentes des corps E1 à E10 sont utilisées comme données d'entrée dans le modèle de poutres de Euler-Bernoulli, afin de prédire la déformation à l'extrémité du corps. Les résultats obtenus (Num 2 dans la FIGURE 2.11b) montrent que le modèle est maintenant relativement précis (écart maximum de 7 % avec l'expérimentation). On s'attendait à cela pour les corps E1 à E4, car ils étaient utilisés pour définir la loi d'approximation (équation (2.23)), mais il s'est avéré que cette loi est généralisable pour les autres corps.

En dynamique, la comparaison entre les fréquences mesurées et les fréquences numériques calculées (la fréquence fondamentale est dans le sens vertical z), permet d'observer



(a) Approximation linéaire de c_j basée sur 4 résultats de tests (E1 à E4)

(b) Tests vs modèles : Exp affiche la déformation en Z mesurée ± l'incertitude

FIGURE 2.11 – Coefficients c_j et déformation Exp/Num.

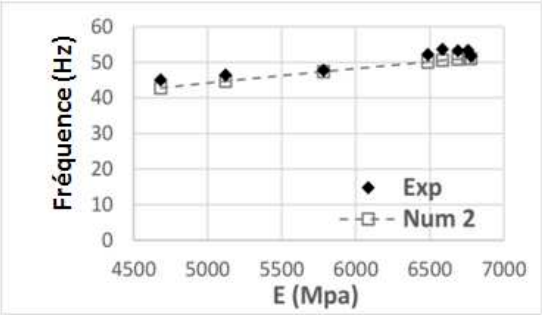


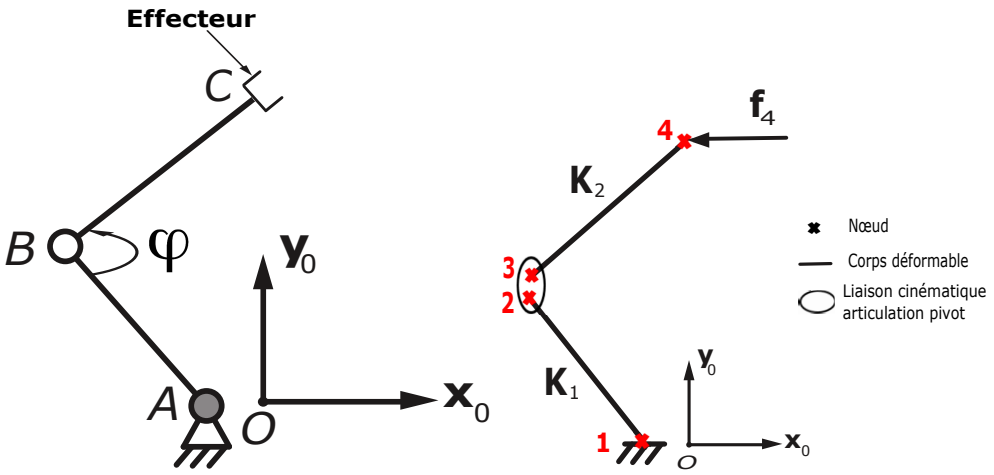
FIGURE 2.12 – Exp/Num fréquences fondamentales de vibration.

que Num 1 donne un écart moyen de 62,2 % et un écart max de 70,5 %. Cependant, les fréquences obtenues par Num 2 (FIGURE 2.12) présentent une bonne corrélation avec les valeurs mesurées (l'écart moyen est de 3,7 % et max à 5,8 %). Il est important de mentionner que l'approche proposée (utilisation des rigidités apparentes identifiées sur quelques essais) est limitée aux dimensions particulières des articulations utilisées (dimension des trous). D'autres géométries et dimensions nécessiteraient de nouvelles expériences. Ce point est abordé dans les perspectives de ce travail.

Après avoir validé l'approche de modélisation proposée sur un cas d'étude simple, la section suivante traite la problématique de modélisation élastique d'un robot série.

2.4 Cas de deux corps : robot série

La géométrie du robot étudié est illustrée dans la FIGURE 2.13a. Il s'agit d'un robot série plan RR à 2 ddl (R signe pour représenter une articulation pivot). Ce robot est similaire au robot représenté à la FIGURE 2.1a. Il se compose d'un corps proximal entre le point A et



(a) Architecture de robot plan RR (b) Modèle éléments finis

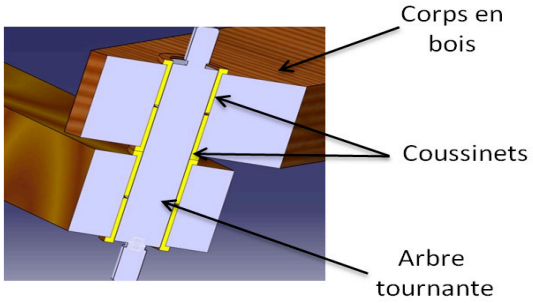
FIGURE 2.13 – Robot série et son modèle de rigidité.

B, d'un corps distal entre le point B et C. Le point C est la position où l'effecteur est placé. L'étude de ce robot à deux corps est un pas vers le robot parallèle présenté prochainement (section 2.5).

Les corps mentionnés dans le TABLEAU 2.1 (section 2.2.3) sont utilisés pour construire des maquettes en bois de robot RR. La FIGURE 2.15 présente un schéma de la maquette. Nous définissons ici *un assemblage* comme l'un des multiples choix possibles de positionnement des différents corps dans la maquette. Par exemple : l'assemblage E1E3 signifie que le corps proximal a une rigidité E1 et le corps distal a une rigidité E3.

Les articulations pivot de la maquette sont conçues par un système composé d'un palier lisse et deux coussinets autolubrifiants construits à partir de matériaux ayant de bonnes qualités de frottement (bronze). Ces coussinets sont interposés entre l'axe des articulations et le bois. Par conséquent, des trous de 25 mm de diamètre sont percés aux deux extrémités de chaque corps afin d'insérer les coussinets. Une illustration de l'articulation pivot est montrée à la FIGURE 2.14a et à la FIGURE 2.14b. La première articulation au point A (FIGURE 2.13a) est active (fixée à un support de la maquette), elle est réalisée par le système de serrage illustré à la FIGURE 2.14c. Tandis que la deuxième articulation au point B reste passive (la rotation entre les deux corps est libre). Par conséquent, seules les déformations correspondantes à une charge verticale (z) sont étudiées.

(a) Articulation pivot passive



(b) CAO détaillée d'une articulation pivot passive

(c) Articulation pivot active (fixe à la base)

FIGURE 2.14 – Maquette de robot RR utilisée pour l'expérimentation.

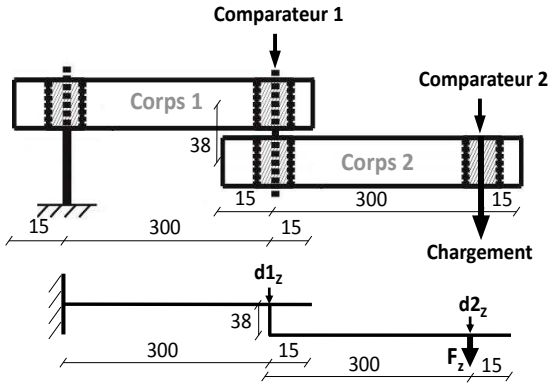


FIGURE 2.15 – Principe et modèle d'essai (charge verticale), dimensions en mm.

2.4.1 Processus d'expérimentation

Il n'est pas réaliste de tester toutes les possibilités d'assemblage offertes par les 10 corps. A cet effet, quatre corps (E1, E2, E3 et E4) avec des rigidités couvrant l'intervalle des valeurs possibles pour le pin acétylé sont sélectionnés (FIGURE 2.10), et quatre possibilités d'assemblage sont testées : E1E3, E3E1, E2E4 et E4E2.

Comme le montre la FIGURE 2.13a, φ est défini comme l'angle entre les deux corps. La FIGURE 2.14 montre le cas de $\varphi = 180°$, mais dans notre étude, φ varie entre 60° et 105° pour couvrir les positions représentatives du robot dans l'espace de travail . Pour $\varphi = 180°$ les deux corps travaillent en flexion, mais pour d'autres angles, le corps 1 travaille aussi en torsion. Par conséquent, les résultats des tests sont en fonction de φ. Pour cette raison, chaque assemblage EiEj est testé pour $\varphi = 60°, 75°, 90°$ et 105°. La FIGURE 2.15 montre le principe des tests statiques. La méthode est très similaire aux tests sur un seul corps (même charge, même protocole que dans la section 2.3.1). Afin d'observer l'impact de la rigidité de l'articulation pivot, deux points de flexion sont mesurés ($d1_Z$ et $d2_Z$ comme le montre la FIGURE 2.14). De plus, pour les essais dynamiques, une masse de 1,47 kg est fixée à l'extrémité du corps 2 (pour les mêmes raisons présentées dans la section précédente).

2.4.2 Modèles numériques

Modélisation élastostatique

Le modèle de rigidité analytique du robot série RR présenté dans cette section est basé sur la méthode d'analyse structurelle matricielle IMBERT [1984]. Cette méthode se divise en plusieurs étapes :

- définition de la matrice de rigidité de chacun des corps dans un repère de base du mécanisme ($\mathbf{x}_0 O \mathbf{y}_0$) nommé $\mathscr{R}_0$. Cela est possible en utilisant la relation suivante :

$$ {}^0\mathbf{K}_j = \mathbf{T}_j^{-1}\, {}^j\mathbf{K}_j\, \mathbf{T}_j \qquad \text{with :} \quad \mathbf{T}_j = \begin{bmatrix} \mathbf{R}_j & \mathbf{0}_3 & \mathbf{0}_3 & \mathbf{0}_3 \\ \mathbf{0}_3 & \mathbf{R}_j & \mathbf{0}_3 & \mathbf{0}_3 \\ \mathbf{0}_3 & \mathbf{0}_3 & \mathbf{R}_j & \mathbf{0}_3 \\ \mathbf{0}_3 & \mathbf{0}_3 & \mathbf{0}_3 & \mathbf{R}_j \end{bmatrix} \tag{2.26} $$

  Où : $\mathbf{R}_j$ est la matrice définissant l'orientation du repère locale $\mathscr{R}_j$ de la poutre dans le repère de base $\mathscr{R}_0$.

- après avoir exprimé toutes les matrices de rigidité des différents corps dans le repère de base, il faut procéder à l'assemblage de ces matrices en utilisant la méthode présentée dans IMBERT [1984] afin de définir la matrice de rigidité de la structure complète. Les mêmes conditions aux limites se présentent au niveau du corps 1. Pour le robot série RR, toutes les matrices de rigidité sont assemblées en respectant la numérotation de l'ensemble des nœuds comme suit :

$$ {}^0\mathbf{K}_t = \begin{bmatrix} {}^0\mathbf{K}_{22}^1 & \mathbf{0}_6 & \mathbf{0}_6 \\ \mathbf{0}_6 & {}^0\mathbf{K}_{11}^2 & {}^0\mathbf{K}_{12}^2 \\ \mathbf{0}_6 & {}^0\mathbf{K}_{21}^2 & {}^0\mathbf{K}_{22}^2 \end{bmatrix}_{(18,18)} \tag{2.27} $$

- les deux corps du robot RR sont reliés par une articulation pivot passive. Les caractéristiques d'une articulation pivot passive font que tous les mouvements de deux nœuds adjacents sont identiques à l'exception de la rotation suivant l'axe z qui reste indépendante. Les propriétés des articulations peuvent être exprimées en utilisant les relations cinématiques entre les déplacements nodaux IMBERT [1984]. Toutes les relations cinématiques peuvent être regroupées dans une seule expression donnée par :

$$ {}^0\mathbf{A}_t \Delta\mathbf{x}_t = \mathbf{0}_{(6,1)} \tag{2.28} $$

  Où : $\mathbf{A}_t$ est de dimension (6×18) et $\Delta\mathbf{x}_t = [\Delta\mathbf{x}_2^{\mathrm{T}}, \Delta\mathbf{x}_3^{\mathrm{T}}, \Delta\mathbf{x}_4^{\mathrm{T}}]^{\mathrm{T}}$ est le vecteur où les déplacements nodaux $\Delta\mathbf{x}_i$ sont concaténés avec $i = 2,3,4$ (chaque nœud est un nœud à 6 degrés de liberté, donc défini par trois translations et trois rotations). D'une manière similaire à la définition de $\Delta\mathbf{x}_t$, le vecteur regroupant les forces nodales est défini par $\mathbf{f}_t = [\mathbf{f}_2^{\mathrm{T}}, \mathbf{f}_3^{\mathrm{T}}, \mathbf{f}_4^{\mathrm{T}}]^{\mathrm{T}}$, avec $\mathbf{f}_j$ la force appliquée au nœud j.

  En prenant en compte les contraintes cinématiques données par l'expression (2.28),

le déplacement de la structure $\Delta\mathbf{x}_G$ est déterminé en utilisant la relation entre effort et déplacement ci-après IMBERT [1984] :

$$\mathbf{K}_G \, \Delta\mathbf{x}_G = \mathbf{f}_G \tag{2.29}$$

$$\text{Où :} \quad \mathbf{K}_G = \begin{bmatrix} {}^0\mathbf{K}_t & \mathbf{A}_t^T \\ \mathbf{A}_t & \mathbf{0}_{15} \end{bmatrix}_{(24,24)}, \quad \Delta\mathbf{x}_G = \begin{bmatrix} \Delta\mathbf{x}_t \\ \boldsymbol{\lambda}_t \end{bmatrix}_{(24,1)}, \text{ et } \quad \mathbf{f}_G = \begin{bmatrix} \mathbf{f}_t \\ \mathbf{0}_6 \end{bmatrix}_{(24,1)} \tag{2.30}$$

$\boldsymbol{\lambda}_t$ est le vecteur des multiplicateurs de Lagrange.

Le déplacement est calculé comme suit :

$$\Delta\mathbf{x}_G = \mathbf{K}_G^{-1} \, \mathbf{f}_G \tag{2.31}$$

Les corps sont reliées par des articulations pivot considérées comme parfaites par hypothèse. Les valeurs E_j (TABLEAU 2.1) sont utilisées comme données d'entrée, mais comme la torsion peut apparaître dans le corps 1, des modules de rigidité en cisaillement G_j sont également nécessaires. Comme les valeurs G_j ne peuvent pas être déterminées à partir d'essais de flexion avec les moyens dont nous disposons. La propriété suivante du matériau bois est utilisée : pour une essence donnée, le rapport E_j sur G_j est constant KRETSCHMANN [2010]. Les données dans KOLLMANN et JR [1968] pour *Fagus Sylvatica* sont : E_L = 14010 Mpa, G_{LR} = 1604 MPa et G_{LT} = 1080 MPa. Le plan de cisaillement peut être le plan LR, LT ou dans d'autres cas une combinaison des deux. G transverse est calculé comme étant la moyenne de G_{LR} et G_{LT} ce qui donne $\frac{E_L}{G}$ = 10,3. Le même calcul sur *Pin Radiata* donne un ratio de 9,9.

Les calculs des déformations au niveau des nœuds sous un chargement externe et des fréquences de vibration sont effectués pour les assemblages des corps mentionnés dans la section 2.4.1.

Modélisation élastodynamique

De nombreuses méthodes de modélisation élastodynamique des mécanismes sont présentées dans S.DWIVEDY et EBERHARD [2006]. Les principales méthodes de modélisation sont basées sur les liaisons virtuelles W.KHALIL et M.GAUTIER [2000] KRUSSZEWSKI et al. [1975]. D'autres méthodes de modélisation utilisent les flexibilités distribuées BAUCHAU [2011] SHABANA [2005] ROGNANT et al. [2010]. Ces méthodes diffèrent par le type d'éléments

pris en considération et le modèle flexible utilisé. De plus certaines méthodes de modélisation sont basées sur le principe de Lagrange qui peut être appliqué à toute sorte de mécanismes. Dans le cas des mécanismes parallèles, des matrices jacobiennes sont calculées, qui permettent d'introduire les relations cinématiques des boucles cinématiques GERMAIN et al. [2015]. Cependant, les inconvénients principaux de ces méthodes sont que ces dernières ne sont pas particulièrement destinées à modéliser les robots parallèles. Ainsi, elles ne proposent pas un moyen systématique pour le calcul des matrices jacobiennes. Pour faire face à ces limitations, un calcul systématique des jacobiennes en utilisant le déplacement infinitésimal est présenté dans BOUZGARROU et al. [2005], tandis que, dans CAMMARATA et al. [2013] les auteurs proposent un algorithme permettant de déterminer le modèle élastodynamique d'un robots parallèle. Cependant, la méthode utilisée pour refermer les boucles cinématiques n'est pas systématique. Ceci peut aboutir à une description asymétrique des variables élastiques.

Au niveau de cette thèse, pour définir le modèle élastodynamique d'un robot série RR, la méthode de calcul de la matrice de masse d'un corps (donnée par l'équation (2.12)), présentée dans le cas général dans la section précédente est utilisée. Dans un premier temps, la matrice de masse de chaque corps est exprimée dans le repère de base du mécanisme $\mathscr{R}_0$, en utilisant la relation donné par l'équation (2.26), nous arrivons à :

$$ {}^0\mathbf{M}^j = \mathbf{T}_j^{-1}\ {}^j\mathbf{M}^j\ \mathbf{T}_j \tag{2.32} $$

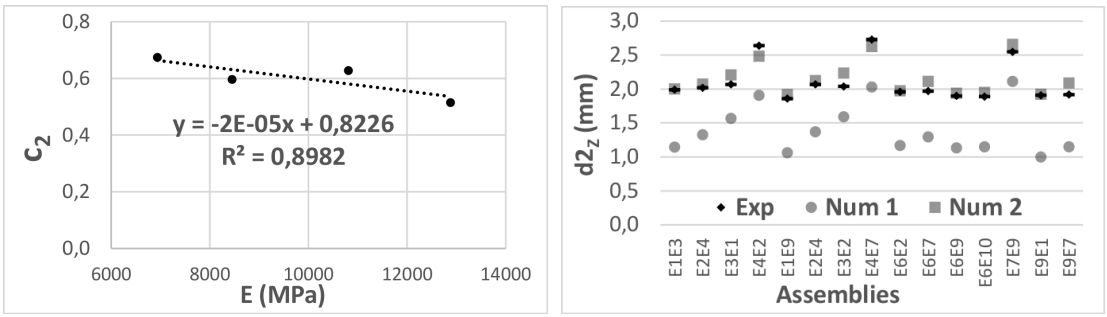
Puis d'une manière similaire de la matrice de rigidité du robot série RR, la matrice de masse est donnée par :

$$ {}^0\mathbf{M}_t = \begin{bmatrix} {}^0\mathbf{M}_{22}^1 & \mathbf{0}_6 & \mathbf{0}_6 \\ \mathbf{0}_6 & {}^0\mathbf{M}_{11}^2 & {}^0\mathbf{M}_{12}^2 \\ \mathbf{0}_6 & {}^0\mathbf{M}_{21}^2 & {}^0\mathbf{M}_{22}^2 \end{bmatrix}_{(18,18)} \tag{2.33} $$

Pour le calcul des fréquences de vibration, le lagrangien d'une structure est utilisé, ce dernier est donné par l'expression suivante IMBERT [1984] :

$$ \mathrm{L} = \frac{1}{2}(\dot{\mathbf{q}}^{\mathrm{T}}\mathbf{J}^{\mathrm{T}0}\mathbf{M}_t\mathbf{J}\dot{\mathbf{q}} - \mathbf{q}^{\mathrm{T}}\mathbf{J}^{\mathrm{T}0}\mathbf{K}_t\mathbf{J}\mathbf{q}) = \frac{1}{2}(\dot{\mathbf{q}}^{\mathrm{T}}\mathbf{M}\dot{\mathbf{q}} - \mathbf{q}^{\mathrm{T}}\mathbf{K}\mathbf{q}) \tag{2.34} $$

Où ${}^0\mathbf{M}_t$ et ${}^0\mathbf{K}_t$ sont les matrices de masse et de rigidité du robot RR, $\mathbf{J}$ est une matrice jacobienne qui définit les relations entre les coordonnées généralisées des corps flexibles du robot. La matrice $\mathbf{J}$ est calculée à l'aide d'une méthode générique décrite dans IMBERT [1984].



(a) Approximation linéaire de c_2 sur 4 assemblages (E1E3, E3E1, E2E4 et E4E2).

(b) Tests vs modèles : l'incertitude de déformation le long de z_0.

FIGURE 2.16 – Détermination des coefficients c_j et confrontation Exp/Num pour $\varphi = 180°$ (sans effet de torsion).

D'une manière similaire que le cas d'un seul corps, le calcul des fréquences de vibration revient à résoudre l'expression suivante :

$$\frac{d}{dt}\left(\frac{\partial \mathrm{L}}{\partial \dot{\mathbf{q}}}\right) - \left(\frac{\partial \mathrm{L}}{\partial \mathbf{q}}\right) = \mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{K}\mathbf{q} = 0 \tag{2.35}$$

La solution de cette dernière équation de mouvement est similaire aux solutions proposées par les équations (2.20) et (2.21).

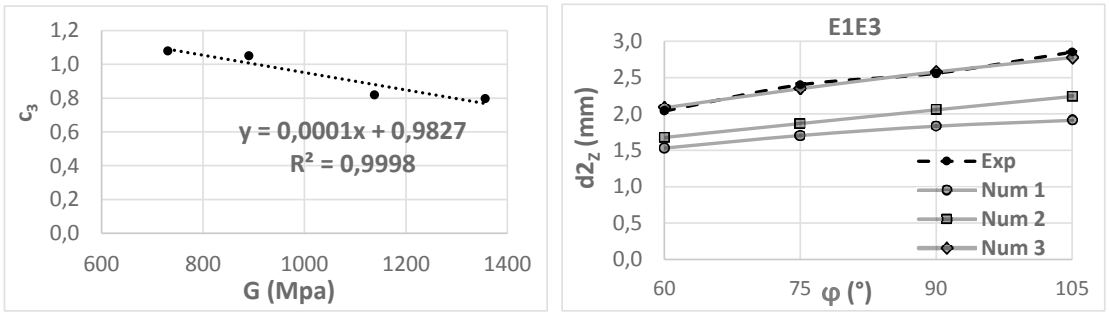
Il est important de mentionner que le modèle élastodynamique prend en compte la masse nodale de 1,47 kg qui est ajoutée à l'extrémité du corps 2, et une autre masse de 0,240 kg ajoutée pour tenir compte de la masse de l'articulation pivot.

2.4.3 Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques

La FIGURE 2.16b présente la déformation mesurée et calculée $d2_Z$ sous charge verticale statique pour $\varphi = 180°$. Num 1 est le modèle utilisant les modules de Young E_j comme indiqué dans TABLEAU 2.1 : l'écart moyen entre les résultats numériques $d2_Z$ et expérimentaux est de 34 % avec un écart maximum de 48 %. Quatre assemblages de corps (E1E3, E3E1, E2E4 et E4E2) sont utilisés pour déterminer les coefficients c_1 (pour le corps 1 basé sur $d1_Z$) et c_2 (pour le corps 2 basé sur $d2_Z - d1_Z$). Ainsi, l'approximation linéaire pour c_2 a été obtenue (FIGURE 2.16a). Ensuite, les rigidités apparentes $\mathrm{E}_{j,app}$ sont calculées avec les équations 2.36 et 2.37 :

Pour le corps 1 de E1 jusqu'à E10 :

$$\mathrm{E}_{j,app} = c_1 \times \mathrm{E}_j \tag{2.36}$$



(a) Approximation linéaire de c_3 sur 4 assemblages (E1E3, E3E1E1, E2E4 et E4E2E2).

(b) Tests vs modèles pour l'assemblage E1E3

FIGURE 2.17 – Détermination des coefficients c_3 et comparaison Exp/Num pour E1E3 et toutes les valeurs φ.

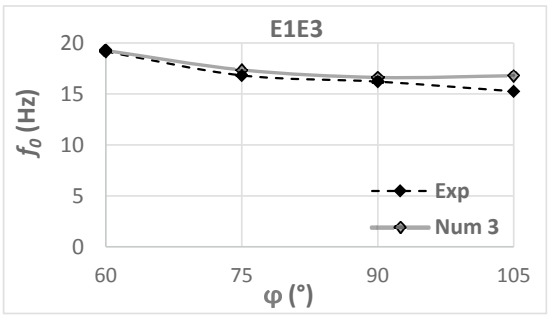


FIGURE 2.18 – Confrontation Exp/Num (fréquence fondamentale f_0).

Pour le corps 2 de E1 jusqu'à E10 :

$$\mathrm{E}_{j,app} = c_2 \times \mathrm{E}_j \tag{2.37}$$

Ces rigidités apparentes sont utilisées comme entrées dans le modèle appelé Num 2. La FIGURE 2.16b montre que le modèle Num 2 intégrant les rigidités apparentes est maintenant relativement précis. Ceci est valable pour les 4 premiers assemblages (utilisés pour déterminer les coefficients de correction c_1 et c_2) mais aussi pour d'autres assemblages utilisant des corps avec d'autres valeurs de rigidité E_j. Le modèle Num 2 présente un écart moyen de 4,2 % et un écart maximum de 9,6 %. Malheureusement, l'approche précédente assure des résultats satisfaisants uniquement pour φ = 180°. Pour d'autres valeurs de φ, nous avons constaté la présence d'un moment de torsion dans le corps 1. Par conséquent, le coefficient c_1 a été appliqué au module de rigidité en cisaillement G. Néanmoins, cette correction ne suffit pas car la flexion et la torsion impliquent des états de déformations très différents. D'après les tests sur les différents assemblages des corps E1E3, E3E1, E2E4 et E4E2 (avec φ = 60°, 75°, 90°

et 105°), un coefficient c_3 s'appliquant à G est déterminé comme suit :

$$c_3 = \frac{G_{j,app}}{G_j} \tag{2.38}$$

Pour la suite de l'étude, les valeurs du module de Young sont celles utilisées dans le modèle Num 2. Les valeurs apparentes $G_{j,app}$ de G_j sont calculées utilisant l'équation (2.38) afin d'avoir une bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et les résultats numériques. La variation de φ impacte très légèrement la valeur de c_3 (coefficient de variation d'environ 5 % pour tous les assemblages). Par conséquent, la valeur moyenne (pour $\varphi = 60°, 75°, 90°$ et 105°) est utilisée.

La FIGURE 2.17b présente les tests expérimentaux et les résultats du modèle Num 3 pour l'assemblage E1E3 sur les différentes valeurs de φ. En considérant tous les assemblages, l'écart moyen entre les résultats expérimentaux et numériques donné par Num 3 est de 5,1 %, avec un écart maximum de 13,8 %, ce qui reste satisfaisant.

En dynamique, les fréquences de vibration sont calculées avec le modèle Num 3 en se basant sur la même approche appliquée à 1 seul corps. Ensuite, les fréquences obtenues ont été comparées aux résultats expérimentaux (FIGURE 2.18), l'écart moyen est de 6,3 % avec une valeur maximale de 16,8 %, ce qui reste une bonne corrélation entre le modèle numérique et les expérimentations.

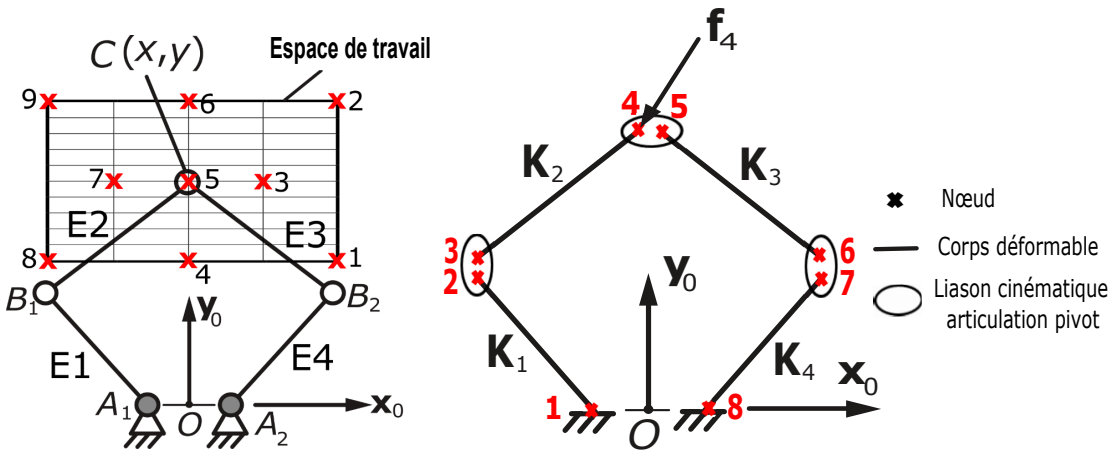
Après avoir validé l'étude pour le cas d'un robot série, l'étape finale est l'étude d'un mécanisme à cinq barres.

2.5 Cas de robot parallèle : tests et modélisation

Dans cette section, le mécanisme à cinq barres en bois CAMPOS et al. [2010] est étudié (section 2.5.2). Dans un premier temps, l'architecture du robot est présentée, ensuite les différents tests expérimentaux réalisés en statique et en dynamique seront expliqués et détaillés. Enfin, une comparaison des résultats numériques et expérimentaux obtenus sera discutée dans la section 2.5.4.

2.5.1 Architecture du robot

Le robot étudié est un mécanisme à cinq barres, comme illustré dans la FIGURE 2.19a. Il s'agit d'un robot plan parallèle à deux degrés de liberté : les deux moteurs sont situés aux



(a) Mécanisme à cinq barres pour l'assemblage des corps E1E2E3E4.

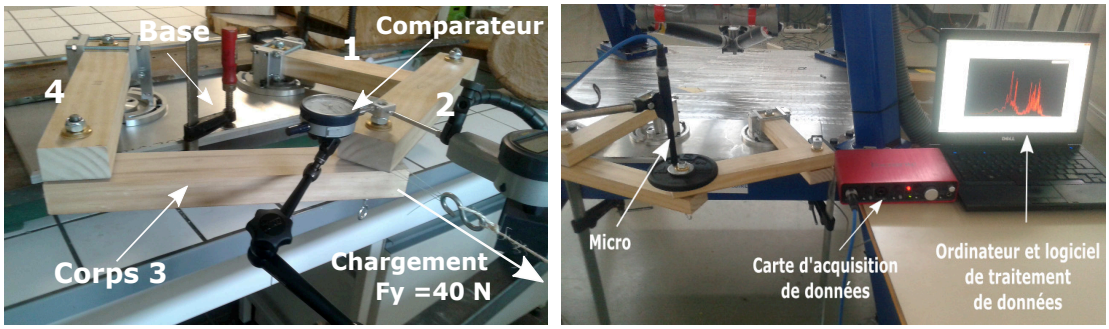
(b) Schéma d'un modèle numérique.

FIGURE 2.19 – Robot parallèle et son modèle EF de rigidité.

points A_1 et A_2 (FIGURE 2.19a). Ces moteurs permettent deux translations du mécanisme dans le plan ($\mathbf{x}_0 O \mathbf{y}_0$). Le mécanisme se compose de quatre corps : les corps proximaux sont les corps entre A_i et B_i (i = 1,2) tandis que les corps distaux se situent entre les points B_i et C. Les corps proximaux et distaux sont reliés par des articulations pivot passives. Le point C représente la position de l'effecteur.

2.5.2 Tests expérimentaux

Les tests expérimentaux sont réalisés sur plusieurs maquettes du mécanisme à cinq barres (FIGURE 2.20a). Les maquettes sont construites en utilisant les quatre corps utilisés précédemment (E1, E2, E3 et E4) avec les mêmes articulations décrites dans la section 2.4. Trois assemblages sont testés en statique et en dynamique : E1E3E4E2, E3E2E1E4 et E1E2E3E4. La FIGURE 2.19a illustre la position des corps pour l'assemblage E1E2E3E4. Il est important de mentionner que les déformations et les fréquences de vibration des maquettes au niveau de l'effecteur, sont dépendantes de la position de l'effecteur dans l'espace de travail. Pour cette raison l'espace de travail a été discrétisé en plusieurs positions possibles de l'effecteur. Cependant, uniquement 9 positions sont retenues comme cela est présenté à la FIGURE 2.19a. Grâce à la symétrie (E1E2E3E4 en position 3 correspond à E1E2E3E4 en position 7), chaque assemblage est testé dans 5 positions différentes de l'effecteur (1, 2, 3, 4 et 6).



(a) Essais statiques : mesure de déformations. (b) Essais dynamiques : mesure des fréquences de vibration.

FIGURE 2.20 – Processus d'expérimentation sur une maquette de mécanisme à cinq barres en bois.

Les essais statiques suivent le même principe et utilisent le même dispositif de mesure que celui décrit précédemment (section 2.3.1). La force de chargement est appliquée au niveau de l'effecteur dans les trois directions ($\mathbf{x}_0$, $\mathbf{y}_0$ et $\mathbf{z}_0$). La FIGURE 2.20a représente un test avec une charge appliquée dans la direction $\mathbf{y}_0$ (notez que les deux déformations d_x et d_y sont mesurées). Pour les tests dans le plan, un aspect majeur à discuter est le serrage des boulons (articulations pivot actives montrée à la FIGURE 2.14a). En effet, cela affecte beaucoup les résultats et il sera très difficile de reproduire les testes si le serrage n'est pas contrôlé. Avant la campagne des tests, une clé dynamométrique a été utilisée. Les tests ont été répétés (desserrage et serrage des boulons entre chaque mesure) avec un couple croissant jusqu'à ce que les tests soient reproductibles. Une valeur de 4 Nm s'est avérée suffisante, ce couple a été utilisé pour tous les expérimentations.

Les essais dynamiques suivent le même principe et ils utilisent le même dispositif de mesure que précédemment (section 2.3.1). La FIGURE 2.20b montre le processus d'expérimentation, le châssis de la maquette est fixé à un châssis existant (plus grand) qui a une fréquence fondamentale beaucoup plus élevée que celle de la maquette. La masse de 1,47 kg est visible à la position de l'effecteur final. Les modes de vibration sont générés avec un marteau aux points d'impact B_i et C suivant les directions $\mathbf{x}_0$, $\mathbf{y}_0$ et $\mathbf{z}_0$. Ceci permet de s'assurer que tous les modes de vibration seront enregistrés. Pour chaque assemblage et pour chaque position sélectionnée de l'effecteur, les tests ont été répétés cinq fois. Puis la moyenne de tous les spectres obtenus permet d'identifier la fréquence fondamentale de vibration. Nous avons remarqué que dans tous les cas étudiés, la fréquence fondamentale était un mode de vibration obtenu en excitant la maquette dans la direction verticale ($\mathbf{z}_0$).

2.5.3 Modélisation élastique du mécanisme à cinq barres

Le modèle du mécanisme à cinq barres pourrait être décrit étant la combinaison de deux modèles de 2 corps (section 2.4.2) qui sont reliés ensemble au niveau de l'effecteur par une articulation pivot passive. Le modèle correspondant à ce mécanisme est appelé Num 3, car les modules E_j et G_j sont modifiés par les coefficients c_i comme il a été décrit dans la section 2.4.2. En statique, les forces de chargement dans les directions $\mathbf{x}_0$, $\mathbf{y}_0$ et $\mathbf{z}_0$ sont appliquées au niveau de l'effecteur. Puis, les déformations d_x, d_y et d_z sont calculées.
En dynamique, les matrices de masse et de rigidité sont calculées en appliquant la même approche décrite précédemment (section 2.4.2). Le modèle prend en considération la masse des différentes articulations du mécanisme ainsi que la masse de 1,47 kg ajoutée au niveau de l'effecteur pour compenser les jeux mécaniques de la maquette.

Il y a lieu de mentionner que les modèles élastiques du mécanisme à cinq barres développés sous MATLAB ont été validés sous RDM6 en statique et en dynamique.

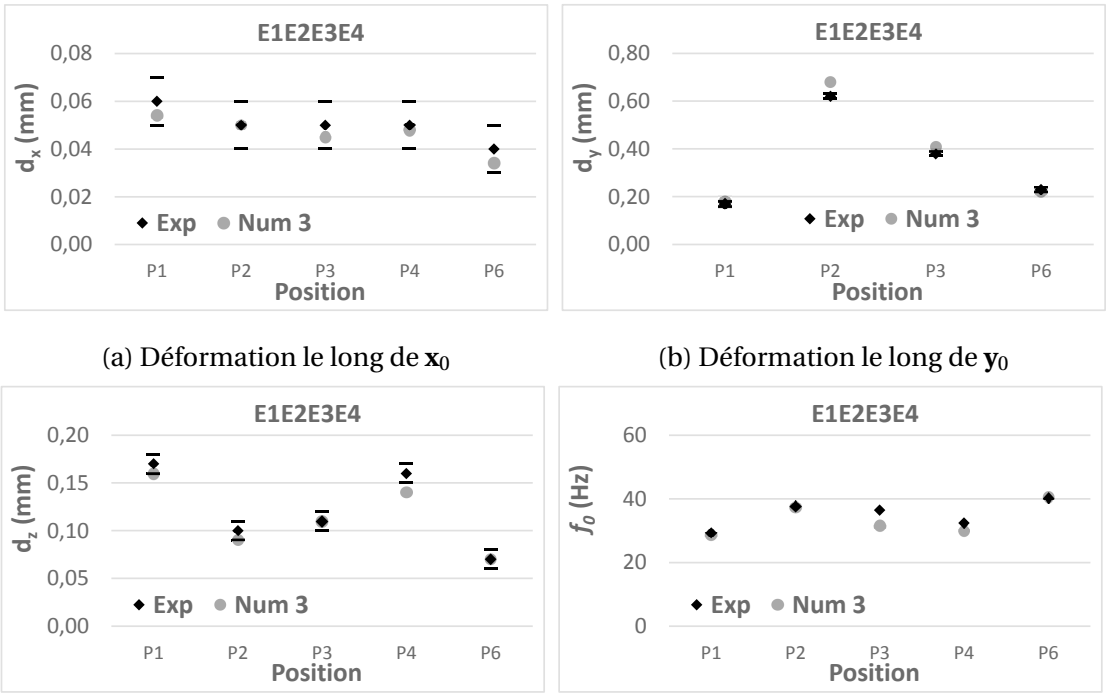
2.5.4 Comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux

Pour une position de l'effecteur donnée des différentes maquettes étudiées, les déformations statiques d_x, d_y et d_z ainsi que les fréquences fondamentales de vibration f_0 ont été calculées, les erreurs obtenues entre le modèle numérique Num 3 et les tests expérimentaux sont calculées. Le TABLEAU 2.3 présente les erreurs moyennes et maximales pour les 5 positions des trois assemblages testés (section 2.5.2). Il est important de noter que l'erreur de prédiction du modèle pour d_y en position 4 est très grande (erreur moyenne de 28.4 % et erreur maximale de 114.1 %) car cette position est proche des singularités du robot Gosselin [1990]. Une singularité est une position de l'effecteur pour laquelle la rigidité du mécanisme est considérablement détériorée (lorsque les points B_1, C et B_2 de la FIGURE 2.19a sont proches de l'alignement). Il est important de motionner que les zones autour des singularités sont généralement évitées par le robot lors de l'exécution des tâches. Ceci explique pourquoi la position 4 n'est pas prise en compte dans les erreurs d_y dans le TABLEAU 2.3.

La FIGURE 2.21a donne plus de détails sur la déformation d_x (pour la maquette en assemblage E1E2E3E4). Le graphique présente la mesure expérimentale, la valeur numérique ainsi que deux tirés qui représentent la précision du comparateur (±0.01 mm). Les valeurs de d_x ont donc une très bonne corrélation avec les résultats expérimentaux. La FIGURE 2.21b présente les résultats obtenus pour la déformation d_y. Comme indiqué précédemment, la

TABLEAU 2.3 – Erreur sur Num 3

Erreur (%)	d_x	d_y	d_z	f_0
Valeur moyenne	9,3	7,9	7,4	6,2
Valeur maximale	16,7	16,7	27,3	20,5



(a) Déformation le long de $\mathbf{x}_0$

(b) Déformation le long de $\mathbf{y}_0$

(c) Déformation le long de $\mathbf{z}_0$

(d) Fréquences fondamentale.

FIGURE 2.21 – Comparaison des résultats expérimentaux et numériques.

position 4 n'est pas prise en compte. L'erreur moyenne obtenue est de 7,9 %, elle est considérée comme une corrélation suffisante entre le modèle et les expérimentations. Concernant la déformation d_z, les données de la FIGURE 2.21c montrent que le modèle présente aussi une bonne corrélation avec les tests expérimentaux (erreur maximale 12,5 %) pour les positions 1, 3, 4 et 6 dans l'espace de travail. Cependant, pour la position 2 l'erreur obtenue est de 27,3 %. Néanmoins, l'erreur moyenne fournie par le modèle est égale à 7,4 % ce qui permet de conclure que la précision du modèle est très satisfaisante. De plus, toutes ces conclusions en statique sont confirmées en dynamique. En effet, comme le montrent la FIGURE 2.21d et le TABLEAU 2.3, la corrélation est globalement bonne et les erreurs supérieures à 10 % n'apparaissent que pour 3 sur les 15 fréquences de vibration obtenues. Cette erreur est due au biais expérimental qu'au modèle numérique en raison de l'impact élevé des conditions

aux limites au niveau de la maquette.

Le modèle développé dans cette étude s'avère suffisamment précis pour son utilisation prévue en robotique, avec un temps de calcul très faible (sous Matlab : 0,042 s en statique et 0,090 s en dynamique pour un ordinateur portable standard Pentium 4 2,70 GHz, 16 Go de RAM dans un environnement Windows 7).

2.5.5 Modèles élastiques prédictifs du mécanisme à cinq barres

A cette étape, nous avons introduit un modèle élastique du mécanisme à cinq barres en bois en prenant en compte le fait que les modules de Young des différents corps du robot sont connus. Cependant, les résultats expérimentaux décrits dans la section 2.2.2 ont montré l'importance de la variabilité des propriétés mécaniques du bois acétylé. Pour cette raison, il est nécessaire de définir la sensibilité des résultats des modèles élastiques développés par rapport aux variations des propriétés mécaniques du bois. Des simulations par la méthode probabiliste de Monte-Carlo COOLS et NUYENS [2014] ont été réalisées. La méthode de Monte-Carlo peut être utilisée pour résoudre tout problème ayant des variables aléatoires comme entrées. Comme le comportement élastique au niveau de l'effecteur dépend de sa position dans l'espace de travail, l'étude des déformations/vibrations pour différentes positions de l'effecteur est nécessaire. Les caractéristiques élastiques du robot ont été déterminées dans tout l'espace de travail de la FIGURE 2.19a. L'espace de travail est discrétisé en grille, pour chaque point de la grille, la méthode est exécutée comme suit :

1. Une valeur aléatoire de module de Young pour chaque corps de robot est générée, en se basant sur la distribution normale identifiée précédemment (FIGURE 2.5a). Pour chaque valeur tirée de module de Young :
   - les déformations sont calculées : des efforts externes sont exercés sur l'effecteur suivant l'axe x_0, y_0 et z_0 respectivement. Puis, les déplacements résultant sont obtenus en utilisant l'expression (2.31).
   - les fréquences de vibration sont calculées : dans un premiers temps, une densité correspondante à la valeur du module de Young est calculée en utilisant la relation entre la densité et la rigidité (FIGURE 2.22). Puis, les fréquences de vibration sont obtenues avec la même approche détaillée dans la section 2.5.3.
2. Les deux étapes précédentes sont répétées *n=40000* fois, afin d'assurer la stabilité des résultats obtenus (précision de $0,1 \mu m$ de la valeur moyenne)

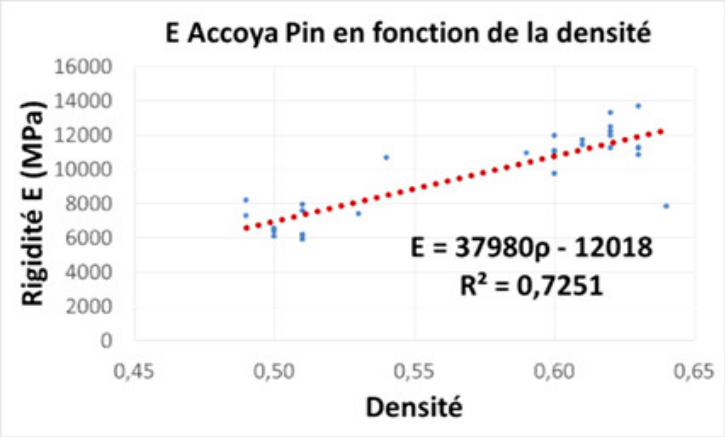
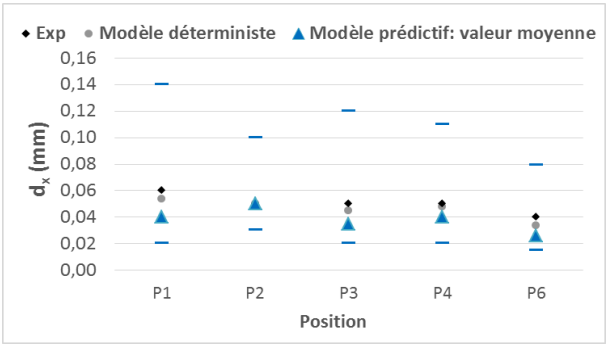


FIGURE 2.22 – Loi de variation de la densité en fonction de la rigidité pour le pin acétylé.

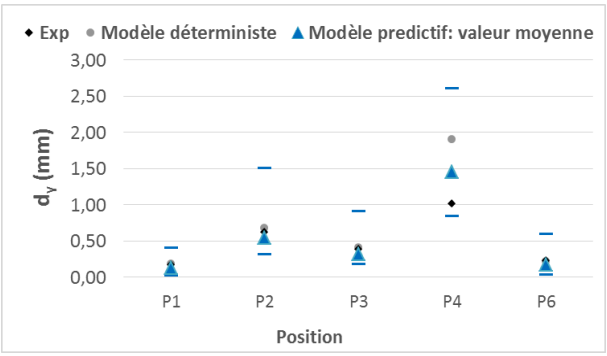
3. Enfin, la valeur moyenne, l'écart type, valeur maximale et la valeur minimale des *40000* valeurs de déformations ont été calculés. Ainsi que les 21 modes de vibration. Cependant, uniquement la première fréquence (fréquence fondamentale) de vibration est nécessaire pour notre étude.

Les résultats obtenus sont montrés à la FIGURE 2.23. Au niveau des différents graphes, les résultats numériques sont tracés en bleu (la valeur moyenne, minimale et maximale). De plus, les résultats donnés par les modèles déterministes sont tracés sur les mêmes graphes, et cela dans le but de comparer les résultats à ceux des modèles prédictifs. L'interprétation des résultats obtenus conduit aux remarques suivantes :

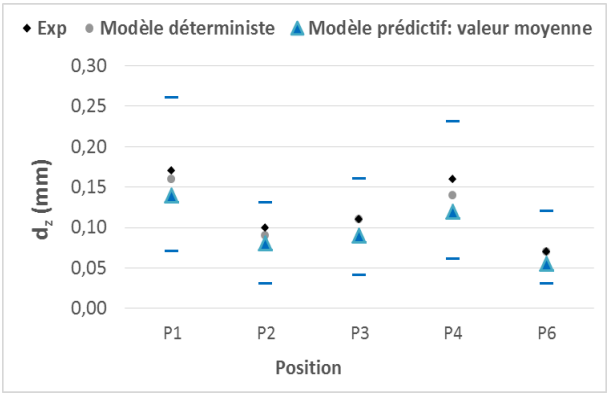
- Les déformations et les fréquences de vibration mesurées ainsi que celles données par les modèles déterministes se situent dans la plage (maximum et du minimum représentés par des tirés) prédites par les modèles prédictifs.
- La valeur moyenne des déformations et des fréquences fondamentales de vibrations sont suffisamment proches des valeurs issues de l'expérimentation. Cela permet de conclure sur l'efficacité du modèle prédictif proposé à prédire un comportement réaliste d'un robot en bois.
- Les résultats des modèles prédictifs se situent dans une plage plus large que les résultats expérimentaux. Ces résultats sont souvent plus proches du minimum prédit par les modèles. Cela est du à la différence entre le nombre de maquettes étudiées en théorie et expérimentalement. Les modèles simulent 40000 valeurs de rigidité pour chaque corps de la maquette. Cependant, un nombre beaucoup plus restreint de maquettes a été produit expérimentalement.



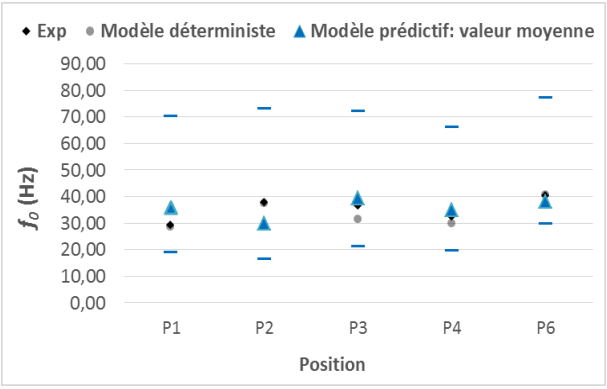
(a) Déformation le long de $\mathbf{x}_0$



(b) Déformation le long de $\mathbf{y}_0$



(c) Déformation le long de $\mathbf{z}_0$



(d) Fréquences fondamentales.

FIGURE 2.23 – Comparaison des résultats expérimentaux et ceux des modèles déterministes (Num 3) et prédictifs : pour la maquette E1E2E3E4

- Les résultats théoriques et expérimentaux peuvent différer en raison des phénomènes non modélisés, comme : *(1)* la raideur des articulations passives, qui sont pas prises en compte dans le modèle ; *(2)* le phénomène de torsion au niveau des articulations.

Les résultats obtenus par cette vaste étude nous permettent d'affirmer que les modèles théoriques proposés sont satisfaisants. L'approche de modélisation proposée est efficace pour produire un comportement élastique réaliste des robots parallèles en bois.

2.6 Conclusion

Ce chapitre présente la méthodologie de développement des modèles basés sur une modification de la théorie des poutres de Euler-Bernoulli pour les robots en bois. Ces modèles permettent de prendre en compte les phénomènes complexes de déformation au niveau des articulations. Plusieurs essais expérimentaux préliminaires ont été réalisés afin de caractériser dispersion de la rigidité du bois sélectionné (bois acétylé issu du Pin Radiata et du hêtre). Il a été constaté que la loi normale correspond mieux pour représenter la variabilité des propriétés mécaniques du bois étudié à l'échelle des corps de robot. Ensuite, l'étude réalisée suit une approche étape par étape (1 corps, 2 corps : robot série et enfin un robot parallèle connu sous le nom du mécanisme à cinq barres). A chaque étape, des tests expérimentaux ont montré qu'un simple modèle basé sur la théorie des poutres (Euler-Bernoulli) ne pouvait pas modéliser les phénomènes mécaniques au niveau des articulations. Au lieu de développer des modèles EF complexes donc gourmands en terme de temps de calcul, les modèles simples ont été conservés en définissant une loi qui pourrait prédire l'impact des articulations sur la rigidité des corps en bois du robot (rigidité apparente réduite). Il a été démontré qu'une loi identifiée sur la base uniquement de quatre corps peut être généralisée pour les autres corps en bois. L'avantage est que les modèles sont à la fois précis (les erreurs moyennes sont toutes inférieures à 10 %) et très efficaces en termes de temps de calcul (moins de 0,1 s). De plus, dans ce chapitre, des modèles élastiques prédictifs ont été développés pour les robots parallèles en bois. Ces modèles sont capables de faire face aux variations des propriétés mécaniques du bois. La prédiction de ces modèles en termes de déformations et de fréquences fondamentales de vibration a été comparée à des mesures expérimentales effectuées sur une maquette en bois d'un robot parallèle. Les résultats obtenus ont montré

qu'il existe une bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et théoriques. Cependant, ces résultats peuvent différer en raison de phénomènes non modélisés.

Chapitre 3

Conception optimale d'un robot parallèle en bois

Sommaire

3.1 Cahier des charges et spécifications 91

3.2 Méthodologie de la conception proposée 92

3.2.1 Conception orientée commande mono caméra 94

3.2.2 Conception orientée commande multi-caméras d'un mécanisme à cinq barres en bois 109

3.2.3 Conception topologique fiable 110

3.3 Modèle CAO et prototype final 118

3.4 Tests de déformation 124

3.5 Conclusion 128

Dans ce chapitre, une méthodologie de conception d'un robot industriel en bois rigide et précis est présentée. Cette méthodologie a été définie dans le cadre du projet RobEcolo ROBECOLO *[2015] et elle est appliquée pour la conception d'un mécanisme à cinq barres en bois (FIGURE 3.1). Elle est basée sur les concepts suivants :*

- *Afin d'assurer la précision souhaitée et compenser les erreurs liées à la variabilité dimensionnelle des corps en bois, il a été décidé d'appliquer un asservissement visuel pour la commande des mouvements du robot. Il existe plusieurs approches dans la littérature : asservissement basé sur l'observation d'effecteur* TRASLOSHEROS *et al. [2007] et asservissement basé sur l'observation des corps (observation des directions des corps ou des droites de Plücker), tel que cela avait été proposé dans* ANDREFF *et al. [2007];* ANDREFF *et* MARTINET *[2006]. Cependant, comme il a été introduit dans* VIGNOLO *et al. [2014] ces contrôleurs présentent des singularités qui affectent les performances en précision du robot. Elles dépendent de la position et des spécifications des caméras utilisées et aussi de la géométrie du robot* BRIOT *et al. [2015]. Par conséquent, le processus de conception du robot doit prendre en compte les critères de performance provenant des ses propriétés mécaniques* ANGELES *et* PARK *[2008]. De plus, il est important de prendre en considération le type de contrôleur qui sera implémenté sur le robot. l'approche de commande par asservissement visuel est assez inhabituelle pour la conception de robots industriels. Dans ce travail, nous souhaitons mettre en place plusieurs contrôleurs afin de comparer leurs performances et de sélectionner celui conduisant à la meilleure précision. Cependant, uniquement la réalisation d'un seul prototype est possible. Pour cela, la conception du mécanisme à cinq barres en bois proposée prend en compte uniquement les spécificités du contrôleur basé sur l'observation des corps.*
- *Afin d'assurer la performance de rigidité du robot en présence de la variabilité des propriétés mécaniques du bois, les formes des corps peuvent être optimisées grâce à des algorithmes d'optimisation topologique fiables* ASADPOURE *et al. [2011].*

Dans un premier temps, le cahier des charges de conception du robot en bois est spécifié et détaillé dans la section 3.1. Puis, la section 3.2 présente la méthodologie de conception proposée pour concevoir un robot parallèle en bois précis et rigide. Dans cette section, l'approche de conception orientée commande sera détaillée (section 3.2.1 et section 3.2.2). Cette méthodologie de conception est adaptée afin d'optimiser les paramètres géométriques primaires du mécanisme à cinq barres en bois en tenant compte des caractéristiques du contrôleur dès la

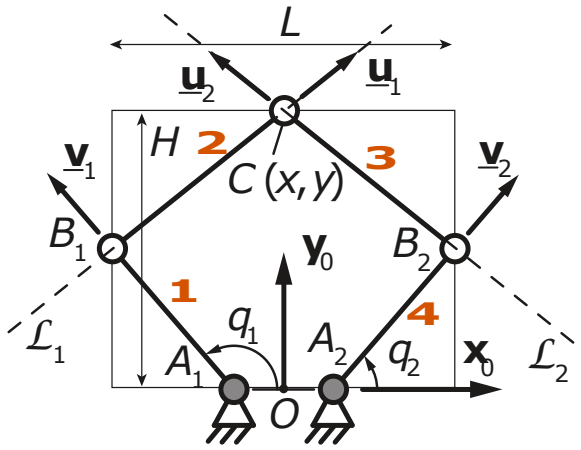


FIGURE 3.1 – Mécanisme à cinq barres.

phase de conception. Dans la section 3.2.3, une approche fiable d'optimisation topologique est proposée. Cette approche permet d'une part de trouver la forme des corps de robot pour garantir sa rigidité. D'autre part, elle permet de prendre en compte la variabilité au niveau des propriétés mécaniques du bois. Ensuite, la section 3.3 décrira la conception assistée par ordinateur (CAO) du robot et la fabrication d'un prototype final. Enfin, afin de valider le processus de conception du robot en bois, des tests de déformation sont réalisés sur le prototype final (section 3.4). Le processus d'expérimentation est présenté et les résultats obtenus sont discutés.

3.1 Cahier des charges et spécifications

Les performances que le robot doit satisfaire sont détaillées dans le TABLEAU 3.1. Ces performances ont été fixées par les partenaires du projet RobEcolo ROBECOLO [2015] (Centrale Nantes, École Supérieure du Bois et le CNRS). Les performances désirées du robot doivent être satisfaites dans l'ensemble de l'espace de travail dextre régulier défini dans le TABLEAU 3.1. Cet espace doit être libre des singularités. De plus, afin de satisfaire des contraintes industrielles, le robot doit être le plus compact possible. Dans le cahier des charges, les déformations du robot le long de $\mathbf{z}_0$ n'ont pas été spécifiées car le but du robot est d'avoir un positionnement précis dans son plan de mouvement ($\mathbf{x}_0$,$\mathbf{y}_0$). Cependant, ces déformations verticales seront vérifiées *a posteriori* dans le processus de conception afin de s'assurer qu'elles sont acceptables, ce qui signifie pour les partenaires du projet RobEcolo, environ 0,5 mm sous une charge de 10 N le long de $\mathbf{z}_0$.

TABLEAU 3.1 – Cahier des charges de robot parallèle en bois.

Résolution de la position de l'effecteur	0,5 mm
Dimension de l'espace de travail dextre régulier	800 mm × 200 mm
Déformations de l'effecteur dans le plan $(\mathbf{x}_0\mathrm{O}\mathbf{y}_0)$ sous chargements $\mathbf{f}_1 = [\mathrm{F}_x = 50\ \mathrm{N}\ \ \mathrm{F}_y = 0\ \mathrm{N}\ \ \mathrm{M}_z = -1\ \mathrm{N}m]^{\mathrm{T}}$ et $\mathbf{f}_2 = [\mathrm{F}_x = 0\ \mathrm{N}\ \ \mathrm{F}_y = 50\ \mathrm{N}\ \ \mathrm{M}_z = 1\ \mathrm{N}m]^{\mathrm{T}}$	0,5 mm en translation $(\mathbf{x}_0\mathrm{O}\mathbf{y}_0)$ et 0,25 mrad en rotation autour de $\mathbf{z}_0$

Le robot conçu est un prototype, il est réalisé afin de valider les performances d'un robot en bois en termes de rigidité et de précision. C'est pour ces raisons qu'aucune performance dynamique n'est requise. Cependant, le processus de conception devrait tendre à minimiser la masse ou l'inertie des corps en mouvement afin d'éviter de concevoir un robot avec des corps trop imposants.

Il est à noter que le nombre et le type de caméras ont été définis par les partenaires du projet RobEcolo. Afin d'atteindre les 0,5 mm désirés en positionnement absolu de l'effecteur (TABLEAU 3.1), il a été proposé d'utiliser jusqu'à quatre caméras Toshiba Bu 238 M (1920 × 1200 pixels de résolution et une distance focale de 8 mm). Avec ce type de caméras, la distorsion au niveau des images sera limitée et donc le système d'observation global devra être calibré pour la mise en œuvre réelle.

3.2 Méthodologie de la conception proposée

Avant l'étape de conception détaillée où le choix des solutions technologiques pour réaliser les différents corps du robot sera fait, la méthodologie de conception admet une étape de mise en forme ou « conception matérielle » FRENCH [1999] de la solution conceptuelle. Cette étape consiste à déterminer les principales dimensions des éléments de l'architecture du robot sélectionnée afin de quantifier ses performances. La conception est ensuite guidée par le fait que les performances obtenues doivent respecter un cahier des charges défini. Dans le cas d'un mécanisme à cinq barres, les principales dimensions correspondent aux longueurs des corps ainsi que leurs sections et le matériau utilisé dans la conception. Les paramètres correspondants sont mentionnés dans le TABLEAU 3.2 et au niveau de la FIGURE 3.1.

Pour satisfaire le cahier des charges défini dans le TABLEAU 3.1, il est important de prendre

TABLEAU 3.2 – Paramètres de conception du mécanisme à cinq barres.

Base	l_0	Distance entre O et A_i (i = 1,2)
Corps proximaux	l_1	Longueur des corps $[A_iB_i]$ (i = 1,2)
	q_i	Angle entre x_0 et $[A_iB_i]$ (i = 1,2) ou angle des articulations motorisées
Corps distaux	l_2	Longueur des corps $[B_iC]$ (i = 1,2)
	φ_i	Angle entre les deux corps $[A_iB_i]$ et $[B_iC]$ (i = 1,2) ou angle des articulations passives
Sections	S	Section des corps proximaux
	r	Rayon de la section des corps distaux
Matériau	E_j	Module de Young des corps (j = 1,...,4)
	ν	Coefficient de poisson
	G_j	Module de rigidité en cisaillement des corps (j = 1,...,4)
	ρ_j	Densité des corps (j = 1,...,4)

en compte deux catégories de contraintes suivantes :

- géométriques : elles englobent la taille du robot; l'espace atteignable du robot libre des singularités; les collisions et les contraintes qui permettent de relier les erreurs de position de l'effecteur dans l'espace de travail et les erreurs d'observation (comme il sera détaillé dans les sections 3.2.1 et 3.2.2), etc.
- élastostatiques : elles sont liées aux déformations du robot, section des corps et aux propriétés du matériau utilisé pour la conception des corps.

Dans les Sections 3.2.1, 3.2.2 et 3.2.3, les contraintes précédentes sont traitées par deux approches de conception optimale résolues en cascade. Elles sont définies de telle sorte que les variables de conception de chacune des approches soient distinctes et indépendantes. La première approche permettra de définir les paramètres géométriques du robot sous la contrainte erreur de positionnement de l'effecteur désirée, c'est-à-dire les longueurs des corps ainsi que la position/orientation des caméras utilisées; la seconde traitera les formes optimales des corps sous des contraintes de performance élastiques.

La section suivante présente la première approche d'optimisation (conception orienté commande). Dans un premier temps, nous considérons uniquement une seule caméra (mono-caméra) pour la commande, ensuite nous présentons la conception basée multi-caméras.

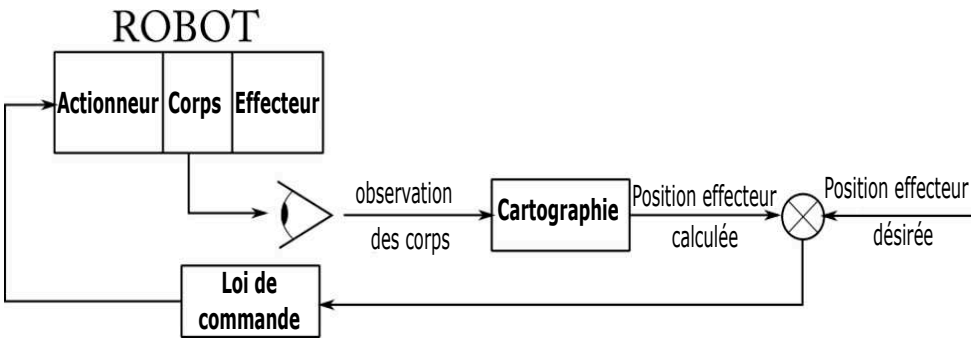


FIGURE 3.2 – Schéma de commande basé observation des corps à base de capteur extéroceptif.

Cette dernière sera retenue pour définir la géométrie du robot en bois final.

3.2.1 Conception orientée commande mono caméra

Dans cette section, le processus de conception en utilisant la commande mono caméra est défini. A ce stade, il n'est pas facile de savoir à l'avance quel type d'asservissement visuel qui sera le plus performant (observation de l'effecteur ou des corps). Cependant, il est connu que la géométrie du robot impacte la performance en précision des contrôleurs basé observation des corps mais pas le contrôleur basé sur l'observation de l'effecteur. Pour cette raison, nous allons optimiser notre robot en prenant en compte les caractéristiques de cette approche, comme il sera détaillé ci-dessous.

Modélisation de la direction des corps

La commande du mécanisme à cinq barres par asservissement visuel basé sur l'observation de la direction des corps distaux a été proposée dans ANDREFF et al. [2005]. En se basant sur la cinématique du mécanisme à cinq barres (FIGURE 3.1), la position du point C est donnée par, pour $i = 1,2$:

$$\mathrm{C} = \mathbf{A}_i + l_{1i}\underline{\mathbf{v}}_i + l_{2i}\underline{\mathbf{u}}_i \tag{3.1}$$

Avec :

- $\underline{\mathbf{v}}_i$ et $\underline{\mathbf{u}}_i$: des vecteurs unitaires définissant respectivement la direction des corps $\mathrm{A}_i\mathrm{B}_i$ et $\mathrm{B}_i\mathrm{C}$.
- $\mathbf{A}_i = [\delta_i 0]^{\mathrm{T}}$ ($\delta_1 = -l_{\mathrm{OA}_i}$ et $\delta_2 = +l_{\mathrm{OA}_i}$) et la position du point A_i exprimée dans le repère de base du robot ou dans le repère caméra.
- l_{1i} et l_{2i} représentent respectivement les longueurs des corps $\mathrm{A}_i\mathrm{B}_i$ et $\mathrm{B}_i\mathrm{C}$.

L'équation (3.1) peut s'écrire autrement comme suit :

$$\mathrm{C} - \mathbf{A}_i + l_{1i}\underline{\mathbf{v}}_i = l_{2i}\underline{\mathbf{u}}_i \tag{3.2}$$

En utilisant maintenant l'expression du modèle cinématique inverse, les vitesses articulaires $\dot{\mathbf{q}}_i$ sont déterminées en connaissant la vitesse de l'effecteur $\boldsymbol{\tau}$, composée d'un vecteur de vitesse linéaire $\mathbf{v}$ et d'un vecteur de vitesse de rotation $\boldsymbol{\omega}$. Le modèle cinématique inverse est défini par l'expression suivante :

$$\mathbf{A}(\mathbf{x},\mathbf{q})\boldsymbol{\tau} + \mathbf{B}(\mathbf{x},\mathbf{q})\dot{\mathbf{q}}_i = 0 \tag{3.3}$$

Il est important de motionner que dans la plus part des cas $\dot{\mathbf{x}} \neq \boldsymbol{\tau}$ avec $\mathbf{x}$ est la position de l'effecteur dans l'espace.

Par conséquent :

$$\dot{\mathbf{q}} = -\mathbf{A}^{-1}\mathbf{B}\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{J}_{inv}\boldsymbol{\tau} \tag{3.4}$$

Avec $\mathbf{J}_{inv}$: la matrice jacobienne cinématique inverse du robot. En réarrangeant (3.1), on obtient :

$$\underline{\mathbf{u}}_i = (\mathrm{C} - \mathrm{A}_i - l_{1i}\underline{\mathbf{v}}_i)/l_{2i} \tag{3.5}$$

La dérivée de l'équation (3.5) par rapport au temps conduit à :

$$\dot{\underline{\mathbf{u}}}_i = (\boldsymbol{\tau} - l_{1i}\frac{d\underline{\mathbf{v}}_i}{dt})/l_{2i} \tag{3.6}$$

Avec : $\frac{d\underline{\mathbf{v}}_i}{dt} = \frac{d}{dt}\begin{bmatrix} cosq_i \\ sinq_i \\ 0 \end{bmatrix}\dot{q}_i = \begin{bmatrix} -sinq_i \\ cosq_i \\ 0 \end{bmatrix}\dot{\mathbf{q}}_i = \underline{\mathbf{v}}_i^{\perp}\dot{\mathbf{q}}_i.$

L'équation (3.7) devient :

$$\dot{\underline{\mathbf{u}}}_i = (\boldsymbol{\tau} - l_{1i}\underline{\mathbf{v}}_i^{\perp}\dot{\mathbf{q}}_i)/l_{2i} \tag{3.7}$$

Enfin de (3.4), nous avons $\mathbf{q}_i = -a_i/b_{ii}\boldsymbol{\tau}$, où a_i est la i ème ligne de la matrice $\mathbf{A}$ et b_{ii} est le i ème élément diagonal de la matrice $\mathbf{B}$, donc l'équation (3.7) devient :

$$\dot{\underline{\mathbf{u}}}_i = (\mathbf{I}_{[3\times3]} + l_{1i}\underline{\mathbf{v}}_i^{\perp}a_i/b_{ii})/l_{2i}\boldsymbol{\tau} = \mathbf{M}_{ui}^{\mathrm{T}}\boldsymbol{\tau} \tag{3.8}$$

Où : $\mathbf{I}_{[3\times3]}$ est une matrice identité de dimension (3×3), $\mathbf{M}_{ui}^{\mathrm{T}}$ est nommée matrice d'interaction du i ème corps. La commande de la position de l'effecteur du robot par observation des directions des deux corps distaux est réalisée à l'aide de la relation suivante :

$$\dot{\underline{\mathbf{u}}}_{[6\times1]} = \mathbf{M}_{ui\,[6\times3]}^{\mathrm{T}}\boldsymbol{\tau}_{[3\times1]} \tag{3.9}$$

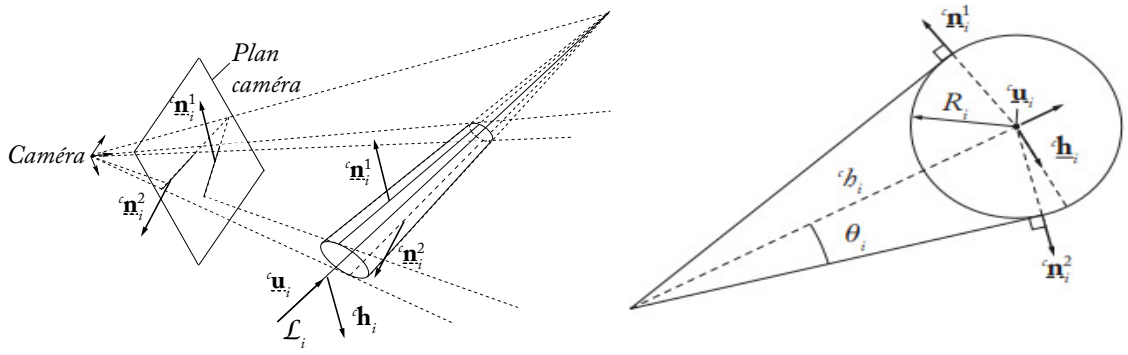


FIGURE 3.3 – Projection d'un cylindre dans le plan caméra.

Modélisation des coordonnées de Plücker des corps

Une ligne dans l'espace $\mathscr{L}$ est définie par les coordonnées de Plücker binormées dans le repère de la caméra comme suit ANDREFF et al. [2002] :

$$\mathscr{L} \equiv \left({}^c\underline{\mathbf{u}}, {}^c\underline{\mathbf{n}}, {}^c n\right) \tag{3.10}$$

Où : ${}^c\underline{\mathbf{u}}$ est un vecteur unitaire qui définit l'orientation de la droite dans l'espace (^{c} indique que ces vecteurs sont exprimés dans le repère caméra), ${}^c\underline{\mathbf{n}}$ est un vecteur unitaire qui présente ce qu'on appelle le plan d'interprétation de la droite $\mathscr{L}$ et ${}^c n$ est un scalaire positif. Ce dernier est donné par ${}^c n {}^c\underline{\mathbf{n}} = {}^c\mathbf{P} \times {}^c\underline{\mathbf{u}}$ où ${}^c\mathbf{P}$ est la position d'un point quelconque P de la droite. Il y a lieu de noter que les coordonnées de Plücker MERLET [2006b] sont le couple $\left({}^c\underline{\mathbf{u}}, {}^c n {}^c\underline{\mathbf{n}}\right)$. Afin de faciliter l'observation des coordonnée de Plücker des corps distaux, leurs formes sont imposées pour être cylindriques ANDREFF et al. [2007]. En effet, comme le montre la FIGURE 3.3a, les projections d'un cylindre dans le plan caméra sont deux lignes dans les plans d'interprétation (c'est-à-dire les plans passant par le centre de la caméra et les lignes). Les lignes ont comme vecteurs normaux ${}^c\underline{\mathbf{n}}_i^1$ et ${}^c\underline{\mathbf{n}}_i^2$. Leurs expressions dépendent de la taille et de la position du cylindre. Ces deux vecteurs sont en effet les mesures qui peuvent être extraites de l'observation par la caméra. Les vecteurs normaux au plan d'interprétation pour le i ème corps, sont donnés dans le repère de la caméra par les expressions suivantes ANDREFF et al. [2007] (FIGURE 3.3) :

$${}^c\underline{\mathbf{n}}_i^1 = -\cos\theta_i {}^c\underline{\mathbf{h}}_i - \sin\theta_i {}^c\underline{\mathbf{u}}_i \times {}^c\underline{\mathbf{h}}_i \tag{3.11}$$

$${}^c\underline{\mathbf{n}}_i^2 = +\cos\theta_i {}^c\underline{\mathbf{h}}_i - \sin\theta_i {}^c\underline{\mathbf{u}}_i \times {}^c\underline{\mathbf{h}}_i \tag{3.12}$$

Où : $\cos\theta_i = \sqrt{{}^c h_i^2 - \mathrm{R}_i^2} \Big/ {}^c h_i$, $\sin\theta_i = \mathrm{R}_i / {}^c h_i$ et $\left({}^c\underline{\mathbf{u}}_i, {}^c\underline{\mathbf{h}}_i, {}^c h_i\right)$ sont les coordonnées de Plücker binormées et R_i le rayon du cylindre.

Il a été montré dans ANDREFF et al. [2007] que l'orientation des corps est exprimée dans le repère caméra comme suit :

$$ {}^c\underline{\mathbf{u}}_i = \frac{{}^c\underline{\mathbf{n}}_i^1 \times {}^c\underline{\mathbf{n}}_i^2}{\left\| {}^c\underline{\mathbf{n}}_i^1 \times {}^c\underline{\mathbf{n}}_i^2 \right\|} \tag{3.13} $$

D'après la FIGURE 3.3a, nous pouvons remarquer que chaque bord du cylindre est exprimé en utilisant les coordonnées de Plücker binormées dans le repère caméra comme une droite dans l'espace $({}^c\underline{\mathbf{u}}_i, {}^c\underline{\mathbf{n}}_i^j, {}^c n_i^j)$. De plus, un point quelconque A_i de l'axe du cylindre est à une distance R_i des bords. Par conséquent, les bords du cylindre exprimés dans le repère caméra sont définis par les contraintes suivantes (bien que ces contraintes soient valables dans tout repère le de travail) :

$$ {}^c\underline{\mathbf{n}}_i^{j\mathrm{T}} {}^c\mathbf{A}_i = -\mathrm{R}_i \tag{3.14} $$

$$ {}^c\underline{\mathbf{n}}_i^{j\mathrm{T}} {}^c\underline{\mathbf{n}}_i^j = 1 \tag{3.15} $$

$$ {}^c\underline{\mathbf{u}}_i^{\mathrm{T}} {}^c\underline{\mathbf{n}}_i^j = 0 \tag{3.16} $$

Le vecteur ${}^c\mathbf{h_i} = {}^c h_i {}^c\underline{\mathbf{h}}_i$ est calculé en utilisant le i ème bord du cylindre. Il est donné par l'expression suivante :

$$ {}^c\mathbf{h_i} = {}^c\mathbf{D_i} {}^c\underline{\mathbf{u}}_i \tag{3.17} $$

Avec ${}^c\mathbf{D_i}$ est la position du point B_i dans le repère de la caméra, qui est le point le plus proche de i ème corps à la caméra (FIGURE 3.3b). Elle est donnée par :

$$ {}^c\mathbf{D_i} = \frac{\mathrm{R}_i}{\sin\theta_i} \cdot \frac{{}^c\underline{\mathbf{n}}_i^1 + {}^c\underline{\mathbf{n}}_i^2}{\left\| {}^c\underline{\mathbf{n}}_i^1 + {}^c\underline{\mathbf{n}}_i^2 \right\|} \tag{3.18} $$

Une fois que les expressions des coordonnées de Plücker $(({}^c\underline{\mathbf{u}}_i, {}^c\mathbf{h}_i), {}^c\mathbf{h}_i)$ de la ligne $\mathscr{L}_i$ sont définies, il est important de calculer la dérivée par rapport au temps de (3.13) et (3.17) :

$$ {}^c\dot{\underline{\mathbf{u}}}_i = \mathbf{N}_i^{\mathrm{T}} \begin{bmatrix} {}^c\dot{\underline{\mathbf{n}}}_i^1 \\ {}^c\dot{\underline{\mathbf{n}}}_i^2 \end{bmatrix}, \quad {}^c\dot{\mathbf{h}}_i = \mathbf{L}_i^{\mathrm{T}} \begin{bmatrix} {}^c\dot{\underline{\mathbf{n}}}_i^1 \\ {}^c\dot{\underline{\mathbf{n}}}_i^2 \end{bmatrix} \tag{3.19} $$

Où : $\mathbf{N}_i^{\mathrm{T}}$ et $\mathbf{L}_i^{\mathrm{T}}$ sont des matrices (3×6) VIGNOLO et al. [2014]. La combinaison des deux équations de (3.19) donne :

$$ \begin{bmatrix} {}^c\dot{\underline{\mathbf{u}}}_i^{\mathrm{T}} & {}^c\dot{\mathbf{h}}_i^{\mathrm{T}} \end{bmatrix}^{\mathrm{T}} = \mathbf{H}_i^{\mathrm{T}} \begin{bmatrix} {}^c\dot{\underline{\mathbf{n}}}_i^1 \\ {}^c\dot{\underline{\mathbf{n}}}_i^2 \end{bmatrix}, \quad i = 1,2 \tag{3.20} $$

Où : $\mathbf{H}_i^{\mathrm{T}}$ est une matrice (6×6) dont le rang est égal à 4 ANDREFF et al. [2007]. Dans cette expression, les dérivées $({}^c\underline{\dot{\mathbf{u}}}_i, {}^c\dot{\mathbf{h}}_i)$ des coordonnées de Plücker représentent la vitesse de déplacement du i ème corps distal observé.

Dans ce type de contrôleur, la commande se base sur le fait que la position de l'effecteur (point C) est obtenue par l'intersection des deux droites qui passent à travers les deux corps cylindriques observés. En appliquant le principe de l'intersection entre deux droites dans le plan, la position du point C peut être exprimée en coordonnées homogènes comme suit ANDREFF et al. [2007]; VIGNOLO et al. [2014] :

$$\mathrm{C}_p = (-(\mathbf{h}_1 \cdot \mathbf{N}) \cdot \underline{\mathbf{u}}_2 + (\mathbf{h}_2 \cdot \mathbf{N}) \cdot \underline{\mathbf{u}}_1 + (\mathbf{h}_1 \cdot \underline{\mathbf{u}}_2) \cdot \mathbf{N} : (\underline{\mathbf{u}}_1 \times \underline{\mathbf{u}}_2) \cdot \mathbf{N}) \tag{3.21}$$

Où : $(\underline{\mathbf{u}}_1, \mathbf{h}_1)$ et $(\underline{\mathbf{u}}_2, \mathbf{h}_2)$ représentent respectivement les coordonnées de Plücker des deux corps observés (les deux corps distaux du mécanisme à cinq barres). $\mathbf{N}$ est un vecteur unitaire, avec $(\underline{\mathbf{u}}_1 \times \underline{\mathbf{u}}_2) \cdot \mathbf{N}$ non nul.
Pour convertir les coordonnées de Plücker du point en coordonnées non homogènes, les trois premières coordonnées doivent être divisées par une 4 ème composante tel que :

$$\mathrm{C} = \frac{\mathrm{C}_p}{(\underline{\mathbf{u}}_1 \times \underline{\mathbf{u}}_2) \cdot \mathbf{N}} \tag{3.22}$$

En déplaçant le terme de droite de (3.21) sur le côté gauche, tout en nommant les termes de l'équation par une fonction f_i, avec $i = 1...4$, ceci conduit à :

$$f_1 = x + h_{1z}u_{2x} - h_{2z}u_{1x} = 0 \tag{3.23}$$

$$f_2 = y + h_{1z}u_{2y} - h_{2z}u_{1y} = 0 \tag{3.24}$$

$$f_3 = z + h_{1x}u_{2x} - h_{1y}u_{2y} = 0 \tag{3.25}$$

$$f_4 = \omega + u_{1x}u_{2y} - u_{2x}u_{1y} = 0 \tag{3.26}$$

Où : (x, y, z, ω) représente les coordonnés homogènes de C_p, (u_{ix}, u_{iy}, u_{iz}) sont les composantes cartésienne du vecteur $\underline{\mathbf{u}}_i$ et (h_{ix}, h_{iy}, h_{iz}) sont les composantes cartésiennes du vecteur $\mathbf{h}_i$.
En dérivant par rapport au temps les équations (3.23), (3.24), (3.25) et (3.26), ces dérivés sont représentées sous forme matricielle comme suit :

$$\begin{bmatrix} {}^c\underline{\dot{\mathbf{u}}}_i^{\mathrm{T}} & {}^c\dot{\mathbf{h}}_i^{\mathrm{T}} \end{bmatrix} = \mathbf{M}_{uhi}^{\mathrm{T}} \boldsymbol{\tau} \tag{3.27}$$

Où : $\mathbf{M}_{uhi}^{\mathrm{T}}$ est la matrice d'interaction reliant la vitesse du corps distal i à la vitesse de l'effecteur $\boldsymbol{\tau}$. Cette matrice d'interaction est de dimension (6×6) avec un rang $r \leq 4$ ANDREFF et al. [2007]; VIGNOLO et al. [2014]. A partir des équations (3.20) et (3.27), la matrice d'interaction définissant la relation entre $\boldsymbol{\tau}$ et les vecteurs ${}^{c}\underline{\dot{\mathbf{n}}}_i^j$ peut être trouvée :

$$\mathbf{H}^{\mathrm{T}}\,{}^{c}\underline{\dot{\mathbf{n}}} = \mathbf{M}^{\mathrm{T}}\boldsymbol{\tau} \tag{3.28}$$

Avec : $\mathbf{H} = [\mathbf{H}_1\ \mathbf{H}_2]$, $\mathbf{M} = [\mathbf{M}_1\ \mathbf{M}_2]$, ${}^{c}\underline{\dot{\mathbf{n}}} = [{}^{c}\underline{\dot{\mathbf{n}}}_1^{1\mathrm{T}}\ {}^{c}\underline{\dot{\mathbf{n}}}_2^{1\mathrm{T}}\,{}^{c}\underline{\dot{\mathbf{n}}}_1^{2\mathrm{T}}\ {}^{c}\underline{\dot{\mathbf{n}}}_2^{2\mathrm{T}}]^{\mathrm{T}}$.

Analyse des singularités du contrôleur

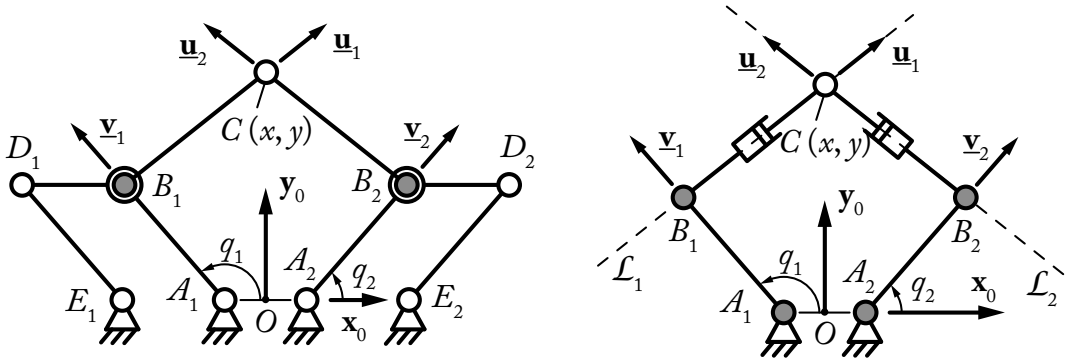
Les singularités des contrôleurs précédents peuvent être analysées à l'aide du concept de "robot caché" BRIOT et al. [2015]. En effet, il a été démontré que l'asservissement visuel basé observation de la direction des corps de la plate-forme de Gough Stewart (GS) et de l'Adept Quattro avec 3 ddl translationnels est équivalent à la commande des autres robots parallèles virtuels avec des configurations singulières différentes de celles des robots initiaux. Les architectures de robot résultantes peuvent être considérées comme " cachées " dans le contrôleur.

La communauté robotique a développé de nombreux outils pour analyser les singularités des robots parallèles. L'algèbre de Grassmann est l'une des approches les plus connue pour traiter les singularités des robots. Il se base sur la définition de la relation $[x\ y\ z]^{\mathrm{T}} = f(\mathbf{q})$. Dans l'asservissement visuel, il est nécessaire d'analyser une expression non linéaire de la forme $[x\ y\ z]^{\mathrm{T}} = g(\mathbf{s})$, où $\mathbf{s}$ représente les primitives visuelles. Pour simplifier cette analyse, il est possible de trouver une architecture cinématique qui peut décrire la relation $[x\ y\ z]^{\mathrm{T}} = g(\mathbf{s})$, c'est-à-dire une architecture dont les actionneurs $\mathbf{q}$ sont en relation avec les primitives visuelles : cette architecture est appelée "robot caché". L'analyse des singularités du robot caché revient à l'analyse des singularités du contrôleur. Il est important de mentionner que le robot caché est une architecture robotique capable d'effectuer les mêmes mouvements que le robot réel, mais avec des articulations actionnées différemment. Ces articulations ne sont plus liées aux positions réelles des actionneurs $\mathbf{q}$ mais aux mesures des positions des corps observés caractérisées par ${}^{c}\underline{\mathbf{u}}_i$ ou $({}^{c}\underline{\mathbf{u}}_i, {}^{c}\mathbf{h}_i)$ dans notre cas.

Les robots cachés associés au mécanisme à cinq barres sont les architectures montrées sur la FIGURE 3.4. Il s'agit d'un robot ΠRRRΠ (FIGURE 3.4a) dans le cas du contrôleur basé observation de la direction des corps ${}^{c}\underline{\mathbf{u}}_i$. Pour le contrôleur basé sur l'observation des droites

de Plücker ($^c\underline{\mathbf{u}}_i$, $^c\mathbf{h}_i$), il s'agit d'un robot RRPRPRR comme le montre la FIGURE 3.4b. [1] Il est important de mentionner que :

- Les longueurs $\ell_{A_iB_i}$ ℓ_{B_iC} et $\ell_{A_1A_2}$ sont identiques pour les deux robots réels et virtuels (FIGURE 3.4).
- Pour le contrôleur basé direction des corps, les seules mesures sont $\underline{\mathbf{u}}_i$. Ces directions des corps peuvent être fixées grâce aux actionneurs virtuels montés sur le corps B_i D_i aux points B_i (FIGURE 3.4a), toutes les autres articulations étant passives.
- Les mesures du 2 ème contrôleur sont les coordonnées de Plücker des corps observés ($^c\underline{\mathbf{u}}_i$, $^c\mathbf{h}_i$). Ces coordonnées peuvent être fixées grâce aux actionneurs virtuels aux points de mesure A_i et B_i (FIGURE 3.4b), toutes les autres articulations étant passives.



(a) Le modèle de robot caché associé au contrôleur $^c\underline{\mathbf{u}}_i$

(b) Le modèle de robot caché associé au contrôleur ($^c\underline{\mathbf{u}}_i$, $^c\mathbf{h}_i$)

FIGURE 3.4 – Robots cachés associés au mécanisme à cinq barres.

Singularités du contrôleur basé direction des corps

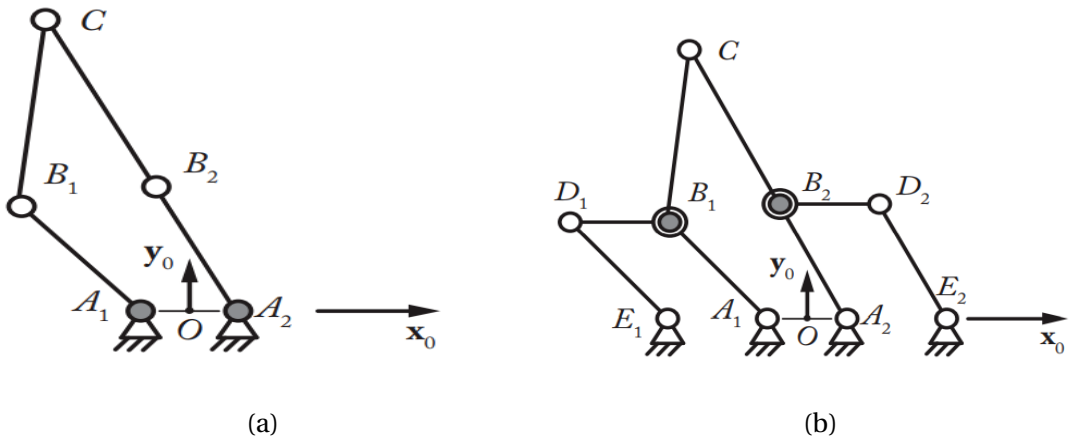
Le mécanisme virtuel correspondant à ce contrôleur est constitué de deux parallélogrammes plans passifs $A_iB_iD_iE_i$ ($i = 1,2$) connectés à la base du robot. Un actionneur est fixé au point B_i, il permet la commande de la direction du corps B_iC. Avec cette disposition spéciale des corps du robot, une position donnée de l'actionneur au point B_i permet de maintenir l'orientation par rapport à la base du corps B_iC indépendamment de l'orientation de l'articulation passive. Une simple analyse cinématique de ce robot virtuel montre que :

1. R est l'abréviation d'une articulation pivot tandis que P pour l'articulation prismatique et Π pour une articulation en parallélogramme CARO et al. [2010]. Si la lettre est soulignée, l'articulation est actionnée. Elle est passive si ce n'est pas le cas.

- les singularités de Type 1 (séries) GOSSELIN et ANGELES [1990] apparaissent lorsque les corps proximaux et distaux sont complètement étirés ou pliés, comme pour le mécanisme à cinq barres (FIGURE 3.5a) ;
- les singularités de Type 2 (parallèles) GOSSELIN et ANGELES [1990] apparaissent lorsque les corps A_1B_1 et A_2B_2 sont parallèles ($\underline{\mathbf{v}}_1 // \underline{\mathbf{v}}_2$) (FIGURE 3.6b), ce qui est différent des singularités de Type 2 du mécanisme à cinq barres qui apparaissent lorsque les points B_1, B_2 et C sont alignés ($\underline{\mathbf{u}}_1 // \underline{\mathbf{u}}_2$) (FIGURE 3.6a).

Singularités du contrôleur basé coordonnées de Plücker

L'architecture du robot caché, associée au mécanisme à cinq barres commandé par un contrôleur basé coordonnées de Plücker (FIGURE 3.4b), est basée sur le fait que nous pouvons reconstruire la position de l'effecteur en connaissant le point d'intersection entre les deux droites $\mathscr{L}_1$ et $\mathscr{L}_2$. Le déplacement de ce point le long de ces deux droites est représenté par les deux articulations prismatiques. Par conséquent, les singularités apparaissent lorsque ces deux droites sont alignées, on a donc une infinité de points d'intersection possibles. Ces conditions de singularités de ce mécanisme virtuel sont équivalentes aux conditions de singularités de Type 2 du mécanisme à cinq barres (FIGURE 3.6a).

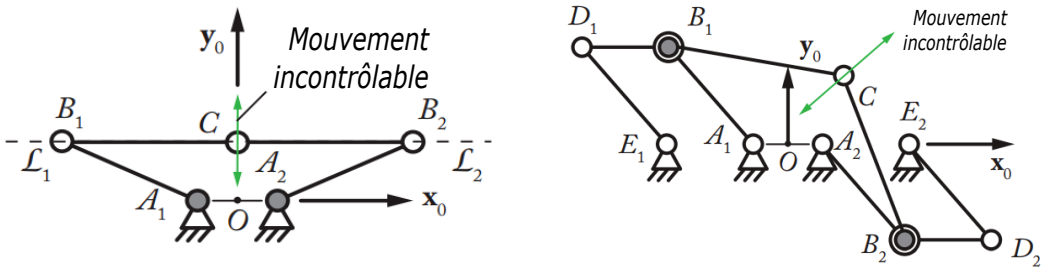


(a) (b)

FIGURE 3.5 – Exemples des singularités de type 1 pour le mécanisme à cinq barres (a) et le mécanisme correspondant au robot caché pour le contrôleur basé observation des directions des corps (b).

Modèle d'erreur de la position de l'effecteur

Les robots exigent certaines performances certifiées dans un espace de travail donné tel qu'il a été détaillé dans section 3.1. Ces exigences comprennent la précision au niveau de la



(a) (b)

FIGURE 3.6 – Exemples des singularités de type 2 pour le mécanisme à cinq barres (a) et le mécanisme correspondant au robot caché pour le contrôleur basé observation des directions des corps (b).

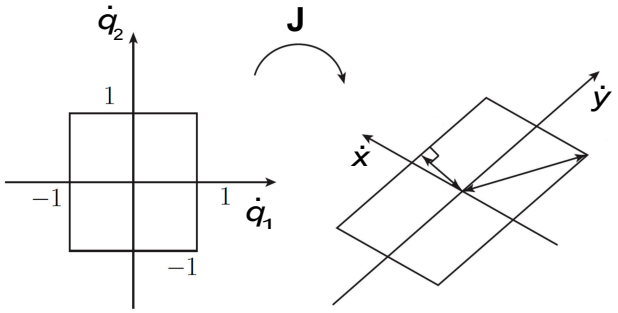


FIGURE 3.7 – Transmission des erreurs pour la conception basée encodeur.

position de l'effecteur.

Pour un robot parallèle commandé avec les approches de commande classique KHALIL et DOMBRE [2002], il est connu que la précision de l'effecteur se détériore près des singularités de Type 2 du robot. Ces singularités représentent les singularités de la matrice jacobienne inverse $\mathbf{J}_{inv}$. En considérant un modèle d'erreur très simple basé sur l'approximation du premier ordre du modèle géométrique du robot, en prenant en compte que les erreurs de mesure en position des encodeurs des actionneurs $\delta\mathbf{q}$ MERLET [2006b] (FIGURE 3.7).

$$\delta\mathbf{x} = \mathbf{J}_{inv}^{-1}\delta\mathbf{q} \tag{3.29}$$

Où : $\delta\mathbf{x}$ est l'erreur en position de l'effecteur. $\delta\mathbf{x}$ étant proportionnelle à $1/\det(\mathbf{J}_{inv})$, pour des erreurs données $\delta\mathbf{q}$. La norme de $\delta\mathbf{x}$ augmente considérablement près des singularités de Type 2. Pour une commande du robot basée sur les approches d'asservissement visuel, l'erreur en position de l'effecteur provient de l'erreur d'observation de la caméra et non pas de l'erreur de mesure de position au niveau des encodeurs. Dans un scénario réel, les er-

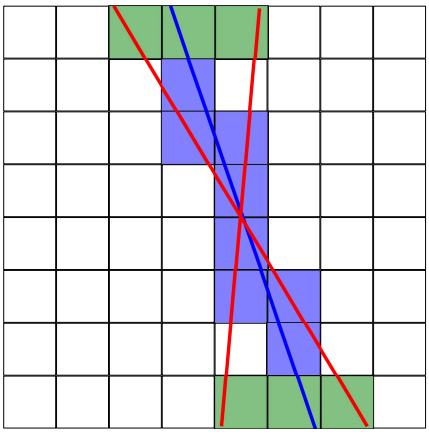


FIGURE 3.8 – Modèle d'erreur sur les pixels associés à l'observation d'une droite, projection d'un des bords des corps cylindriques du robot dans l'espace caméra.

reurs d'observation apparaissent en raison du bruit dans les images. Nous avons modélisé ce bruit par un décalage aléatoire en pixels, où la projection des bords des corps distaux rencontre la limite du cadre de l'image comme le montre la FIGURE 3.8. Dans notre processus de conception, une erreur de 0,1 pixel a été prise en compte : elle peut en effet être obtenue en utilisant des approches d'observation subpixelliques comme dans SHI et al. [2014] et elle peut être directement liée à une variation de vecteur des primitives visuelles mesuré ${}^{c}\underline{\mathbf{n}}$.

La projection d'une droite dans le plan image est donnée par l'équation ci-après ANDREFF et al. [2002] :

$$ {}^{c}\underline{\mathbf{n}}^{\mathrm{T}}\,{}^{c}\mathbf{p} = 0 \tag{3.30} $$

En utilisant la matrice des paramètres intrinsèques de la caméra $\mathbf{K}$, nous déterminons l'équation de la droite exprimée dans le repère pixel comme suit :

$$ {}^{p}\underline{\mathbf{n}}^{\mathrm{T}}\,{}^{p}\mathbf{p} = 0 \tag{3.31} $$

De plus, en remplaçant ${}^{p}\mathbf{p}$ avec $\mathbf{K}\,{}^{c}\mathbf{p}$ dans cette dernière équation conduit à l'expression suivante :

$$ {}^{p}\underline{\mathbf{n}}^{\mathrm{T}}\mathbf{K}\,{}^{c}\mathbf{p} = 0 \tag{3.32} $$

Par identification des équations (3.30) et (3.31), nous obtenons :

$$ {}^{p}\underline{\mathbf{n}} = \frac{\mathbf{K}^{-\mathrm{T}}\,{}^{c}\underline{\mathbf{n}}}{\left\|\mathbf{K}^{-\mathrm{T}}\,{}^{c}\underline{\mathbf{n}}\right\|}, {}^{c}\underline{\mathbf{n}} = \frac{\mathbf{K}^{\mathrm{T}}\,{}^{p}\underline{\mathbf{n}}}{\left\|\mathbf{K}^{\mathrm{T}}\,{}^{p}\underline{\mathbf{n}}\right\|} \tag{3.33} $$

Il faut noter que pour des raisons numériques, il est nécessaire d'utiliser les coordonnées pixels normalisées. A savoir, nous définissons le plan des pixels par son origine située au

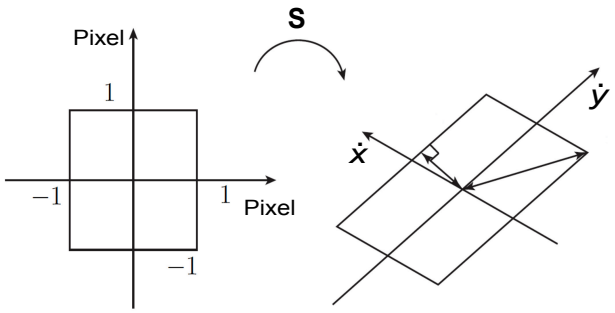


FIGURE 3.9 – Transmission des erreurs pour la conception orientée commande

centre de l'image de telle sorte que les coordonnées des pixels varient approximativement entre $-0,1$ et $+0,1$. Selon le choix du facteur de normalisation qui peut être soit l'image en pixels, sa dimension horizontale, sa dimension verticale ou sa diagonale.

Comme l'erreur d'observation est faible, nous avons approché le modèle d'erreur reliant la variation de la position de l'effecteur $\delta\mathbf{x}$ à la variation de vecteur de mesure $\delta\underline{\mathbf{n}}$. En utilisant l'approximation de premier ordre (FIGURE 3.9) et la matrice d'interaction $\mathbf{S}^{\mathrm{T}}$ le modèle d'erreur est donné par :

$$\delta\mathbf{x} = \mathbf{S}^{\mathrm{T}}\delta\underline{\mathbf{n}} \tag{3.34}$$

Sur la base de ces considérations, il faut comprendre que pour avoir une bonne performance de précision au niveau de la position de l'effecteur : **(1)** l'espace du travail du robot réel doit être libre des singularités du robot (singularités du contrôleur) et **(2)** les erreurs de positionnement de l'effecteur viennent des erreurs d'observation $\delta\underline{\mathbf{n}}$ et non pas des erreurs en position au niveau des encodeurs $\delta\mathbf{q}$. Lors de la conception d'un robot qui sera commandé par des approches d'asservissement visuel, toutes ces spécifications doivent être prises en considération dès sa phase de conception afin d'obtenir les meilleures performances.

Formulation du problème d'optimisation

Dans cette section, le processus de conception permettant de prendre en considération les caractéristiques du contrôleur sera détaillé. Nous présentons aussi le concept de robot caché permettant l'analyse de ses singularités. L'intégration de ce concept dans le processus de conception est montrée à la FIGURE 3.10. Pendant la phase de conception, le robot caché de chaque architecture proposée peut être trouvé et comparé, donnant un retour d'information sur l'architecture la plus adaptée aux besoins du cahier des charges. Si aucune architecture de robots cachés ne correspond aux besoins, les capteurs utilisés et les primi-

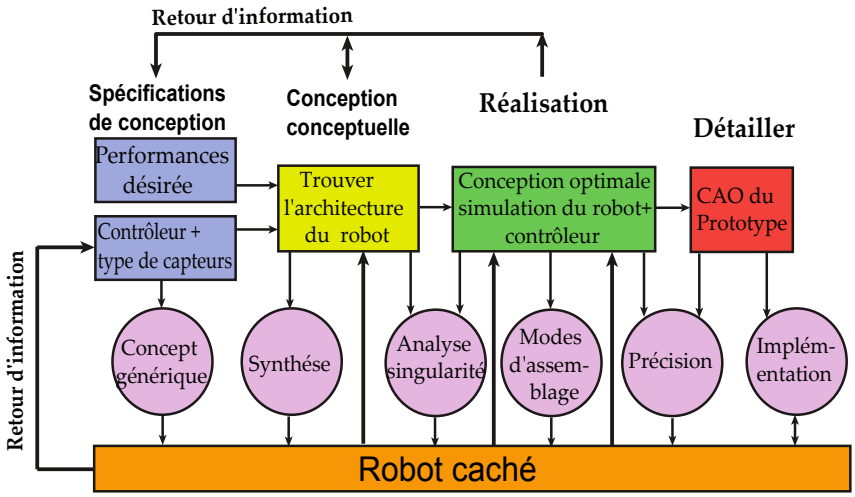


FIGURE 3.10 – Intégration du concept du robot caché dans le processus de conception.

tives visuelles choisies doivent être modifiés. Ensuite, dans la phase de conception détaillée lorsqu'une architecture appropriée est sélectionnée, le robot caché peut être utilisé pour extraire des indices de performance (par exemple la précision), définir un contrôleur et simuler le comportement du robot.

Nous rappelons au lecteur que ce travail se limite à l'utilisation des caméras pour extraire les primitives visuelles nécessaires pour la commande du robot (directions des corps distaux et leurs les coordonnées de Plücker). Il y a lieu de mentionner que le concept de robot caché et la méthodologie décrite dans ce travail sont valables pour tout autre type de capteur et/ou de primitives visuelles utilisés pour la commande.

Afin de caractériser la performance en précision du robot, nous proposons d'optimiser la conception d'un mécanisme à cinq barres pour l'objectif et les contraintes ci après :

- **Objectif** : l'empreinte au sol du robot doit être minimale. Cette empreinte est caractérisée par la surface A = LH dans laquelle le robot est inclus lorsque les corps A_iB_i et B_iC_i sont perpendiculaires (FIGURE 3.1).
- **Contraintes** : le robot doit disposer d'un espace de travail régulier dextre de forme rectangulaire avec les dimensions : $\ell_{W_{x0}}$ = 800 mm le long de $\mathbf{x}_0$ et $\ell_{W_{y0}}$= 100 mm le long de $\mathbf{y}_0$ dans lequel toutes les contraintes suivantes doivent être vérifiées MERLET [2006b] :
  1. pas de singularités de Type 2 du robot ni du contrôleur sélectionné pour la commande (${}^c\underline{\mathbf{u}}_i$ ou $({}^c\underline{\mathbf{u}}_i, {}^c\mathbf{h}_i)$) ;
  2. l'effecteur se trouve dans le cadre de l'image de la caméra, pour que les corps

distaux puisse être observés ;

3. connaissant la résolution de la caméra, la résolution de l'effecteur est calculée en utilisant le modèle d'erreur défini par l'équation (3.34). Elle devrait être inférieure à 0,5 mm ;
4. les forces statiques exercées au niveau des articulations passives sont proportionnelles à $1/\sin\xi$, ξ étant l'angle entre les corps distaux BRIOT et al. [2013]. Par conséquent, il est décidé que $\sin\xi$ devrait être supérieur à 0,1 pour éviter des efforts excessifs dans les articulations.

Le problème d'optimisation permettant de définir la géométrie du robot ainsi que l'emplacement de la caméra est formulé comme suit :

$$\begin{aligned} \text{minimiser} \quad & \mathrm{A} = \mathrm{LH} \\ \text{trouver} \quad & \mathbf{x} \\ \text{sous contraintes} \quad & \ell_{\mathrm{W}_x} \geq \ell_{\mathrm{W}_{x0}} \text{ et } \ell_{\mathrm{W}_y} \geq \ell_{\mathrm{W}_{y0}} \end{aligned} \tag{3.35}$$

Où :

- $\mathbf{x} = [\ell_0\ \ell_1\ \ell_2]$ dans le cas de la conception classique basée encodeurs, avec $\ell_0 = \ell_{\mathrm{A_1A_2}}$, $\ell_1 = \ell_{\mathrm{A_1B_1}} = \ell_{\mathrm{A_2B_2}}$ et $\ell_2 = \ell_{\mathrm{B_1C}} = \ell_{\mathrm{B_2C}}$,
- $\mathbf{x} = [\ell_0\ \ell_1\ \ell_2\ y_c\ z_c]$ dans le cas de la conception orientée commande, où y_c et z_c sont respectivement les coordonnées donnant la position du centre de la caméra le long de $\mathbf{y}_0$ et $\mathbf{z}_0$ (le plan de la caméra étant parallèle à celui du robot x_c=0).

Il est important de mentionner que dans le but de réduire le nombre de variables dans le problème d'optimisation, nous avons décidé de fixer l'orientation du plan de la caméra pour qu'il soit parallèle au plan ($\mathbf{x}_0\mathrm{O}\mathbf{y}_0$). De plus, en raison de la symétrie dans la conception du robot, la coordonnée x_c du centre de la caméra le long de $\mathbf{x}_0$ a été fixée à $x_c = 0$ m. Enfin, nous avons fixé le rayon des corps cylindriques à 40 mm.

Résultats du processus d'optimisation

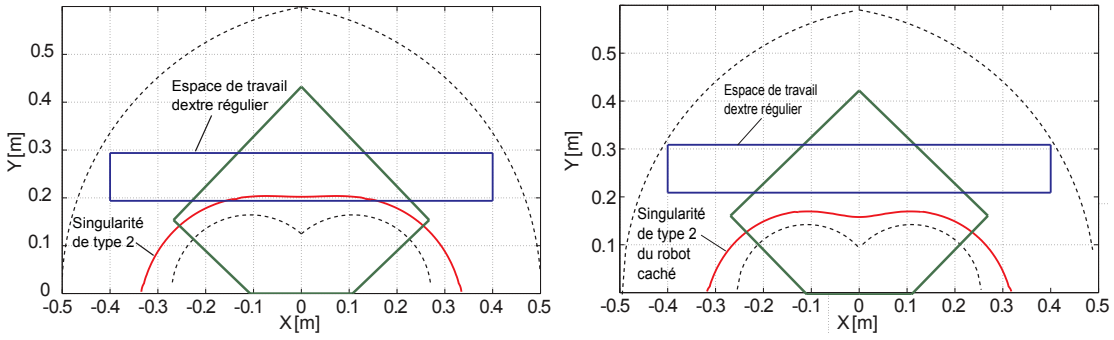
Les résultats obtenus sont détaillés dans le TABLEAU 3.3. Comme on peut clairement le remarquer, les résultats des différentes optimisations réalisées en fonction des contrôleurs utilisés sont très proches, mais la différence n'est pas négligeable. Le robot de dimensions optimales est celui obtenu par l'approche de conception orientée commande basée sur le contrôleur ($^c\underline{\mathbf{u}}_i$, $^c\mathbf{h}_i$). Les robots optimisés ont été tracés avec les singularités du robot caché

TABLEAU 3.3 – Paramètres de la conception optimale et valeur de la fonction objectif.

Encodeur		Contrôleur (${}^{c}\underline{\mathbf{u}}_i$)		Contrôleur (${}^{c}\underline{\mathbf{u}}_i$, ${}^{c}\mathbf{h}_i$)	
ℓ_0 [m]	0.1071	ℓ_0 [m]	0.1092	ℓ_0 [m]	0.1074
ℓ_1 [m]	0.2219	ℓ_1 [m]	0.2291	ℓ_1 [m]	0.2443
ℓ_2 [m]	0.3863	ℓ_2 [m]	0.3750	ℓ_2 [m]	0.3568
y_c [m]	N/A	y_c [m]	0.4340	y_c [m]	0.3274
z_c [m]	N/A	z_c [m]	0.5908	z_c [m]	0.6596
A [m^2]	**0.1144**	A [m^2]	**0.1156**	A [m^2]	**0.1124**

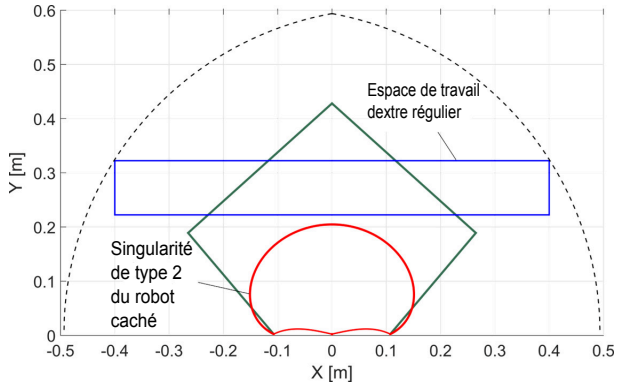
associé à chaque contrôleur utilisé (FIGURE 3.11). Nous pouvons clairement constater en conception classique les singularités sont incluses dans l'espace de travail dextre du robot (FIGURE 3.11a). Cependant, l'espace de travail dextre est libre de ces singularités dans le cas de l'approche de conception orientée commande (FIGURE 3.11b et FIGURE 3.11c). De plus, la précision des contrôleurs a été vérifiée en simulation dans un environnement ADAMS-Simulink. D'abord, trois maquettes des robots optimisés ont été crées sous ADAMS avec les dimensions issues des résultats d'optimisation. Puis, les contrôleurs ${}^{c}\underline{\mathbf{u}}_i$ et (${}^{c}\underline{\mathbf{u}}_i$, ${}^{c}\mathbf{h}_i$) ont été développés pour commander le mouvement des robots optimisés pour chaque contrôleur. D'après les résultats obtenus, le contrôleur (${}^{c}\underline{\mathbf{u}}_i$, ${}^{c}\mathbf{h}_i$) a permis d'avoir une performance de précision meilleure que celle obtenue avec le contrôleur ${}^{c}\underline{\mathbf{u}}_i$. L'interprétation des résultats obtenus, permet de conclure sur l'importance de prendre en compte le spécificités du contrôleur le plus tôt possible dans la phase de conception afin d'obtenir les meilleures performances en précision.

Tous ces résultats ont conduit à la sélection de la conception orientée commande basé sur le contrôleur (${}^{c}\underline{\mathbf{u}}_i$, ${}^{c}\mathbf{h}_i$) pour définir la géométrie du robot en bois. De plus, dans le but de tester la possibilité d'améliorer la précision du robot, l'utilisation de plusieurs caméras pour la commande est envisageable. Pour cette raison, cette approche est étendue pour le cas où quatre caméras sont utilisées dans la boucle de commande, comme cela sera présenté dans la section suivante.



(a) Conception basée encodeur

(b) Conception orientée commande : contrôleur ${}^{c}\underline{\mathbf{u}}_i$



(c) conception orientée commande : contrôleur $({}^{c}\underline{\mathbf{u}}_i, {}^{c}\mathbf{h}_i)$

FIGURE 3.11 – Position de l'espace dextre régulier dans l'espace de travail du mécanisme à cinq barres (dessin à l'échelle).

3.2.2 Conception orientée commande multi-caméras d'un mécanisme à cinq barres en bois

Dans cette partie, nous présentons la conception orientée commande basée sur le contrôleur (${}^c\underline{\mathbf{u}}_i$, ${}^c\mathbf{h}_i$) en considérant que quatre caméras sont utilisées pour l'observation des corps du robot.

Modèle d'erreur multi-caméras

La définition de ce modèle d'erreur est basée sur le modèle d'interaction défini précédemment pour le cas mono caméra (section 3.2.1). Pour la caméra k nous avons :

$$ {}^c\boldsymbol{\tau}_c = \mathbf{S}_k^{\mathrm{T}}\, {}^c\dot{\underline{\mathbf{n}}}_k, \text{ avec } \mathbf{S}_k^{\mathrm{T}} = \mathbf{M}^{\mathrm{T}+}\,\mathbf{H}^{\mathrm{T}} = (\mathbf{M}\mathbf{M}^{\mathrm{T}})^{-1}\mathbf{M}\mathbf{H}^{\mathrm{T}} \tag{3.36} $$

Ensuite, le modèle d'interaction du système d'observation par quatre caméras est obtenu par :

$$ {}^0\boldsymbol{\tau}_c = \mathbf{S}_{tot}^{\mathrm{T}}\, {}^c\dot{\underline{\mathbf{n}}}_{tot} \tag{3.37} $$

Où : ${}^0\boldsymbol{\tau}_c$ est la vitesse de l'effecteur dans le repère de base du robot, $\mathbf{S}_{tot}^{\mathrm{T}} = [{}^0\mathbf{S}_1, {}^0\mathbf{S}_2, ..., {}^0\mathbf{S}_4]^{\mathrm{T}}$ dans laquelle ${}^0\mathbf{S}_k$ est la matrice d'interaction associée à la caméra k mais exprimée dans le repère de base du robot et ${}^c\dot{\underline{\mathbf{n}}}_{tot} = [{}^c\dot{\underline{\mathbf{n}}}_1^{\mathrm{T}}, {}^c\dot{\underline{\mathbf{n}}}_2^{\mathrm{T}}, ..., {}^c\dot{\underline{\mathbf{n}}}_4^{\mathrm{T}}]$. Ensuite le problème d'optimisation est formulé de la même manière que le cas mono caméra. Ceci est défini pour le même cahier des charges, mêmes contraintes. Cependant, pour un espace de travail plus grand (de dimension $\ell_{\mathrm{W}x0} = 800$ mm x $\ell_{\mathrm{W}y0} = 200$ mm). Le problème d'optimisation est donné par :

$$ \begin{aligned} \text{minimiser} \quad & \mathrm{A} = \mathrm{LH} \\ \text{trouver} \quad & \mathbf{x} \\ \text{sous contraintes} \quad & \ell_{\mathrm{W}_x} \geq \ell_{\mathrm{W}_{x0}} \text{ et } \ell_{\mathrm{W}_y} \geq \ell_{\mathrm{W}_{y0}} \end{aligned} \tag{3.38} $$

Où : $\mathbf{x} = [\ell_0\ \ell_1\ \ell_2\ \mathbf{x}_{c1}\ \mathbf{x}_{c2}\ \mathbf{x}_{c3}\ \mathbf{x}_{c4}]$ avec $\ell_0 = \ell_{\mathrm{A_1A_2}}$, $\ell_1 = \ell_{\mathrm{A_1B_1}} = \ell_{\mathrm{A_2B_2}}$ et $\ell_2 = \ell_{\mathrm{B_1C}} = \ell_{\mathrm{B_2C}}$ sont les longueurs des corps du robot, et $\mathbf{x}_{ck} = [x_{ck}\ y_{ck}\ z_{ck}\ \phi_{ck}\ \theta_{ck}\ \psi_{ck}]^{\mathrm{T}}$ ($k = 1, ..., 4$) est un vecteur définissant la position et l'orientation de la caméra k : x_{ck}, y_{ck} et z_{ck} définissent la position par rapport au repère de base, ϕ_{ck}, θ_{ck} et ψ_{ck} sont les angles d'Euler ZXZ, qui caractérisent son orientation. Comme il a été montré par les équations précédentes, le modèle d'erreur dépend aussi du diamètre des corps distaux cylindriques. Pour accélérer le temps de calcul le diamètre n'a pas été inclus dans notre problème d'optimisation, il a été fixé à 80 mm.

TABLEAU 3.4 – Paramètres de la conception optimale de mécanisme à cinq barres en bois.

A [m^2]	l_0 [m]	l_1 [m]	l_2 [m]
0.1372	0.125	0.280	0.400

TABLEAU 3.5 – Position et orientation optimales des caméras.

Pos/Ori	x_c [m]	y_c [m]	z_c [m]	ϕ [rad]	θ [rad]	ψ [rad]
Camera3	0.1	0.3	0.5	0	π	0
Camera4	0.1	0.5	0.5	0	π	0

Les résultats d'optimisation obtenus sont données dans le TABLEAU 3.4 et TABLEAU 3.5 . Il est important de mentionner que la position et l'orientation des caméras 1 et 2 est obtenue par symétrie par rapport à l'axe $\mathbf{y}_0$. De plus, résoudre le problème d'optimisation donné par l'expression (3.38) permet de trouver la position du plus grand espace de travail régulier (FIGURE 3.12). Nous pouvons clairement observer que cet espace est libre des singularités du robot qui représentent aussi les singularités du contrôleur.

L'erreur de positionnement de l'effecteur dans l'espace de travail régulier dextre est illustrée à la FIGURE 3.13. Elle est inférieure à l'erreur maximale définie dans le cahier des charges (0,5 mm). De plus, comme il est montré par la FIGURE 3.13, l'erreur est plus importante près des singularités. Les contraintes présentées et vérifiées dans cette partie de travail seront validées par expérimentation en implémentant l'asservissement visuel pour la commande du robot, puis en caractérisant la précision au niveau de l'effecteur comme cela sera présenté dans le prochain chapitre.

Une fois la géométrie du robot est obtenue, la forme des doit être définie pour garantir la performance de rigidité désirée, ce qui sera l'objectif de la section suivante.

3.2.3 Conception topologique fiable

Cette partie a été traitée par les partenaires du projet RobEcolo. Elle est résumée ici afin d'introduire la conception assistée par ordinateur du prototype réalisé qui sera présentée en section 3.3.

Les algorithmes d'optimisation topologique permettent de trouver la forme des corps d'une structure mécanique en distribuant de manière optimale l'emplacement du matériau

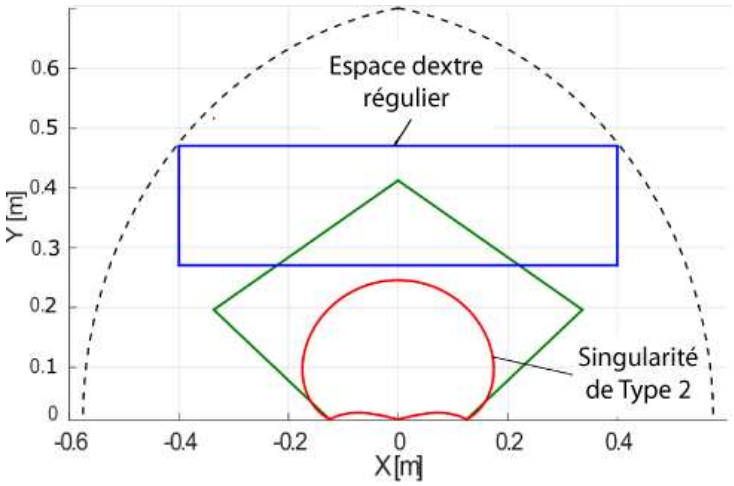


FIGURE 3.12 – Position de l'espace dextre régulier dans l'espace de travail du mécanisme à cinq barres (dessin à l'échelle).

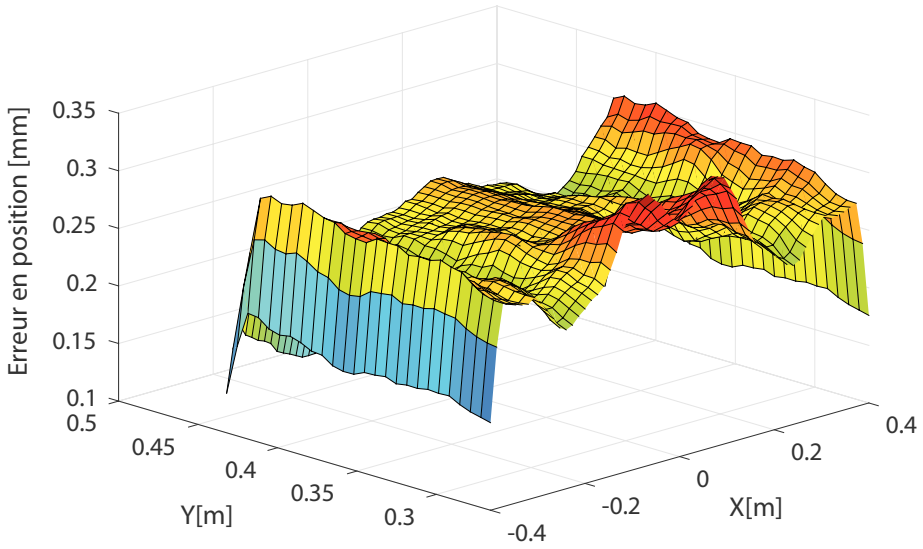


FIGURE 3.13 – Résolution de la position de l'effecteur dans l'espace de travail dextre.

afin de satisfaire des indices de performance. Dans la littérature, l'optimisation classique est de réduire la masse des corps sous des exigences de souplesse SIGMUND [2001]. Pour calculer la performance élastique des corps, la méthode des éléments finis (MEF) est généralement utilisée ROSSOW et TAYLOR [1973]. Sur la base de ce modèle physique, l'extraction de certains indices à inclure dans le processus d'optimisation doit être faite, ainsi que de leurs gradients par rapport aux variables de décision SIGMUND et MAUTE [2013]. Ces indices et leurs gradients sont des entrées des solveurs d'optimisation parmi lesquels on peut citer la Méthode des Asymptotes en Déplacement (Method of Moving Asymptotes – MMA) SVAN-

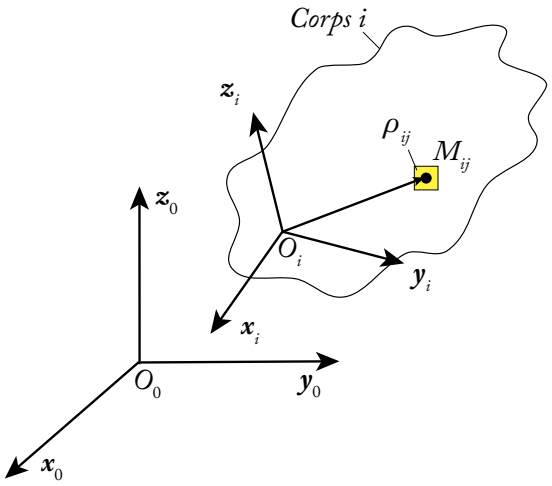


FIGURE 3.14 – Représentation d'un corps dans l'espace maillé avec un élément fini.

BERG [1987], les Critères d'Optimalité (Optimality Criteria – OC) YIN et YANG [2001], le gradient projeté CHANG et al. [2014], la méthode de linéarisation convexe (Convex Linearization method – CONLIN) FLEURY [1989]) et la méthode de linéarisation (Linearization Method – LM) BRIOT et GOLDSZTEJN [2018]; PSHENICHNYJ [1994].

Dans cette section, nous présentons brièvement dans un premier temps la méthode dont les modèles éléments finis ont été réalisés. Ensuite, nous définissons un indice de performance afin de prendre en compte la variabilité au niveau des propriétés mécaniques du bois. Enfin, le problème d'optimisation sera formulé et résolu.

Modélisation du comportement élastique des corps

Dans ce qui suit, nous considérons la modélisation par éléments finis du mécanisme à cinq barres. Ce robot est composé de quatre corps (FIGURE 3.1). Le corps i ($i = 1,\ldots,4$) est maillé avec des éléments m_i. L'élément j du corps i est désigné par l'élément ij (FIGURE 3.14). A cet élément, nous associons une variable $\rho_{ij} \in [0,1]$ représentant la densité de la portion de matériau liée à l'élément. Ces variables de densité sont les variables de décision du problème d'optimisation : les densités ρ_{ij} égales à 1 représenteront la présence de matériau tandis que les densités nulles représenteront l'absence de matériau. Un défi dans l'optimisation topologique est d'éviter d'avoir une conception finale des corps sans trop de valeurs intermédiaires ($0 < \rho_{ij} < 1$) qui sont difficiles à gérer par le concepteur.

Pour résoudre ce problème, la MEF est généralement combinée avec un schéma d'interpolation qui est utilisé pour définir un matériau artificiel. Cette méthode s'appelle la mé-

thode du "Matériau Isotrope Solide avec Pénalisation" (Solid Isotropic Material with Penalization – SIMP BENDSOE et SIGMUND [1999]). Cette approche s'est avérée efficace, car le schéma d'interpolation des matériaux reste le plus utilisé dans l'optimisation topologique. Ce schéma d'interpolation est adopté dans notre travail.

Le schéma SIMP utilisé pour paramétrer la valeur de module de Young E_{ij} de l'élément ij conduit à l'expression suivante :

$$\mathrm{E}_{ij} = \mathrm{E}_{\min} + \rho_{ij}^{p}(\mathrm{E}_0 - \mathrm{E}_{\min}), \text{ with } \rho_{ij} \in [0,1] \tag{3.39}$$

Où : p est le facteur de pénalisation (classiquement $p = 3$), E_0 est le module d'élasticité réel du matériau et $\mathrm{E}_{\min}$ est une très petite valeur assignée aux régions sans matériau afin d'éviter la singularité de la matrice de rigidité. Ensuite, sur la base de cette définition du module d'élasticité de l'élément ij, il est possible de construire sa matrice de rigidité. Une fois toutes les matrices élémentaires sont définies, le calcul des matrices de rigidité du corps et du robot est le même que dans la méthodologie traditionnelle SHABANA [2005].

Sur la base de ces modèles de rigidité, la performance élastique du mécanisme peut être définie. Les déformations $\mathbf{u}_e$ au niveau de l'effecteur du mécanisme à cinq barres, sous un chargement $\mathbf{f}_e$ au niveau de l'effecteur, sont données par :

$$\mathbf{f}_e = \mathbf{K}_e(\boldsymbol{\pi}_{\mathrm{E}}, \mathbf{q})\mathbf{u}_e(\boldsymbol{\pi}_{\mathrm{E}}, \mathbf{q}) \;\Rightarrow\; \mathbf{u}_e(\boldsymbol{\pi}_{\mathrm{E}}, \mathbf{q}) = \mathbf{K}_e^{-1}(\boldsymbol{\pi}_{\mathrm{E}}, \mathbf{q})\mathbf{f}_e \tag{3.40}$$

Avec : $\mathbf{K}_e(\boldsymbol{\pi}_{\mathrm{E}}, \mathbf{q})$ est la matrice de rigidité réduite caractérisant la rigidité globale du robot assemblé (lorsque des charges variables sont appliquées au niveau de l'effecteur uniquement) BRIOT et GOLDSZTEJN [2018]; CRAIG et BAMPTON [1968] qui dépend de :

- la configuration du robot $\mathbf{q}$;
- modules de Young des corps (qui sont différents pour chaque corps en bois du robot). Ils sont concaténés dans le vecteur $\boldsymbol{\pi}_{\mathrm{E}}$. Pour le mécanisme à cinq barres, ce vecteur comporte quatre composantes.

Il est très important de mentionner que :

- l'assemblage des matrices de rigidité du corps et les expressions menant au modèle du robot complet peuvent être trouvées dans BRIOT et GOLDSZTEJN [2018],
- afin de diminuer considérablement le temps de calcul de l'algorithme d'optimisation topologique qui peut être très long pour la conception d'un robot, il est préférable de tirer parti des techniques de réduction de modèle CRAIG et BAMPTON [1968], comme cela a été fait dans BRIOT et GOLDSZTEJN [2018].

Modélisation de la variabilité des déformations du robot dues à l'utilisation de matériau bois

Nous rappelons que le choix d'un bois approprié pour la conception d'un robot en bois est de la plus haute importance. Ce bois doit possèder un très bon rapport rigidité/masse tout en ayant la plus faible variabilité dimensionnelle due à l'humidité. C'est la raison pour laquelle il a été décidé d'utiliser le *hêtre acétylé* HILL [2006] dans la conception de notre robot. Ce bois est connu pour avoir de nombreux avantages par rapport aux essences de bois brut en termes de durabilité et de stabilité dimensionnelle. De plus, l'acylation est un traitement chimique respectueux de l'environnement HILL [2006] ce qui est extrêmement important au regard de notre objectif d'éco-conception.

Le hêtre acétylé, comme tout autre type de bois, présente une distribution normale de son module de Young longitudinal. Définissons par $\mathbb{E}(.)$ l'espérance et $\sigma(.)$ l'écart type : l'espérance du module de Young pour le hêtre acétylé est égale à : $\mathbb{E}(\mathrm{E}) = \overline{\mathrm{E}} = 12772$ MPa alors que son écart-type est égal à $\sigma(\mathrm{E}) = 2043.5$ MPa (chapitre 2). Le coefficient de Poisson ν est considéré comme constant et égal à 0.3 KRETSCHMANN [2010].

Grâce à cette connaissance, il est donc possible de calculer le vecteur espérance $\mathbb{E}(\mathbf{u}_e)$ et la matrice de covariance $\mathrm{Cov}(\mathbf{u}_e)$ associés aux déformations de l'effecteur $\mathbf{u}_e$, en utilisant les expressions données dans ASADPOURE et al. [2011] :

$$\mathbb{E}(\mathbf{u}_e) = \mathbf{u}_{e0} + \frac{1}{2}\sum_i\sum_j \mathbf{u}_{eij}\sigma_{ij} \tag{3.41}$$

$$\begin{aligned}\mathrm{Cov}(\mathbf{u}_e) = &\sum_i\sum_j \mathbf{u}_{ei}\mathbf{u}_{ej}^{\mathrm{T}}\sigma_{ij} \\ &+ \frac{1}{2}\sum_i\sum_j\sum_k \left(\mathbf{u}_{ei}\mathbf{u}_{ejk}^{\mathrm{T}} + \mathbf{u}_{eij}\mathbf{u}_{ek}^{\mathrm{T}}\right)\sigma_{ijk} \\ &+ \frac{1}{4}\sum_i\sum_j\sum_k\sum_l \mathbf{u}_{eij}\mathbf{u}_{ekl}^{\mathrm{T}}\left(\sigma_{ijkl} - \sigma_{ij}\sigma_{kl}\right)\end{aligned} \tag{3.42}$$

Où :

- $\mathbf{u}_{e0}$ est la déformation au niveau de l'effecteur donnée par l'expression (3.40) évaluée lorsque le vecteur des modules de Young $\boldsymbol{\pi}_{\mathrm{E}}$ pour le mécanisme à cinq barres est égal à $\boldsymbol{\pi}_{\mathrm{E0}} = [\overline{\mathrm{E}}\ \overline{\mathrm{E}}\ \overline{\mathrm{E}}\ \overline{\mathrm{E}}]^{\mathrm{T}}$,
- $\mathbf{u}_{ei} = \left.\frac{\partial \mathbf{u}_e}{\partial \mathrm{E}_i}\right|_{\boldsymbol{\pi}_{\mathrm{E0}}}$, $\mathbf{u}_{eij} = \left.\frac{\partial^2 \mathbf{u}_e}{\partial \mathrm{E}_i \partial \mathrm{E}_j}\right|_{\boldsymbol{\pi}_{\mathrm{E0}}}$, avec E_i , E_j sont respectivement les modules de Young du i éme et j éme corps du robot. Les expressions détaillées de $\mathbf{u}_{ei}$ et $\mathbf{u}_{eij}$ peuvent être trouvées dans ASADPOURE et al. [2011].

- $\sigma_{ij} = \mathbb{E}\left[(\mathrm{E}_i - \overline{\mathrm{E}})(\mathrm{E}_j - \overline{\mathrm{E}})\right]$,
- $\sigma_{ijk} = \mathbb{E}\left[(\mathrm{E}_i - \overline{\mathrm{E}})(\mathrm{E}_j - \overline{\mathrm{E}})(\mathrm{E}_k - \overline{\mathrm{E}})\right]$,
- $\sigma_{ijkl} = \mathbb{E}\left[(\mathrm{E}_i - \overline{\mathrm{E}})(\mathrm{E}_j - \overline{\mathrm{E}})(\mathrm{E}_k - \overline{\mathrm{E}})(\mathrm{E}_l - \overline{\mathrm{E}})\right]$

Il faut mentionner que les expressions (3.41) et (3.42) sont des fonctions approchées obtenues grâce à un développement en série de Taylor à l'ordre deux de l'expression de la déformation du robot au niveau de l'effecteur $\mathbf{u}_e$ par rapport aux composantes du vecteur $\boldsymbol{\pi}_{\mathrm{E}}$ ASADPOURE et al. [2011]. Leur validité a été testée et les résultats ont montré que, pour les paramètres mécaniques du hêtre acétylé, l'erreur d'approximation est inférieure à 10 %.

$$\mathbf{u}_d(\mathbf{f}_e, \mathbf{q}, k) \leq u_{max} \tag{3.43}$$

$$\mathbf{u}_r(\mathbf{f}_e, \mathbf{q}, k) \leq \theta_{max} \tag{3.44}$$

Où :

$$\mathbf{u}_d(\mathbf{f}_e, \mathbf{q}, k) = \mathbb{E}(\|\mathbf{u}_{de}\|) + k\sigma(\|\mathbf{u}_{de}\|) \tag{3.45}$$

$$\mathbf{u}_r(\mathbf{f}_e, \mathbf{q}, k) = \mathbb{E}(\|\mathbf{u}_{re}\|) + k\sigma(\|\mathbf{u}_{re}\|) \tag{3.46}$$

A partir de ces expressions, il est donc possible de définir les contraintes suivantes représentant la possibilité pour le robot d'avoir des performances de rigidité fiables :

$$\mathbf{u}_d(\mathbf{f}_e, \mathbf{q}, k) \leq u_{max} \tag{3.47}$$

$$\mathbf{u}_r(\mathbf{f}_e, \mathbf{q}, k) \leq \theta_{max} \tag{3.48}$$

Où :

$$\mathbf{u}_d(\mathbf{f}_e, \mathbf{q}, k) = \mathbb{E}(\|\mathbf{u}_{de}\|) + k\sigma(\|\mathbf{u}_{de}\|) \tag{3.49}$$

$$\mathbf{u}_r(\mathbf{f}_e, \mathbf{q}, k) = \mathbb{E}(\|\mathbf{u}_{re}\|) + k\sigma(\|\mathbf{u}_{re}\|) \tag{3.50}$$

- $\mathbf{u}_{de}$ sont les composants de $\mathbf{u}_e$ caractérisant les déformations en translation de l'effecteur dues au chargement $\mathbf{f}_e$, tandis que $\mathbf{u}_{re}$ sont les composants de $\mathbf{u}_r$ caractérisant les déformations en rotation de l'effecteur de robot sous le même chargement ;
- Les fonctions $\sigma(\|\mathbf{u}_{de}|)$ et $\sigma(\|\mathbf{u}_{re}|)$ représentent respectivement les écarts-types des déformations en translation et en rotation de l'effecteur, et elles peuvent être obtenues par les expressions suivantes :

$$\sigma(\|\mathbf{u}_{de}\|) = \sqrt{\sum_i \mathrm{Cov}_{ii}(\mathbf{u}_e)}\ ,\ \sigma(\|\mathbf{u}_{re}\|) = \sqrt{\sum_j \mathrm{Cov}_{jj}(\mathbf{u}_e)} \tag{3.51}$$

Où : $\mathrm{Cov}_{ii}(\mathbf{u}_e)$ et $\mathrm{Cov}_{jj}(\mathbf{u}_e)$ représentent respectivement les termes diagonaux de la matrice de covariance $\mathrm{Cov}(\mathbf{u}_e)$ correspondant aux composantes en translation et en rotation de $\mathbf{u}_e$;

- k est un nombre réel positif.

Les contraintes (3.47) et (3.48) sont dérivées en se basant sur le théorème de Bienaymé-Tchebichev. Il montre que la probabilité $|\,\mathrm{X}-\mathbb{E}(\mathrm{X})\,| \geq k$, pour une variable stochastique X, est inférieure à $\frac{\sigma(\mathrm{X})^2}{k^2}$. Ainsi, en augmentant la valeur de k dans (3.47) et (3.48), on réduit la probabilité d'avoir un robot dont les déformations peuvent dépasser la déformation maximale u_{max} ou θ_{max}. Par exemple, avec $k = 3$, la probabilité d'avoir un robot avec des déformations acceptables est supérieure à 88 %.

Formulation du problème d'optimisation

Afin d'accélérer le processus d'optimisation, il a été imposé que les formes des deux corps proximaux soient identiques. Par ailleurs, nous rappelons que, pour avoir une bonne observation des corps distaux, ces corps doivent avoir une forme cylindrique et leur diamètre a été fixé à 80 mm. En effet, cela n'est pas un problème, car ces corps ne sont sollicités qu'en traction/compression lorsque les efforts sont appliqués dans le plan du mouvement du robot, la déformation des corps distaux reste faible. Ainsi, la forme de leur section transversale a très peu d'impact sur les déformations globales du robot.
En se basant sur les développements précédents et les spécifications données dans le TABLEAU 3.1, le problème d'optimisation topologique suivant a été formulé :

$$\begin{aligned} \min_{\boldsymbol{\rho}} \quad & zz_{1\mathrm{R}} = zz_1 + m_2\,\ell_1^2 \\ \text{sous les contraintes} \quad & g_{1i} = (\mathbf{u}_d^2(\mathbf{f}_i,\mathbf{q}^*,k) - u_{max}^2)/\,u_{max}^2 \leq 0, \;\; i = 1,2 \\ & g_{2i} = (\mathbf{u}_d^2(\mathbf{f}_i,\mathbf{q}^*,k) - \theta_{\max}^2)/\theta_{\max}^2 \leq 0, \;\; i = 1,2 \end{aligned} \tag{3.52}$$

Où :

- $zz_{1\mathrm{R}} = zz_1 + m_2\,\ell_1^2$ est la fonction objectif : elle sagit d'un groupement de paramètres inertiels (zz_1 est le moment d'inertie au point A_1 du corps proximal tandis que m_2 est la masse du corps distal). Ce terme est prépondérant dans le modèle dynamique du mécanisme à cinq barres PAGIS et al. [2015]. Ainsi, sa minimisation a un impact positif sur les propriétés dynamiques du robot (diminution du couple maximal, réduction de l'énergie consommée, etc).

FIGURE 3.15 – Conception des corps proximaux : domaine de conception initiale.

- $\boldsymbol{\rho}$ est le vecteur contenant toutes les variables de décision ρ_{ij}.
- $\mathbf{q}^*$ sont les configurations sélectionnées pour le calcul des déformations en translation et en rotation lorsque le chargement $\mathbf{f}_i$ est appliqué (i=1,2 – ces chargements sont définis dans le TABLEAU 3.1). Les configurations $\mathbf{q}^*$ peuvent être trouvées en utilisant une méthodologie adéquate proposée dans BRIOT et GOLDSZTEJN [2018]. Elles représentent les configurations où les déformations sont les plus grandes dans l'espace de travail. Ainsi, grâce à cette approche, il es possible de garantir que les contraintes sont respectées dans l'ensemble de l'espace de travail du robot.

Ce problème a été résolu en utilisant l'algorithme d'optimisation LM PSHENICHNYJ [1994]. Pour cette classe de problèmes, cet algorithme garantit l'obtention des résultats avec un temps de calcul équivalent aux algorithmes d'optimisation topologique standard BRIOT et GOLDSZTEJN [2018].

Résultats de l'optimisation topologique

Le domaine de conception initial pour les corps proximaux est représenté dans la FIGURE 3.15. Chaque corps a deux trous vides de 60 mm de diamètre à l'extrémité pour l'insertion des articulations (arbre moteur aux points A_i, ainsi que les roulements passifs au point B_i). Pour le maillage des corps, 22152 éléments plans QUA4 de taille 1 × 1 et 50 mm d'épaisseur sont utilisés. Tous les modèles et algorithmes d'optimisation ont été codés avec Matlab dans l'environnement Windows 7. Pour une valeur donnée de k, le temps de calcul a pris environ 5000 secondes (Pour Pentium 4 2.70 GHz, 16 GB de RAM).

La valeur de la fonction objectif zz_{1R} en fonction de k est donnée dans la FIGURE 3.16. La différence entre la forme des corps obtenue en fonction de la valeur de k. Nous pouvons clairement remarquer que lorsque la valeur de k augmente, l'épaisseur du matériau près du trou du côté droit du corps augmente (connexion avec le corps distal) et la présence de matériau supplémentaire près du côté gauche du corps (connexion avec l'actionneur). L'inertie totale entre les simulations avec $k = 2$ et $k = 5$ est presque doublée, ce qui augmente la ro-

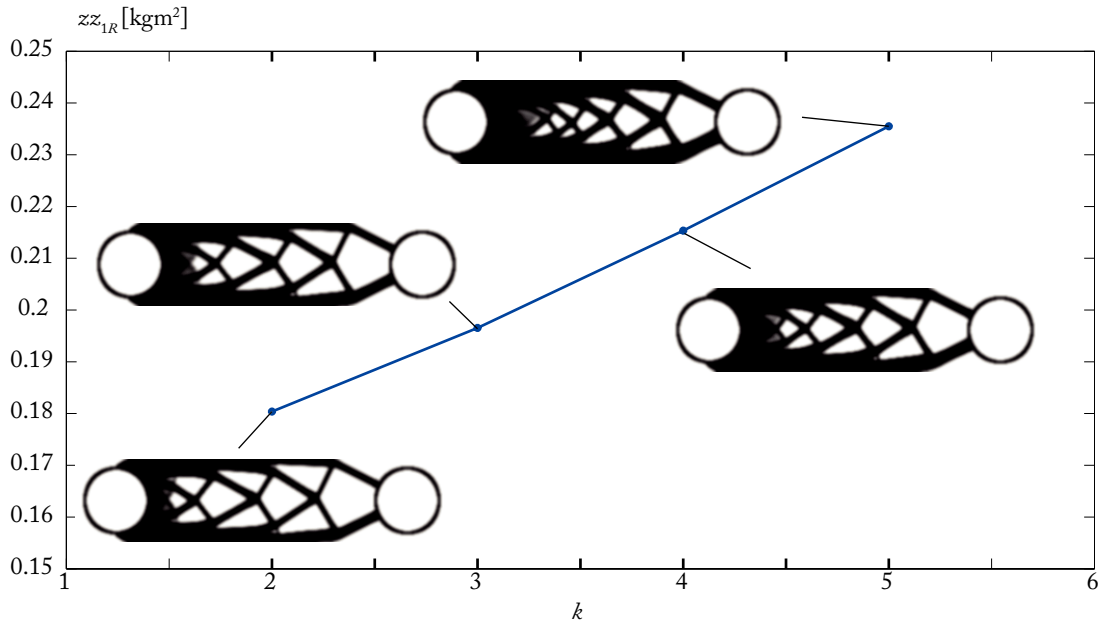


FIGURE 3.16 – Conception des corps proximaux : résultats finaux pour différentes valeurs de k.

bustesse du corps par rapport à la variabilité des propriétés mécaniques du bois, mais aussi diminue la performance dynamique du robot.

Il a été finalement décidé de réaliser un prototype basé sur les résultats obtenus pour $k = 3$. Les principales caractéristiques de conception de ce prototype sont abordées dans la section suivante.

3.3 Modèle CAO et prototype final

Sur la base des résultats obtenus par l'optimisation topologique, et la géométrie du robot obtenue (section 3.2.2), une CAO d'un mécanisme à cinq barres en bois a été proposée comme il est illustré à travers la FIGURE 3.17. Ceci a conduit à la réalisation d'un prototype final (FIGURE 3.20). Dans cette section, les solutions technologiques clés qui ont conduit à la conception du prototype final sont mises en évidence :

- Les corps distaux du robot en bois sont cylindriques en raison de la facilité de l'observation de cette forme par les caméras. Ils sont partiellement évidés pour réduire leur masse (FIGURE 3.18b).
- Les corps proximaux en bois sont basés sur les résultats de l'optimisation topologique. Ils sont constitués de 7 couches découpées au laser (7 mm d'épaisseur), collées avec

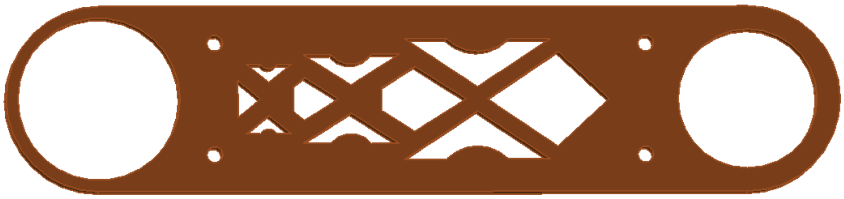
FIGURE 3.17 – Modèle CAO du prototype final.

de la colle polyuréthane. Afin d'améliorer le comportement élastique de ces corps dans toutes les directions, les couches sont assemblées en orientant différemment les directions des fibres pour chaque couche. De plus ceci a été réalisé dans le but de se rapprocher des caractéristiques d'un matériau isotrope. De haut en bas, les angles entre l'axe longitudinal du corps et le fil du bois sont : $0°$;$45°$;$-45°$;$0°$;$-45°$;$45°$,$0°$. La conception CAO des corps proximaux est montrée dans la FIGURE 3.18a. Il est important de mentionner que la différence entre le modèle CAO et les résultats de l'optimisation topologique est due aux épaisseurs nécessaires autour des trous pour assurer la résistance du bois.

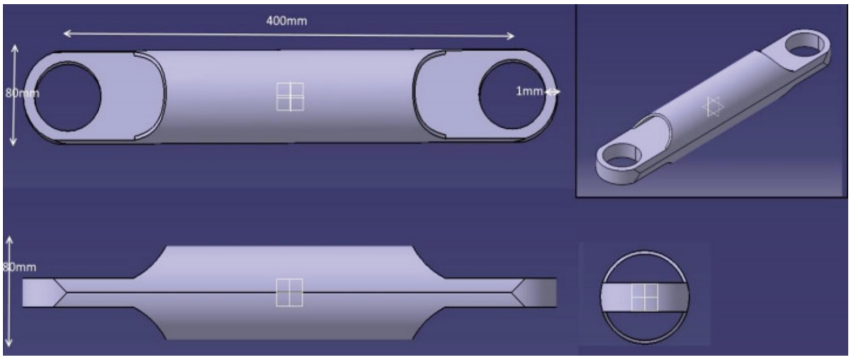
- Le châssis en bois est réalisé en pin acétylé, il supporte deux actionneurs à entraînement direct (servomoteurs SIMOTTICS S-1FL6). Dans la conception du châssis, les contraintes au niveau du mouvement du robot sont prises en compte. Il est nécessaire qu'il sera possible de faire tourner complètement les corps proximaux et distaux sans interférences. Par conséquent, nous avons donc choisi de placer les actionneurs sous les corps du robot (FIGURE 3.17).
- Articulations pivot : des roulements à billes à contact oblique de haute précision sont utilisés pour la conception des pivots passifs. les roulements utilisés présentent un jeu mécanique minimal ce qui permet de garantir une bonne stabilité lors des mouvements du robot. Cependant, ces roulements ne peuvent pas être directement insérés dans le corps en bois. A cet effet, Il a été nécessaire de prévoir des pièces intermédiaires

(en aluminium) permettant la connexion entre les corps en bois et les ensembles arbre de rotation + roulements (FIGURE 3.18c).

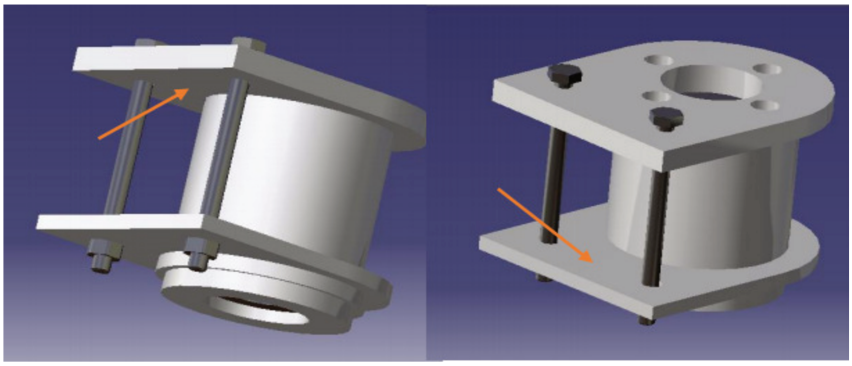
- Les mors de serrage (FIGURE 3.18c) sont destinés à venir se serrer sur les corps en bois et créer une liaison d'encastrement. Il a donc été imaginé d'usiner des petites dents sur la face des mors en contact avec le bois pour augmenter l'adhérence de serrage.



(a) Corps proximaux



(b) Corps distaux



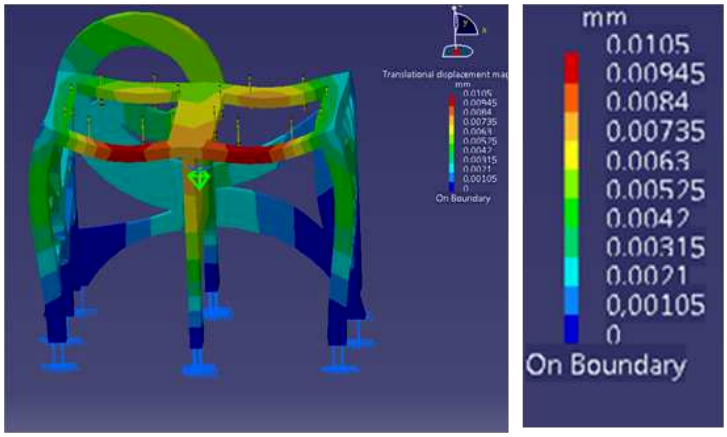
(c) Mors de serrage

FIGURE 3.18 – Modèle CAO.

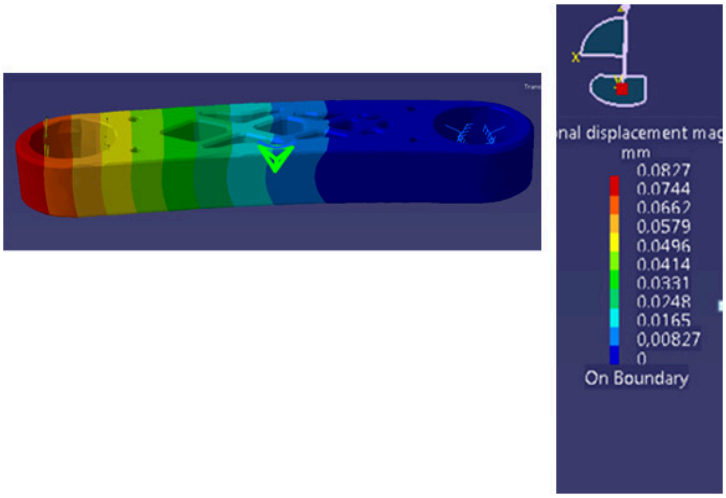
Des simulations éléments finis du modèle CAO ont été réalisées afin de vérifier la déformation de chaque partie du robot comme il est montré à la FIGURE 3.19. Il est important

de mentionner, que les simulations prennent en considération le matériau bois comme un isotrope : uniquement le module de Young dans la direction longitudinale est utilisé. Il est important de préciser que la déformation globale du robot par éléments finis n'a pas été réalisée dans notre cas puisque les dimensions des axes des articulations sont suffisamment sur-dimensionnées par rapport au chargement maximal. A cet effet, les déformations mesurées sont uniquement celles du bois. Les résultats obtenus montrent que les déformations souhaitées sous des charges données dans le TABLEAU 3.1 ont été vérifiées (FIGURE 3.19).

La section suivante montre en premier le processus d'expérimentation afin de caractériser les déformations réelles du robot, puis les résultats obtenus seront discutés.

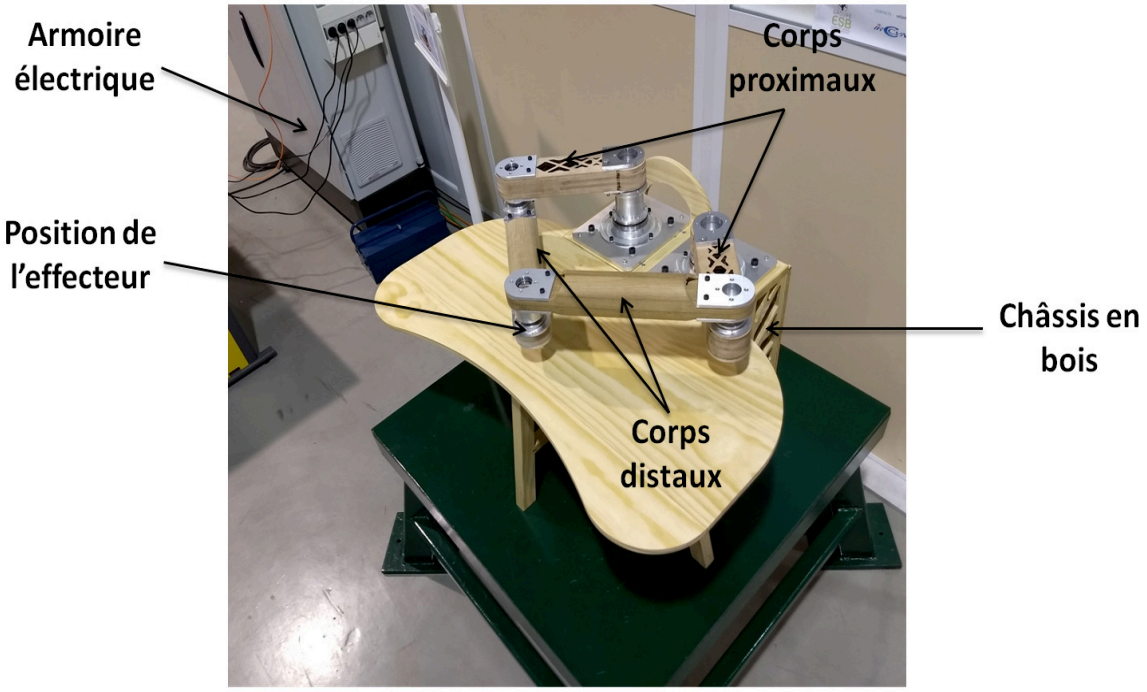


(a)



(b)

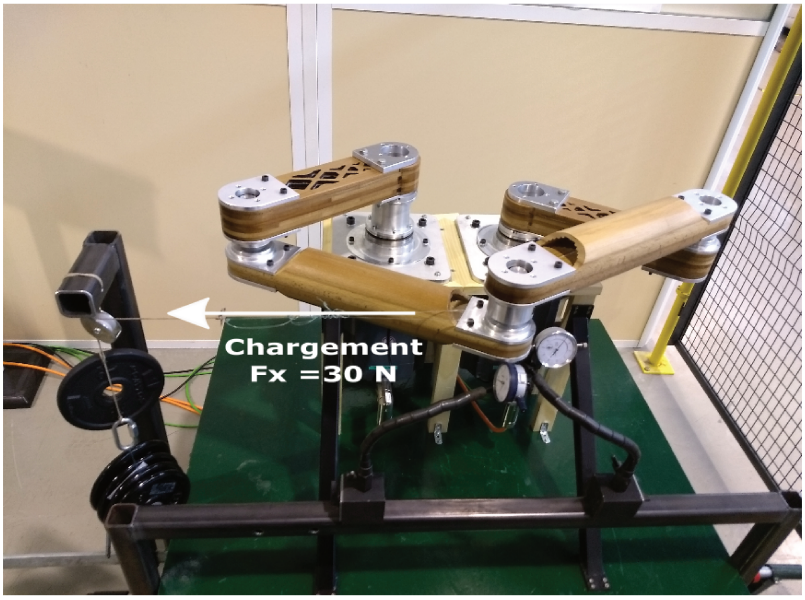
FIGURE 3.19 – Simulation élément finis sous CATIA pour les corps proximaux et le châssis en bois du robot.



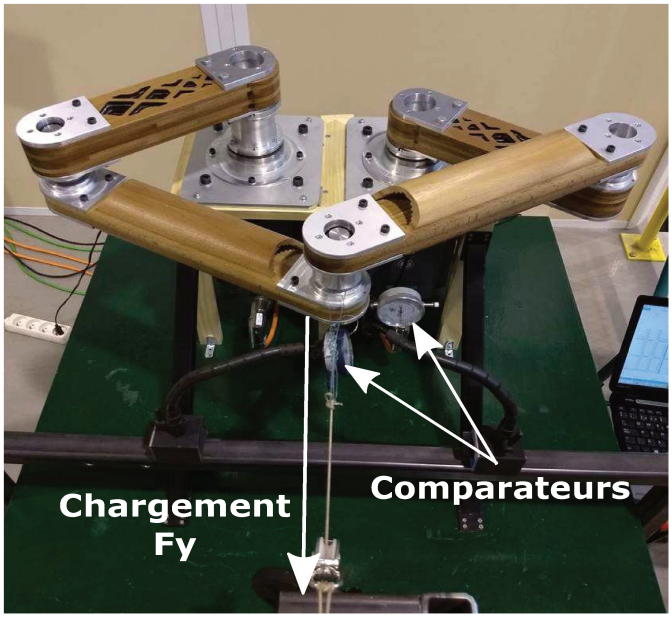
(a)

(b)

FIGURE 3.20 – Prototype final : mécanisme à cinq barres en bois.



(a) Chargement le long de x_0



(b) Chargement le long de y_0

FIGURE 3.21 – Mesures expérimentales des déformations dans le plan.

TABLEAU 3.6 – Déformations le long de x_0 pour une charge suivant x_0.

Def (mm)	P1	P2	P3	P4	P5
1 kg	0,004	0,004	0,028	0,000	0,040
2 kg	0,032	0,034	0,090	0,042	0,124
3 kg	0,092	0,080	0,126	0,09	0,230
4 kg	0,166	0,142	0,164	0,110	0,326

3.4 Tests de déformation

Afin d'évaluer la méthodologie de conception développée pour garantir les performances en rigidité du robot en bois, des mesures expérimentales de la déformation ont été effectuées. Pour un ensemble de positions de l'effecteur dans l'espace de travail présenté à la FIGURE 3.22a, ces validations expérimentales se résument comme suit :

- un pré-chargement de 1 kg est appliqué dans un premier temps (afin de compenser les jeux issus de la conception des liaisons, qui peuvent se trouver au niveau des articulations dans le prototype) ;
- différents chargements de 1 kg, 2 kg, 3 kg et 4 kg sont appliqués au niveau de l'effecteur le long de x_0, y_0 et z_0 (FIGURE 3.21a, FIGURE 3.21b et FIGURE 3.22b) ;
- un comparateur à cadran (résolution 0,01 mm) est utilisé pour mesurer les déformations. Pour chaque position de l'effecteur dans l'espace de travail, les mesures sont répétées cinq fois. Il faut également mentionner que la mesure est prélevée juste au moment de l'application de la charge, avant que le comportement visco élastique du bois ne commence à influencer la mesure. Il y a lieu de noter que les tests de déformations ont été réalisés dans la même période afin de s'assurer que les conditions atmosphériques sont moins variables (l'humidité et la température dans le laboratoire peuvent être considérées stable).

Les déformations mesurées du robot dans le plan sont données dans le TABLEAU 3.6, TABLEAU 3.7, TABLEAU 3.8 et TABLEAU 3.9. Les résultats obtenus montrent que les déformations du robot dans le plan sont acceptables. La déformation sous charge de 40 N (4 kg) est inférieur à 0,5 mm qui. Ce qui permet de s'assurer que la condition de la déformation maximale tolérée dans le TABLEAU 3.1 est vérifiée.

TABLEAU 3.7 – Déformations le long de y_0 pour une charge suivant x_0.

Def (mm)	P1	P2	P3	P4	P5
1 kg	0,000	0,001	0,000	0,022	0,000
2 kg	0,010	0.070	0,000	0,076	0,002
3 kg	0,016	0,122	0,010	0,176	0,012
4 kg	0,026	0,192	0,010	0,304	0,050

TABLEAU 3.8 – Déformations le long de y_0 pour une charge suivant y_0.

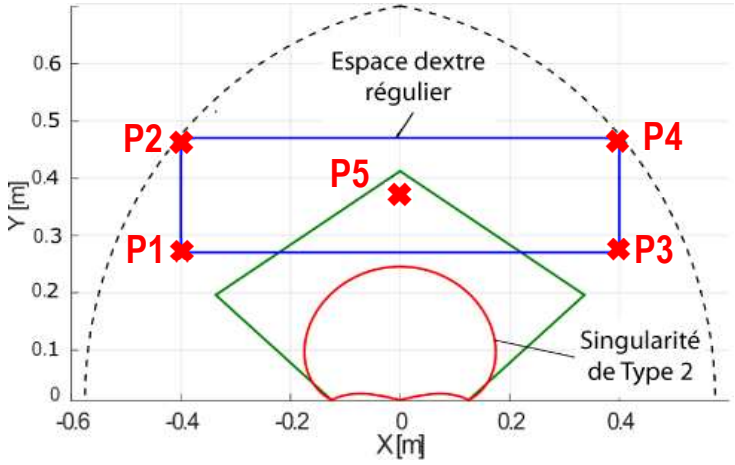
Def (mm)	P1	P2	P3	P4	P5
1 kg	0,010	0,048	0,030	0,080	0,030
2 kg	0,040	0,140	0,092	0,142	0,068
3 kg	0,090	0,232	0,154	0,232	0,130
4 kg	0,204	0,404	0,234	0,262	0,160

TABLEAU 3.9 – Déformations le long de y_0 pour une charge suivant x_0.

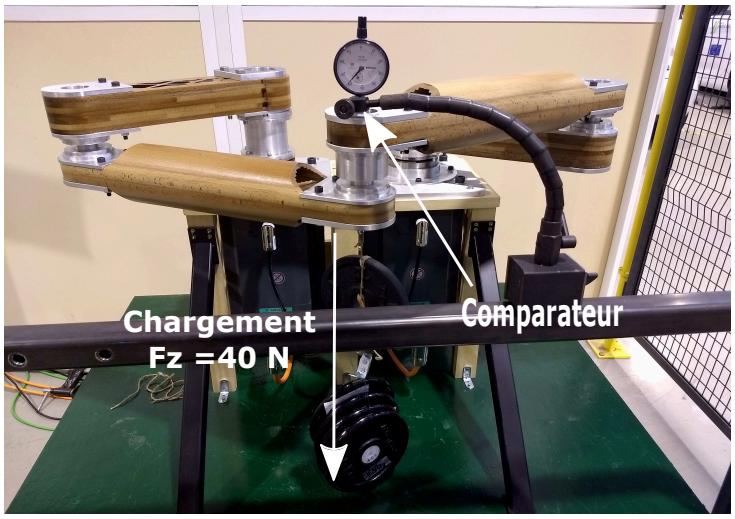
Def (mm)	P1	P2	P3	P4	P5
1 kg	0,000	0,032	0,000	0,032	0,000
2 kg	0,004	0,068	0,002	0,080	0,004
3 kg	0,002	0,118	0,008	0,130	0,000
4 kg	0,170	0,166	0,010	0,166	0,000

TABLEAU 3.10 – Déformations le long de z_0.

Def (mm)	P1	P2	P3	P4	P5
1 kg	0,134	0,174	0,142	0,178	0,080
2 kg	0,330	0,404	0,316	0,404	0,210
3 kg	0,530	0,638	0,500	0,636	0,342
4 kg	0,714	0,864	0,674	0,856	0,470



(a)



(b) Mesure des déformations le long de z_0

FIGURE 3.22 – Mesure expérimentale des déformations du mécanisme à cinq barres en bois.

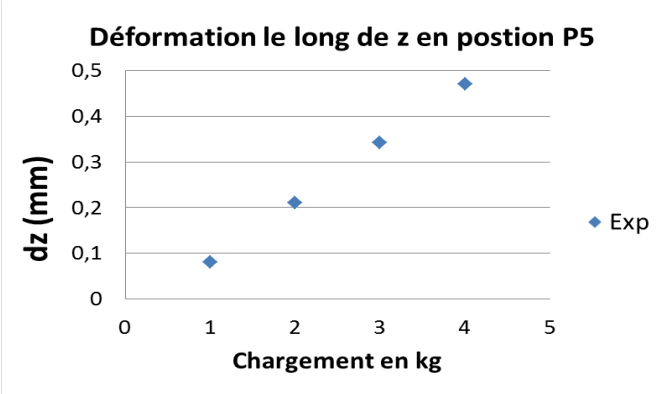


FIGURE 3.23 – Déformations le long de z_0 pour différent chargements suivant z_0 .

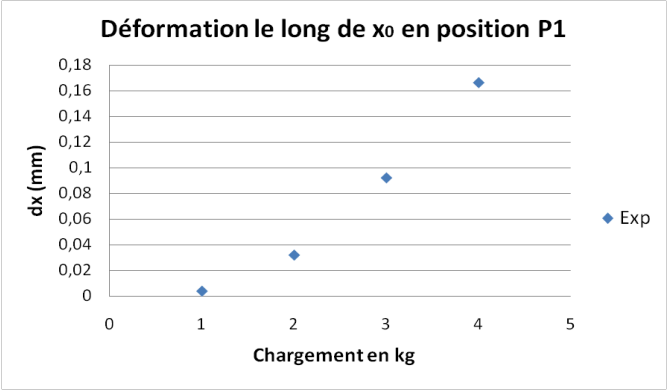


FIGURE 3.24 – Déformations le long de x_0 pour différent chargements suivant x_0.

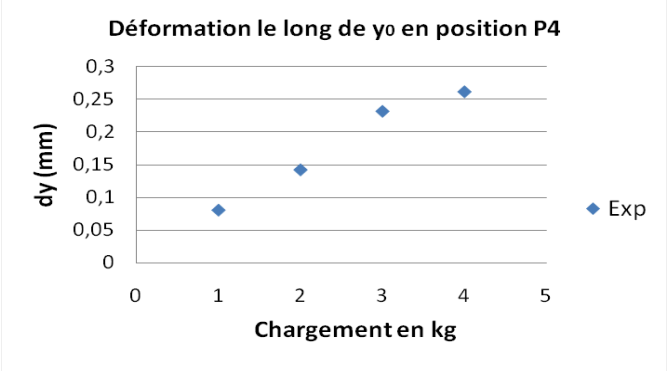


FIGURE 3.25 – Déformations le long de y_0 pour différent chargements suivant y_0.

De plus, nous avons pu observer la linéarité de la déformation par rapport au chargement ainsi que la symétrie de la déformation dans l'espace de travail (FIGURE 3.24 et FIGURE 3.25). La déformation du robot le long de z_0 a été aussi mesurée sous différents chargements comme il est montré dans TABLEAU 3.10. La déformation sous charge de 10 N (1 kg) est de l'ordre de 0,2 mm, ce qui est inférieur à 0,5 mm comme il a été spécifiée dans le cahier des charges (section 3.1). Les mesures montrées dans le TABLEAU 3.10 montrent aussi que la

déformation du robot est importante à l'extrémité de l'espace du travail du robot, ce qui est expliqué par le fait que le robot dans ces configurations est proche des singularités de type 1. De plus, la déformation du robot dans son espace de travail reste linéaire par rapport au chargement appliqué, comme le montre clairement le tracé de la FIGURE 3.23.

3.5 Conclusion

Afin de réduire considérablement l'impact environnemental des robots pendant leur phase de fabrication, nous avons présenté dans ce chapitre une méthodologie de conception d'un robot industriel en bois avec des performances fiables en termes de précision et de rigidité. Deux approches de conception ont été introduites. Ces deux approches sont résolues en cascade et permettent de définir une architecture optimale de robot pour laquelle l'impact de la variabilité des propriétés mécaniques du bois est minimal. Ces approches de conception prennent en considération à la fois la variabilité au niveau des propriétés mécaniques du bois et les caractéristiques des approches de commande du robot par asservissement visuel afin d'assurer la précision désirée. Sur la base de l'architecture obtenue des approches de conception proposées, un prototype d'un mécanisme en bois à cinq barres à été est conçu.

Enfin, pour valider l'approche de conception topologique développée, plusieurs essais expérimentaux ont été réalisés pour caractériser la rigidité du robot. Les résultats obtenus sont présentés et ils nous ont permis de conclure sur l'efficacité de l'approche de conception adaptée pour garantir la performance en rigidité d'un robot en bois.

Le chapitre suivant vise à caractériser la précision du robot par la mise en œuvre de son asservissement visuel. Plusieurs approches seront testées (observation de l'effecteur, observation des corps, asservissement 2D ou 3D, commutation entre différentes primitives, etc.) afin de déterminer celle qui garantira une meilleure précision. Ceci va permettre aussi de valider l'approche de conception orientée commande adaptée dans la conception du prototype.

Chapitre 4

Asservissement visuel de robots en bois

Sommaire

4.1 Approches d'asservissement visuel appliquées 130

4.1.1 Contrôleur basé observation de l'effecteur 131

4.1.2 Contrôleur basé observation des corps 134

4.1.3 Contrôleur hybride 138

4.2 Simulations 140

4.2.1 Amélioration de la commande 142

4.3 Description du processus d'expérimentation 148

4.3.1 Méthode et critère de précision 149

4.3.2 Résultats expérimentaux obtenus et comparaison à la simulation . . . 152

4.3.3 Bilan de la caractérisation en précision des contrôleurs par asservissement visuel 158

4.4 Conclusion 159

Ce chapitre présente différentes approches d'asservissement visuel du mécanisme à cinq barres en bois. Des travaux de recherche antérieurs ont montré que la position de l'effecteur des robots parallèles peut être estimée efficacement par la vision. Pour les robots parallèles, l'observation directe de l'effecteur est possible comme il a été précédemment proposé. De plus, il a été proposé d'utiliser un autre type de contrôleur basé sur l'observation des corps des robots où la position de l'effecteur peut être reconstruite facilement. Le but de ce chapitre est de

décrire ces contrôleurs et les appliquer en simulation sur le robot en bois. Puis, une validation expérimentale est réalisée pour caractériser la précision du robot en bois au niveau de l'effecteur. Les résultats obtenus permettent de définir le contrôleur le plus pertinent pour notre application et celui qui permet d'assurer les meilleures performances en précision. Enfin, un test de robustesse des contrôleurs par rapport à la variation dimensionnelle des corps en bois du robot sera présenté. Ce travail a été réalisé dans le cadre de l'encadrement de la thèse de master de Pauline Lafoux en collaboration avec David Llevat Pamiès, ingénieur au LS2N.

4.1 Approches d'asservissement visuel appliquées

Pour assurer la précision désirée du robot, plusieurs techniques d'asservissement visuel sont envisagées. Ces approches pourront différer selon les primitives visuelles $\mathbf{s}$ utilisées dans la commande. De plus, tout asservissement visuel nécessite la définition d'une matrice d'interaction $\mathbf{L}$. Nous rappelons que cette matrice permet de définir le mapping existant entre les primitives visuelles observées et la position de l'effecteur du robot. Il est important de mentionner que dans notre travail, nous nous intéressons uniquement à la position de l'effecteur et non pas à son orientation. Comme le robot est à deux degrés de liberté, $\boldsymbol{\tau} = [\dot{x}\ \dot{y}]^{\mathrm{T}}$ est défini comme le vecteur de vitesse de l'effecteur.

Suivant les primitives visuelles utilisées (FIGURE 4.1), trois approches d'asservissement visuel peuvent être citées :

- contrôleur basé observation de l'effecteur : il se base sur l'observation de l'effecteur qui peut être perçu comme un point dans l'image. Cette information est utilisée pour formuler la loi de commande permettant d'estimer la position de celui-ci.
- contrôleur basé observation des corps distaux : utilisant l'observation des contours des corps distaux cylindriques, la position de l'effecteur peut être reconstruite.
- contrôleur hybride, ce contrôleur est l'addition ou la fusion des deux contrôleurs cités précédemment.

Il est important de mentionner que tous les contrôleurs définis dans ce chapitre traitent le cas d'utilisation d'une seule caméra pour l'observation. Cependant, toutes les équations détaillées prochainement peuvent s'étendre au cas multi-caméras.

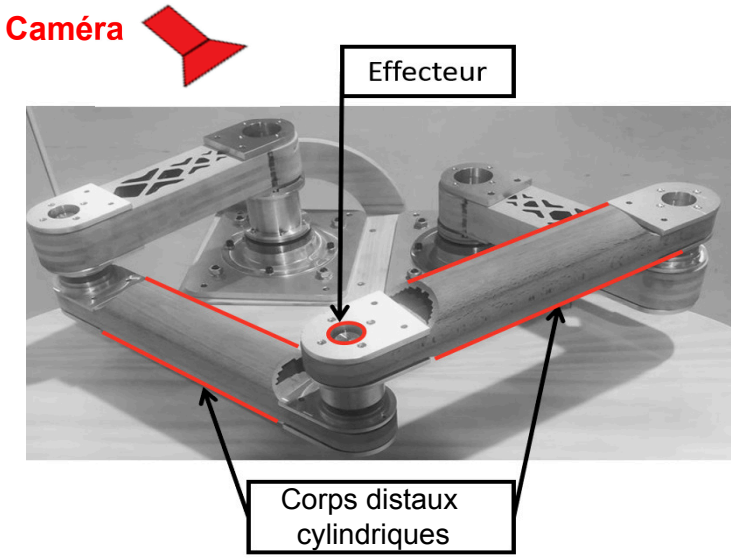


FIGURE 4.1 – Primitives visuelles utilisées pour l'asservissement visuel du mécanisme à cinq barres en bois.

4.1.1 Contrôleur basé observation de l'effecteur

Les techniques d'asservissement qui utilisent l'observation de l'effecteur sont connues comme étant des méthodes classiques et simples. Ces méthodes son basées sur la définition des coordonnées d'un point de l'image pour définir **s**. Un point 3D dans l'image est défini par des coordonnées 3D ${}^c\mathbf{x} = [{}^c x \; {}^c y \; {}^c z]$ dans le repère caméra. L'expression de ce point en coordonnées pixels est possible en utilisant la matrice des paramètres intrinsèques **K** de la caméra définie telle que :

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} f & 0 & u_0 \\ 0 & f & v_0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{4.1}$$

Où : f représente la distance focale et u_0 et v_0 sont les coordonnées du pixel principal de l'image. Ainsi, les cordonnées du point ${}^p\mathbf{x} = [{}^p x \; {}^p y]$ en pixels sont obtenues par les relations suivantes :

$$\begin{aligned} {}^p x &= {}^c x / {}^c z = (u - u_0)/f \\ {}^p y &= {}^c y / {}^c z = (v - v_0)/f \end{aligned} \tag{4.2}$$

Où : (u, v) représente les coordonnées en pixels du point de l'image, et (u_0, v_0, f) sont les éléments de la matrice des paramètres intrinsèques de la caméra.

La dérivée par rapport au temps des équations de projection (4.2) donne :

$$\begin{aligned} {}^{p}\dot{x} &= {}^{c}\dot{x}/{}^{c}z - {}^{c}x\,{}^{c}\dot{z}/z^2 = ({}^{c}\dot{x} - {}^{p}x\,{}^{c}\dot{z})/{}^{c}z \\ {}^{p}\dot{y} &= {}^{c}\dot{y}/{}^{c}z - {}^{c}y\,{}^{c}\dot{z}/z^2 = ({}^{c}\dot{y} - {}^{p}y\,{}^{c}\dot{z})/{}^{c}z \end{aligned} \tag{4.3}$$

Nous pouvons relier la vitesse du point 3D à la vitesse de la caméra par l'expression suivante :

$${}^{c}\dot{\mathbf{x}} = -\mathbf{v}_c - \boldsymbol{\omega}_c \times {}^{c}\mathbf{x} \tag{4.4}$$

Avec l'insertion de (4.4) dans (4.3), en regroupant les termes et en utilisant (4.2) nous obtenons :

$$\begin{aligned} {}^{p}\dot{x} &= -v_x/{}^{c}z + {}^{p}x\,v_z/{}^{c}z + {}^{p}x\,{}^{p}y\omega_x - (1 + {}^{p}x^2)\omega_y + {}^{p}y\omega_z \\ {}^{p}\dot{y} &= -v_y/{}^{c}z + {}^{p}y\,v_z/{}^{c}z + (1 + {}^{p}y^2)\omega_x - {}^{p}x\,{}^{p}y\omega_y - {}^{p}x\omega_z \end{aligned} \tag{4.5}$$

Comme il a été précisé précédemment, uniquement la vitesse en translation de l'effecteur ${}^{c}\boldsymbol{\tau}$ sera considérée dans ce travail. Le système d'équations (4.5) permet de définir le modèle d'interaction suivant :

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{L}_x\,{}^{c}\boldsymbol{\tau} \tag{4.6}$$

Où : $\mathbf{L}_x$ représente la matrice d'interaction donnée ci-après :

$$\mathbf{L}_x = \begin{bmatrix} -1/{}^{c}z & 0 \\ 0 & -1/{}^{c}z \end{bmatrix} \tag{4.7}$$

Loi de commande

Nous rappelons que l'objectif d'un asservissement visuel est de minimiser l'erreur définie par SAMSON et al. [1991] ESPIAU et al. [1990] :

$$\mathbf{e}(t) = \mathbf{s} - \mathbf{s}^* \tag{4.8}$$

Cette erreur est entre les k primitives visuelles courantes $\mathbf{s}$, et les k primitives visuelles désirées $\mathbf{s}^*$. La loi de commande est définie comme une décroissance exponentielle de cette erreur précédente :

$$\dot{\mathbf{e}}^* = -\lambda\mathbf{e} \tag{4.9}$$

Avec : $\lambda > 0$ est le gain de l'asservissement visuel. Si le système est stable, la valeur de ce gain va imposer une convergence plus ou moins rapide de l'erreur vers zéro. Le contrôleur de la boucle de vision permet de calculer une consigne de vitesse dans l'espace opérationnel ou dans l'espace articulaire.

Commande dans l'espace des vitesses opérationnelles En dérivant l'équation (4.8), en supposant les informations désirées constantes par rapport au temps $\dot{\mathbf{s}}^* = 0$ et en utilisant (4.6), la variation de l'erreur réelle est donnée par :

$$\dot{\mathbf{e}} = \mathbf{L}\boldsymbol{\tau} \tag{4.10}$$

Ainsi la consigne de vitesse idéale qui en découle est $\boldsymbol{\tau}^* = -\lambda \mathbf{L}^+ \mathbf{e}$. Le symbole $^+$ désigne la pseudo-inverse de la matrice $\mathbf{L}$. Or $\mathbf{L}^+$ ou $\mathbf{L}$ ne sont jamais connues parfaitement en pratique. Par conséquent, une estimation de ces matrices est généralement utilisée dans la loi de commande. Il y a lieu de noter que grâce au symbole $\widehat{\ }$, la consigne de vitesse devient :

$$\boldsymbol{\tau}^* = -\lambda \widehat{\mathbf{L}^+} \mathbf{e} \tag{4.11}$$

Commande dans l'espace des vitesses articulaires Il arrive fréquemment que la commande bas-niveau des robots est réalisée dans l'espace des vitesses articulaires, plutôt que dans l'espace des vitesses opérationnelles, comme il sera expliqué dans la section suivante (section 4.2). Le passage dans l'espace articulaire se réalise en utilisant la matrice jacobienne $\mathbf{J}(\mathbf{q})$ du modèle cinématique, comme suit :

$$\dot{\mathbf{e}} = \mathbf{L}\,{}^c\mathbf{T}_0 \mathbf{J}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{q}} \tag{4.12}$$

Où : ${}^c\mathbf{T}_0$ est une matrice de transformation du repère caméra au repère de base du robot.

La consigne envoyée à la boucle de commande bas-niveau peut être définie comme suit :

$$\dot{\mathbf{q}}^* = -\lambda \widehat{\mathbf{M}^+} \mathbf{e} \tag{4.13}$$

0ù : $\widehat{\mathbf{M}^+}$ est la pseudo inverse de la matrice d'interaction $\mathbf{M} = \mathbf{L}\,{}^c\mathbf{T}_0 \mathbf{J}(\mathbf{q})$.

Avantages et inconvénients du contrôleur basé observation de l'effecteur

L'avantage de ce contrôleur se trouve au niveau de la simplicité de définir les matrices d'interaction. Ces matrices sont linéaires et découplées, ce qui permet d'assurer la stabilité de la commande. De plus, le nombre de primitives visuelles est égal au nombre de degrés de liberté ($k = 2$), cela permet d'éviter la présence des minima locaux dans la boucle de commande. En effet, il y a seulement une configuration du robot possible pour une position de l'effecteur dans l'image, donc un seul minimum global. Enfin, la matrice d'interaction et sa pseudo-inverse (qui est simplement son inverse dans ce cas) sont de rang plein tant que ${}^c z \neq 0$ qui n'est pas du tout possible.

4.1.2 Contrôleur basé observation des corps

Il est important de rappeler que le robot a été optimisé en prenant compte le contrôleur basé observation des corps distaux. Ce contrôleur est aussi défini par le choix des primitives visuelles observées et la définition de la matrice d'interaction comme il a été détaillé dans au niveau de la section 3.2.1 (chapitre 3). Néanmoins, nous rappelons le principe général de ce contrôleur.

Ce contrôleur est basé sur des primitives visuelles obtenues par l'observation des corps distaux de forme cylindrique. Cette observation revient à extraire des droites dans l'image qui sont construites à partir de plusieurs points dans l'image (FIGURE 4.1). Nous rappelons que nous privilégierons les droites issues des contours des corps cylindriques comme primitives visuelles (FIGURE 4.2).
Les primitives visuelles sont définies par $\mathbf{s} = {}^c\underline{\mathbf{n}} = [{}^c\underline{\mathbf{n}}_1^{1\mathrm{T}}\ {}^c\underline{\mathbf{n}}_2^{1\mathrm{T}}\ {}^c\underline{\mathbf{n}}_1^{2\mathrm{T}}\ {}^c\underline{\mathbf{n}}_2^{2\mathrm{T}}]^{\mathrm{T}}$ avec $\underline{\mathbf{n}}_i^j$ le vecteur des moments de Plücker unitaire (donné par les équations (3.11) et (3.12)) définissant le contour j du corps i dans l'image ($i = j = 1,2$). Le vecteur des moments de Plücker permet de reconstruire les coordonnées de Plücker $({}^c\underline{\mathbf{u}}, {}^c\mathbf{h})$ et de définir la position ainsi que l'orientation du cylindre par rapport au centre de la caméra. Les équations (3.13) et (3.17) détaillent l'obtention de ces deux vecteurs en fonction des moments de Plücker. Puis, leurs dérivés permettent de définir la matrice d'interaction utilisée dans la loi de commande. Ces expressions sont données pour le i ème corps, par les équations (3.9) et (3.27) dans le chapitre 3.

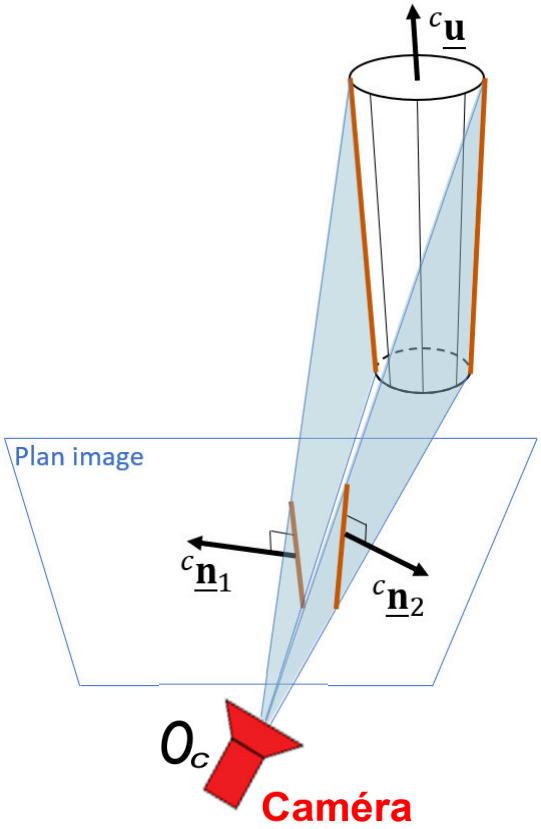
Contrôleur basé direction des corps

Ce contrôleur se base sur la commande direct des directions des corps observés. La direction des corps est définie par des vecteurs unitaires $\underline{\mathbf{u}}_i$ associés aux coordonnées de Plücker de i ème corps cylindrique. Nous rappelons que ce contrôleur est basé sur la matrice d'interaction $\mathbf{M}_{ui}^{\mathrm{T}}$ qui relie la vitesse de l'effecteur $\boldsymbol{\tau}$ à la dérivée temporelle du vecteur des primitives visuelles $\underline{\dot{\mathbf{u}}}_i$ à travers l'expression suivante :

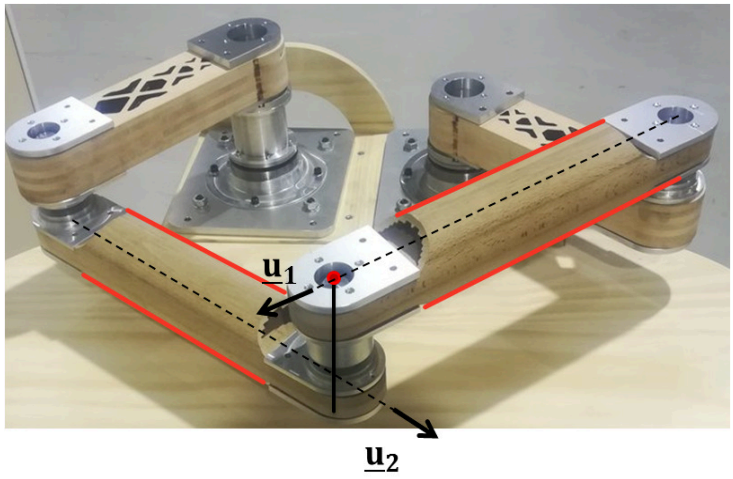
$$\underline{\dot{\mathbf{u}}}_{[6\times1]} = \mathbf{M}_{ui\,[6\times3]}^{\mathrm{T}}\,\boldsymbol{\tau}_{[3\times1]} \tag{4.14}$$

Comme les primitives visuelles sont des vecteurs unitaires, l'erreur géodésique est envisagée plutôt qu'une différence standard de ces vecteurs. Par conséquence, l'erreur utilisée dans la loi de commande s'écrit comme suit :

$$\mathbf{e}_i = \underline{\mathbf{u}}_i \times \underline{\mathbf{u}}_{di} \tag{4.15}$$



(a)



(b)

FIGURE 4.2 – Extraction des primitives visuelles par observation des corps distaux cylindriques du robot.

Où : $\underline{\mathbf{u}}_{di}$ est la valeur désirée du vecteur $\underline{\mathbf{u}}_i$. Enfin, la commande est choisie de telle sorte que $\mathbf{e}$ le vecteur groupant les erreurs $\mathbf{e}_i$ associées au i éme corps ($i = 1,2$), diminue de façon exponentielle, tel que :

$$\dot{\mathbf{e}} = -\lambda \mathbf{e} \tag{4.16}$$

De l'équation (4.15), nous pouvons exprimer l'erreur comme suit :

$$\mathbf{e}_i = -[\underline{\mathbf{u}}_{di}]_x \underline{\mathbf{u}}_i \tag{4.17}$$

Où : $[...]_x$ représente la matrice antisymétrique associée à un vecteur 3D.
Puis la combinaison des équations (4.16) et (4.17) et en introduisant $\mathbf{N}_{ui}^{\mathrm{T}} = -[\underline{\mathbf{u}}_{di}]_x \mathbf{M}_{ui}{}^{\mathrm{T}}$ donne :

$$\boldsymbol{\tau} = -\lambda \mathbf{N}_u^{\mathrm{T}+} \mathbf{e} \tag{4.18}$$

Où : $\mathbf{N}^{\mathrm{T}}$ est obtenue par la concaténation des matrices $\mathbf{N}_i^{\mathrm{T}}$ des deux corps. Cette expression peut être transformée en vitesse articulaire de commande en utilisant la matrice jacobienne inverse $\mathbf{J}_{pinv}$ comme suit :

$$\dot{\mathbf{q}} = -\lambda \mathbf{J}_{pinv} \mathbf{N}_u^{\mathrm{T}+} \mathbf{e} \tag{4.19}$$

Contrôleur basé droites de Plücker

Ce contrôleur se base sur la commande des droites de Plücker des corps cylindriques. Nous rappelons que ce contrôleur est basé sur la matrice d'interaction $\mathbf{M}_{uhi}^{\mathrm{T}}$ qui relie la vitesse de l'effecteur $\boldsymbol{\tau}$ à la dérivée temporelle du vecteur des primitives visuelles $\begin{bmatrix} {}^c\dot{\underline{\mathbf{u}}}_i^{\mathrm{T}} & {}^c\dot{\mathbf{h}}_i^{\mathrm{T}} \end{bmatrix}$ comme suit :

$$\begin{bmatrix} {}^c\dot{\underline{\mathbf{u}}}_i^{\mathrm{T}} & {}^c\dot{\mathbf{h}}_i^{\mathrm{T}} \end{bmatrix} = \mathbf{M}_{uhi}^{\mathrm{T}} \boldsymbol{\tau} \tag{4.20}$$

Comme il a été introduit dans le chapitre 3, nous rappelons que les valeurs de $\begin{bmatrix} {}^c\underline{\mathbf{u}}_i^{\mathrm{T}} & {}^c\mathbf{h}_i^{\mathrm{T}} \end{bmatrix}$ peuvent être extraites de la projection du corps cylindrique dans l'image (paramétré par les vecteurs ${}^c\underline{\mathbf{n}}_i^j$ comme le montre la FIGURE 4.4a. Leur dérivée par rapport au temps peut être obtenue à travers les expressions suivante :

$${}^c\dot{\underline{\mathbf{u}}}_i = \mathbf{N}_i^{\mathrm{T}} \begin{bmatrix} {}^c\dot{\underline{\mathbf{n}}}_i^1 \\ {}^c\dot{\underline{\mathbf{n}}}_i^2 \end{bmatrix}, \quad {}^c\dot{\mathbf{h}}_i = \mathbf{L}_i^{\mathrm{T}} \begin{bmatrix} {}^c\dot{\underline{\mathbf{n}}}_i^1 \\ {}^c\dot{\underline{\mathbf{n}}}_i^2 \end{bmatrix} \tag{4.21}$$

Où : $\mathbf{N}_i^{\mathrm{T}}$ et $\mathbf{L}_i^{\mathrm{T}}$ sont des matrices (3×6) VIGNOLO et al. [2014]. La combinaison de l'équation (4.21) avec (4.20) donne :

$$\mathbf{H}_i^{\mathrm{T}} \begin{bmatrix} {}^c\dot{\underline{\mathbf{n}}}_i^1 \\ {}^c\dot{\underline{\mathbf{n}}}_i^2 \end{bmatrix} = \mathbf{M}_i^{\mathrm{T}} \boldsymbol{\tau}, \quad i = 1,2 \tag{4.22}$$

Avec : $\mathbf{H_i} = [\mathbf{N}_i\ \mathbf{L}_i]$ et $\mathbf{M}_i = \mathbf{M}_{uhi}$. Afin d'obtenir $\boldsymbol{\tau}$ en fonction des vecteurs ${}^c\underline{\dot{\mathbf{n}}}_i^j$, un ensemble des corps doivent être observés. En considérant l'observation des deux corps distaux du mécanisme à cinq barres et en concaténant leurs équations données par (4.22), nous obtenons :

$$\mathbf{H}^{\mathrm{T}}\,{}^c\underline{\dot{\mathbf{n}}} = \mathbf{M}^{\mathrm{T}}\boldsymbol{\tau} \tag{4.23}$$

Où : ${}^c\underline{\dot{\mathbf{n}}} = [{}^c\underline{\dot{\mathbf{n}}}_1^{1\mathrm{T}}\ {}^c\underline{\dot{\mathbf{n}}}_2^{1\mathrm{T}}\,{}^c\underline{\dot{\mathbf{n}}}_1^{2\mathrm{T}}\ {}^c\underline{\dot{\mathbf{n}}}_2^{2\mathrm{T}}]^{\mathrm{T}}$. $\mathbf{H}^{\mathrm{T}} = [\mathbf{H}_1\ \mathbf{H}_2]^{\mathrm{T}}$ et $\mathbf{M}^{\mathrm{T}} = [\mathbf{M}_1\ \mathbf{M}_2]^{\mathrm{T}}$ est une matrice de rang plein si suffisamment de corps sont observés (sauf au niveau des singularités du robot caché Briot et al. [2015]). Puis, en utilisant la pseudo inverse $\mathbf{M}^{\mathrm{T}+} = (\mathbf{M}\mathbf{M}^{\mathrm{T}})^{-1}\mathbf{M}$ de la matrice $\mathbf{M}^{\mathrm{T}}$, la matrice d'interaction est obtenue comme suit :

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{S}^{\mathbf{T}}\,{}^c\underline{\dot{\mathbf{n}}}\,,\ \text{avec}\ \mathbf{S}^{\mathbf{T}} = \mathbf{M}^{\mathrm{T}+}\mathbf{H}^{\mathrm{T}} \tag{4.24}$$

Pour l'expression de la loi de commande de ce contrôleur, nous définissons l'erreur comme suit :

$$\mathbf{e} = \underline{\mathbf{n}} \times \underline{\mathbf{n}}_d \tag{4.25}$$

Où : $\underline{\mathbf{n}}_d$ est la valeur désirée du vecteur $\underline{\mathbf{n}} = [{}^c\underline{\mathbf{n}}_1^{1\mathrm{T}}\ {}^c\underline{\mathbf{n}}_2^{1\mathrm{T}}\,{}^c\underline{\mathbf{n}}_1^{2\mathrm{T}}\ {}^c\underline{\mathbf{n}}_2^{2\mathrm{T}}]^{\mathrm{T}}$.
La commande est choisie de telle sorte que $\mathbf{e}$ diminue de façon exponentielle, tel que :

$$\dot{\mathbf{e}} = -\lambda\mathbf{e} \tag{4.26}$$

De l'équation (4.25), nous pouvons exprimer l'erreur comme suit :

$$\mathbf{e} = -[\underline{\mathbf{n}}_d]_x\underline{\mathbf{n}} \tag{4.27}$$

Où : $[...]_x$ représente la matrice antisymétrique associée à un vecteur 3D.
Puis la combinaison des équations (4.26) et (4.27) et en introduisant $\mathbf{N}_{uh}^{\mathrm{T}} = -[\underline{\mathbf{n}}_d]_x\mathbf{S}^{\mathrm{T}+}$ donne :

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{N}_{uh}^{\mathrm{T}+}(-\lambda\mathbf{e}) \tag{4.28}$$

Cette expression peut être transformée en vitesse articulaire de commande en utilisant la matrice jacobienne inverse $\mathbf{J}_{pinv}$ comme suit :

$$\dot{\mathbf{q}} = -\lambda\mathbf{J}_{pinv}\mathbf{N}_{uh}^{\mathrm{T}+}\mathbf{e} \tag{4.29}$$

Il est important de mentionner que l'avantage du contrôleur basé droites de Plücker $({}^c\underline{\mathbf{u}}, {}^c\mathbf{h})$ par rapport au contrôleur basé direction des corps ${}^c\underline{\mathbf{u}}$ se trouve au niveau des singularités (singularité de la matrices d'interaction). Nous rappelons que ces singularités ont

été bien traitées au cours du problème d'optimisation du robot pour le contrôleur (${}^c\underline{\mathbf{u}}, {}^c\mathbf{h}$). Cependant, lors de l'application de ces contrôleurs, des minima locaux peuvent être trouvés dans l'espace de travail du robot. Une des solutions possibles pour remédier à ce problème est de mettre en place un contrôleur hybride comme il sera détaillé dans la section suivante.

4.1.3 Contrôleur hybride

Un contrôleur hybride est basé sur une combinaison du contrôleur basé observation des corps et de celui utilisant l'observation de l'effecteur. La fusion des primitives visuelles permet une amélioration de la commande. D'une part, le contrôleur basé observation de l'effecteur (un point dans l'image) est utilisé pour stabiliser une trajectoire longue distance du robot dans son espace de travail. D'autre part, le contrôleur basé observation des corps sera utilisé pour le cas où l'effecteur sera proche de la position désirée.
Le vecteur des primitives visuelles utilisé pour le contrôleur est $\mathbf{s} = \begin{pmatrix} \mathbf{s_p} \\ \mathbf{s_n} \end{pmatrix}$. Afin de réaliser la fusion de ces données, nous avons choisi de nous baser sur deux méthodes de commande hybride suivantes :

Commande hybride basée addition

Ce contrôleur se base sur une addition des primitives visuelles. La matrice d'interaction utilisée pour définir la loi de commande est obtenue par la concaténation des pseudo-inverses des matrices d'interactions issues de l'observation de l'effecteur $\mathbf{L}^+$ et de l'observation des corps $\mathbf{N_{uh}}^+$, comme suit :

$$\mathbf{P}^+ = \begin{pmatrix} \mathbf{L}^+ & \mathbf{N}_{uh}^{\mathrm{T}+} \end{pmatrix} \tag{4.30}$$

Commande hybride basée fusion

Concernant cette méthode, les matrices d'interaction des deux contrôleurs sont concaténées comme suit :

$$\mathbf{P} = \begin{pmatrix} \mathbf{L} \\ \mathbf{N}_{uh}^{\mathrm{T}} \end{pmatrix} \tag{4.31}$$

Une fois la matrice $\mathbf{P}$ est définie, sa pseudo-inverse peut être obtenue et utilisée dans la loi de commande.

Cependant, ces deux contrôleurs peuvent présenter des oscillations lors de la convergence vers la position désirée. Pour remédier à ce problème, une pondération entre les primitives visuelles est proposée. En fonction de la position courante de l'effecteur, la pondération sélectionne les primitives visuelles utilisées. Soit celles issues de l'observation de l'effecteur $\mathbf{s_p} \in \mathbb{R}^{k_p \times 1}$ ou de l'observation des corps $\mathbf{s_n} \in \mathbb{R}^{k_n \times 1}$. Cette matrice de pondération est présentée sous forme diagonale suivante :

$$\mathbf{P} = \begin{pmatrix} h_p \mathbf{I}_{k_p} & \mathbf{0}_{k_p,k_n} \\ \mathbf{0}_{k_n,k_p} & h_n \mathbf{I}_{k_n} \end{pmatrix}$$

Où : $\mathbf{I}$ est une matrice identité. Deux gains sont calculés : h_p est le gain sur les primitives visuelles effecteur et h_n sur celle des corps. Ces coefficients de pondération, allant de 0 à 1, sont définis tels que :

$$h_p = 1 - \exp(-\mathrm{E}v)$$
$$h_n = \exp(-\mathrm{E}v)$$

Avec : $\mathrm{E} = \frac{1}{\mathrm{N}} \sum_{i=1}^{\mathrm{N}} \|\mathbf{e}\|$. Cette pondération nous permet l'utilisation des contrôleurs d'une manière simultanée selon les avantages de chacun d'eux : la stabilité du contrôleur basé observation de l'effecteur et la précision du contrôleur basé observation des corps.
Pour la configuration où l'effecteur est proche de la position désirée, E (la moyenne de la norme de l'erreur) s'approche de 0, le coefficient h_p tend alors vers 0 et h_n vers 1. Nous prenons la moyenne de la norme de l'erreur et non pas simplement la norme de l'erreur, pour réduire l'effet du bruit sur E. N et v sont des paramètres qui permettent de régler le passage des gains de 0 à 1. Ils seront réglés manuellement pendant la simulation. Les lois de commande des contrôleurs précédents pondérés sont données ci-après :

Loi de commande hybride basée addition La loi de commande pour ce cas de figure est exprimée ci-après :

$$\boldsymbol{\tau} = \lambda \mathbf{L}^{+} \mathbf{P} \mathbf{e} \tag{4.32}$$

$$\boldsymbol{\tau} = \lambda (h_p \mathbf{I}_{k_p} \mathbf{L}^{+} \mathbf{e_p} + h_n \mathbf{I}_{k_n} \mathbf{N_{uh}}^{+} \mathbf{e_n}) \tag{4.33}$$

Loi de commande hybride basée fusion La commande est définie ci-après :

$$\boldsymbol{\tau} = \lambda (\mathbf{P}\mathbf{L})^{+} \mathbf{P} \mathbf{e} \tag{4.34}$$

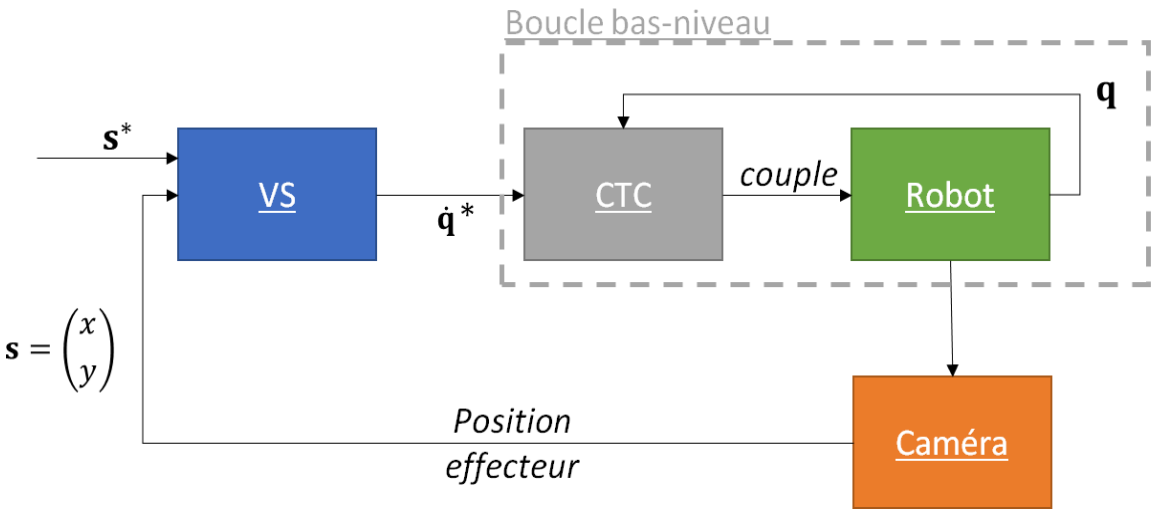


FIGURE 4.3 – Structure du schéma simulink réalisé.

4.2 Simulations

Afin de mettre en évidence les différents contrôleurs proposés, des simulations ont été réalisées dans l'environnement ADAMS-Simulink comme illustré à la FIGURE 4.3. Les simulations ont permis dans un premier temps de tester le comportement de chaque loi de commande sur un modèle cinématique du robot. Puis afin d'appréhender au mieux les problématiques de la commande sur le robot réel, il a été rajouté au modèle Simulink la prise en compte de :

- la réponse dynamique du système avec la boucle bas-niveau (déjà développée sous Simulink) ;
- la fréquence de la caméra et le bruit dans l'image.

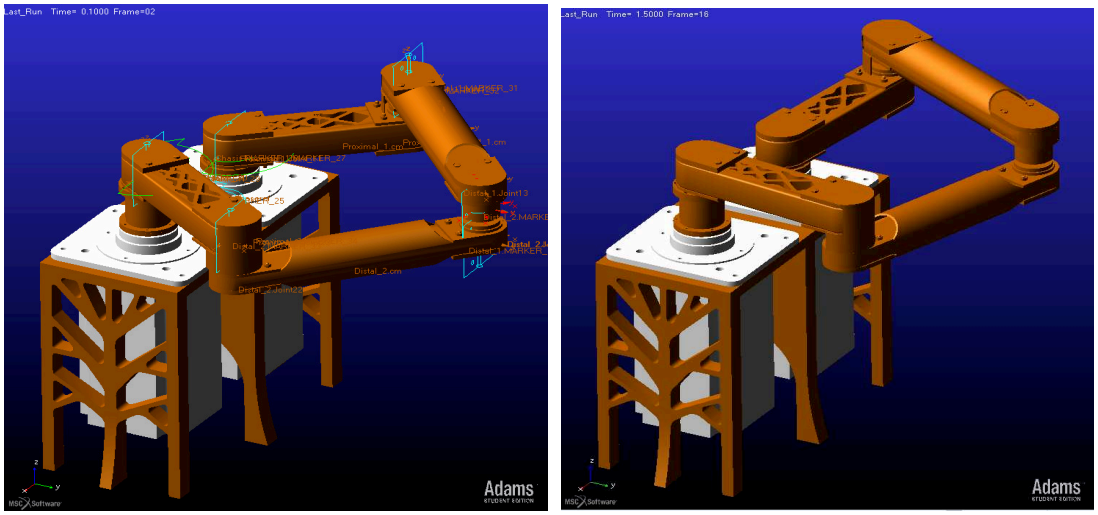
L'asservissement visuel (Sous-système "VS" en bleu sur la FIGURE 4.3) a été développé pour qu'il puisse être simplement intégré sur la carte de commande du robot réel. Le fichier simulink a donc été conçu pour être compatible et optimisé pour la génération de code "C" et l'exécution en temps réel. Il est important de rappeler que cette commande est une commande en vitesse, cependant la commande en couple des robots reste plus intéressante pour assurer les meilleures performances. Pour cette raison une autre boucle de commande intermédiaire est nécessaire pour la commande du robot par asservissement visuel. Cette commande est une commande bas-niveau décrite ci-dessous.

La boucle de commande bas niveau :

La commande des moteurs des robots industriels est réalisée par des variateurs. Les variateurs sont commandés soit en position, en vitesse ou en couple. Nous nous intéressons à la commande par couple calculé (CTC : Computed Torque Control). Cette commande est similaire à celle présentée au chapitre 1 (FIGURE 1.22).

Modélisation du robot

Afin d'effectuer une analyse comparative des contrôleurs par asservissement visuel, une maquette Adams du mécanisme à cinq barres en bois a été créée avec l'ensemble des paramètres géométriques issues de l'optimisons comme le montre la FIGURE 4.4. Cette maquette virtuelle est connectée à Matlab/simulink via un module généré par Adams. Différentes simulations ont été réalisées en implémentant les contrôleurs dans un premier temps sur un modèle cinématique du robot.
Il est à noter, que dans le modèle caméra, les effets non-linéaires de distorsion qui sont pris en compte dans le système réel par le traitement d'image avec la librairie ViSP et OpenCV ont été négligés. Cependant, le modèle Simulink de la caméra prend en compte les effets de quantification de l'image en pixel ainsi qu'un bruit de mesure gaussien.
La fréquence à laquelle le bloc "Caméra" (en orange sur la FIGURE 4.3) fournit les points d'intérêt dans l'image a été également limitée à 50 Hz.



(a) Position initiale (b) Position finale

FIGURE 4.4 – Co-simulation du robot avec Adams.

Résultats de simulation

Les premiers résultats obtenus montrent que les contrôleurs basé observation de l'effecteur et les contrôleurs hybrides implémentés assurent la convergence de l'effecteur vers la position désirée dans l'espace opérationnel (FIGURE 4.5 (a), FIGURE 4.5 (d)). De plus, les différentes simulations réalisées ont conduit aux remarques suivantes :

1. Le contrôleur basé observation de l'effecteur permet d'implémenter une commande en vitesse linéaire et découplée (FIGURE 4.5 (a)). De plus, il est très simple d'assurer la stabilité asymptotique globale de ce contrôleur ;
2. Pour les contrôleurs basé observation des corps, la trajectoire de déplacement de l'effecteur n'est pas rectiligne. Il peut se trouver en dehors de l'espace de travail (FIGURE 4.5 (b)).
3. Possibilité de présence des minima locaux dans l'espace de travail pour le contrôleur basé droites de Plücker (FIGURE 4.5 (c)). Ces minima locaux peuvent être évités si la position de départ n'est pas trop éloignée de la position d'arrivée ou par les contrôleurs hybrides.
4. Les résultats en simulation des deux contrôleurs hybrides se sont avérés très similaires et très satisfaisants en terme de trajectoire et de stabilité. Un exemple des résultats en simulation pour un des deux contrôleurs hybrides est présenté à la FIGURE 4.5 (d).
5. Possibilité de perte des primitives visuelles entre deux images lors du "tracking", ce qui engendre l'arrêt de l'asservissement visuel.

L'interprétation des résultats de simulation ont conduit à définir les limitations des contrôleurs. Pour faire face à ces limitations, une amélioration des lois de commande est nécessaire, comme il sera détaillé au niveau de la section suivante.

4.2.1 Amélioration de la commande

Afin de proposer une amélioration de la commande par asservissement visuel, certaines contraintes doivent être prises en compte :

- le "tracking" des primitives visuelles ne fonctionne que sous la condition d'un déplacement limité des objets observés entre deux images ;

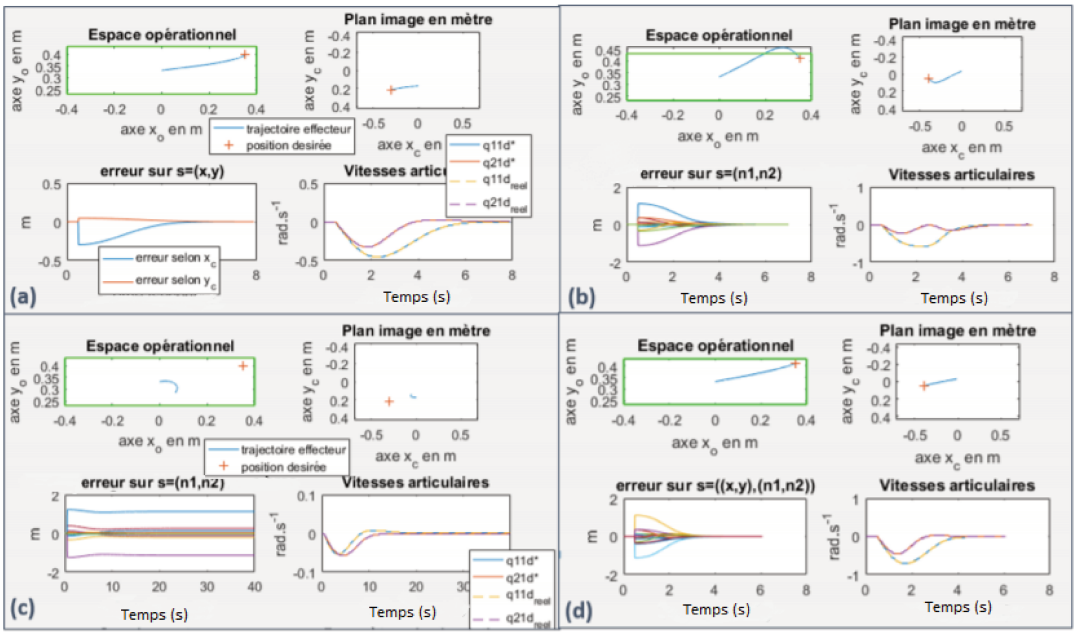


FIGURE 4.5 – Résultats de simulation les contrôleurs par asservissement visuel : (a) : contrôleur basé dur l'observation de l'effecteur ; (b) : contrôleur basé sur la direction des corps ; (c) : contrôleur basé droites de Plücker ; (d) : contrôleur hybride basé fusion.

- en dehors de l'espace de travail défini (dimensions : 800 mm × 200 mm), le mécanisme peut se trouver dans une position singulière ou en collision ;
- la commande bas-niveau est une commande en position articulaire qui s'exécute à une fréquence 10 fois plus supérieure à celle de la caméra qui est de l'ordre de 50 HZ ;

Dans cette partie nous détaillerons les solutions retenues pour améliorer les performances de la commande en prenant en compte les contraintes précédentes.

Limite en vitesse des primitive visuelles : le système de traitement d'image qui permet l'extraction et le suivi des primitives visuelles est limité en vitesse. Pour cette raison, une perte des primitives visuelles est possible si ces dernières se déplacent trop rapidement entre deux images. Pour faire face à ce problème, nous avons choisi de limiter le déplacement désiré des primitives visuelles dans l'image. Cela est possible en définissant une borne pour la norme de $\dot{\mathbf{s}} = \lambda \mathbf{e}$ avec une limite l tel que :

$$\dot{\mathbf{s}} = \begin{cases} \|\lambda \mathbf{e}\| \underline{\mathbf{e}}, & \text{si} \quad \|\lambda \mathbf{e}\| < l \\ l \underline{\mathbf{e}}, & \text{si} \quad \|\lambda \mathbf{e}\| \geq l \end{cases} \tag{4.35}$$

Cette méthode très simple possède l'inconvénient de créer des discontinuités dans la commande des vitesses articulaires résultantes (Figure 4.6.(b)). Il existe une autre méthode pour

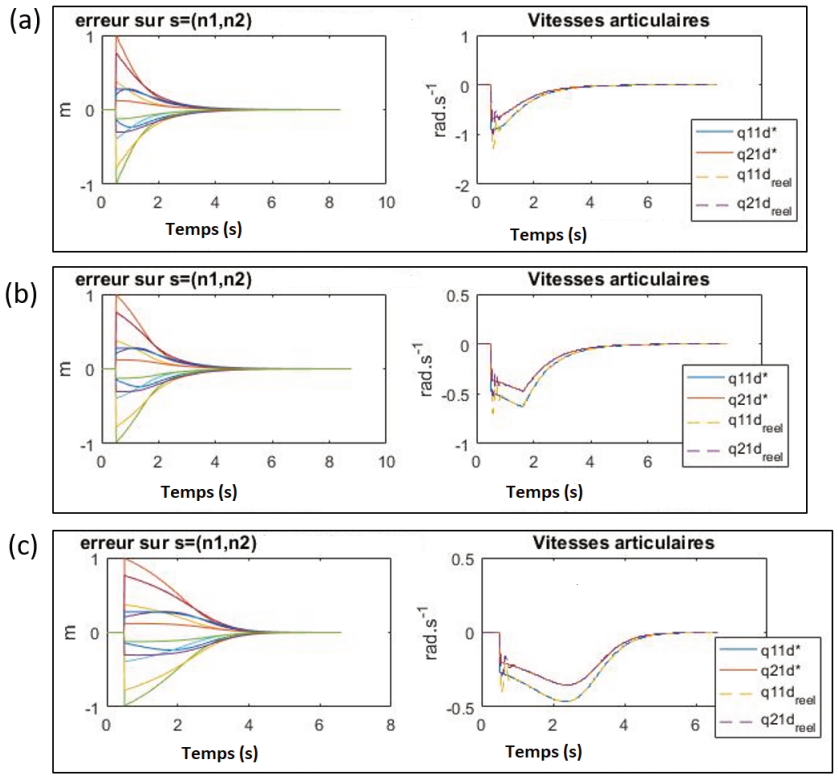


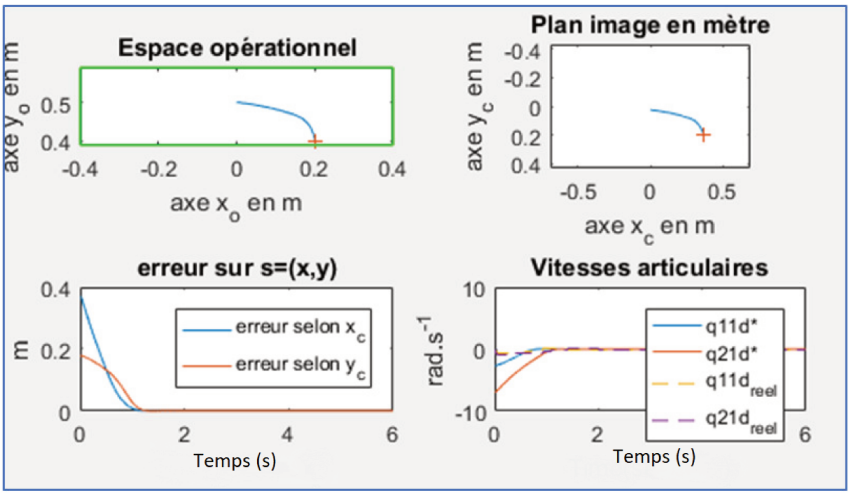
FIGURE 4.6 – Comparaison des résultats pour différentes limites en vitesse (a) : sans limite de vitesse ; (b) : avec une saturation de la norme $\lambda\mathbf{e}$; (c) : avec un gain adaptatif.

limiter la vitesse de déplacement des primitives visuelles désirées $\dot{\mathbf{s}}$ sans introduire de discontinuité, comme l'utilisation d'un gain adaptatif.

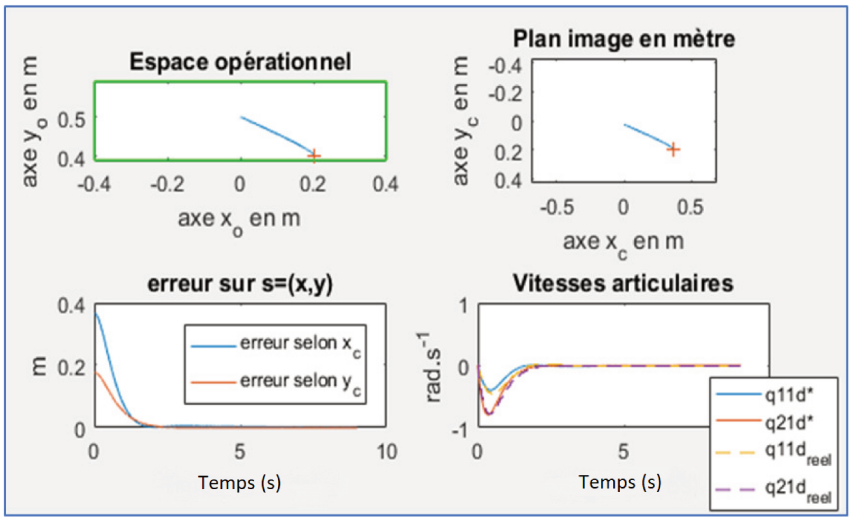
Le gain adaptatif : se définit comme suit VISP [2015] :

$$\lambda(x) = (\lambda_0 - \lambda_\infty)\exp(\frac{-\mu}{\lambda_0 - \lambda_\infty}x) + \lambda_\infty \quad avec \quad x = \|\mathbf{e}\|_\infty$$

Ce gain $\lambda(x)$ tend vers $\lambda_\infty \geq 0$ lorsque l'erreur $\mathbf{e}$ est grande et tend vers $\lambda_0 \geq 0$ lorsque l'erreur est faible. En choisissant $\lambda_0 > \lambda_\infty$, la commande est amplifiée lorsque l'erreur est faible. Elle est réduite lorsque l'erreur est grande. La vitesse de passage d'un terme à l'autre est régulée par le facteur $\mu \geq 0$. Cela permet une convergence plus rapide et des vitesses désirées plus acceptables pour les moteurs. Pour un choix $\lambda_\infty = 0$, l'utilisation de ce gain revient à borner $\dot{\mathbf{s}}$ à une limite $l = \frac{\lambda_0^2}{\mu}$. Cependant, ce gain ne permet pas d'éviter complètement les discontinuités des vitesses, comme le montre la FIGURE 4.6 (c), où les vitesses désirées $\dot{\mathbf{q}}^*$ au début de la commande changent instantanément. Éviter ce saut revient à éviter un couple très élevé au démarrage. De plus, la continuité de la commande en vitesse permet une meilleure poursuite de la consigne dans l'espace de travail.



(a) Mode continu désactivé



(b) Mode continu activé

FIGURE 4.7 – Résultats de simulation montrant l'influence du mode continu pour le contrôleur basé observation effecteur.

Continuité de la commande en vitesse : il existe des méthodes très simples pour garantir la continuité des consignes en vitesse au démarrage MANSARD et CHAUMETTE [2007]. Une commande en vitesse articulaire continue facilite l'exécution de la commande par les moteurs. Cette méthode revient à enregistrer la valeur de $\lambda\mathbf{e}$ au début de la commande (considérée à $t = 0$). Cette constante $\lambda\mathbf{e}(t = 0)$ est multipliée par une exponentielle décroissante $e^{-\nu t}$ qui permet d'annuler l'effet du mode continu au cours du temps. Avec le mode continu activé, la commande en vitesse articulaire désirée devient :

$$\dot{\mathbf{q}}(t) = \mathbf{M}(\lambda\mathbf{e} - \underbrace{\lambda\mathbf{e}(t=0)e^{-\nu t}}_{\text{terme du mode continu}}) \tag{4.36}$$

Avec : ν une constante positive qui détermine la vitesse à laquelle le terme du mode continu s'annulera. De la FIGURE 4.7, nous pouvons observer que le mode continu permet le suivi de la commande des vitesses articulaires. La trajectoire du robot dans l'espace opérationnel correspond bien à une droite comme attendu pour le contrôleur basé sur l'observation de l'effecteur.

Vérification de la trajectoire : si la trajectoire est rectiligne pour le contrôleur basé observation de l'effecteur, la trajectoire des autres contrôleurs est beaucoup moins prévisible et peut sortir de l'espace de travail. Un moyen très simple pour éviter les positions singulières du robot et assurer la visibilité des primitives visuelles, est de faire en sorte que la trajectoire de l'effecteur reste dans l'espace opérationnel défini (800 mm × 200 mm). La simulation réalisée sous Simulink constitue un moyen de calculer en avance une prévision de la trajectoire du robot. Si cette trajectoire se trouve en dehors de l'espace de travail, la commande n'est pas envoyée au robot réel. Cette méthode n'est pas robuste par rapport aux variations paramétriques dans le modèle. Mais nous faisons l'hypothèse que les variations dimensionnelles des corps en bois sont négligeables. De plus, une sécurité a été prise en compte dans la définition de l'espace de travail par le processus de conception du robot.

Filtre : il est important de noter que la présence de bruit dans l'image engendre des erreurs plus élevées entre la position désirée et réelle de l'effecteur. Pour éviter ce problème il suffit de filtrer les primitives visuelles. Ce filtre permet de réduire le temps de convergence et d'éviter les pics au niveau des couples moteurs.

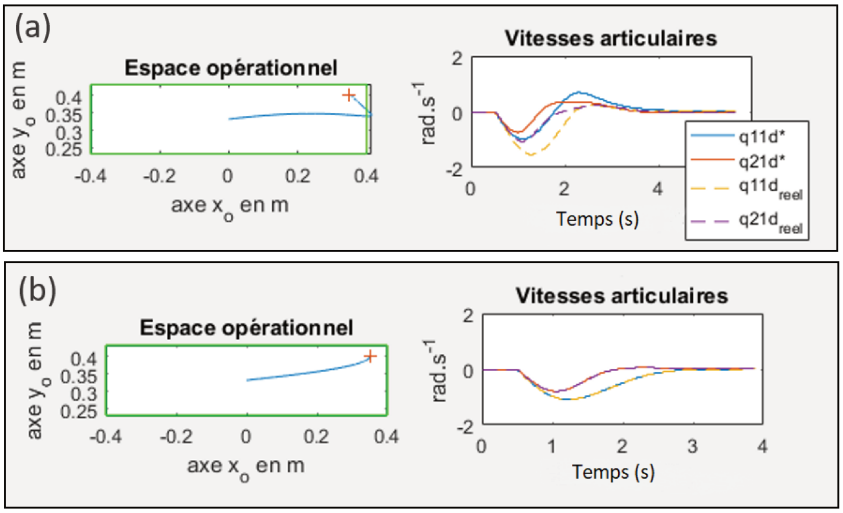


FIGURE 4.8 – Commande en position articulaire bas-niveau calculée à partir de (a) : la position articulaire courante ; (b) : la commande en position précédente.

Compatibilité avec la commande bas-niveau en position : la commande bas-niveau du système est une commande par couple calculé sur les positions articulaires du robot $\mathbf{q}$. Cependant, la boucle de vision ou la boucle haut-niveau fournit une consigne en vitesse articulaire $\dot{\mathbf{q}}^*$. La manière dont la commande en position articulaire désirée $\mathbf{q}^*$ est calculée à partir de la commande en vitesse, a une influence sur la réponse du système. Considérons Δt la période d'exécution de la boucle bas-niveau. Si la commande articulaire est calculée à partir de la position courante mesurée $\mathbf{q}^{curr}$ tel que :

$$\mathbf{q}^* = \mathbf{q}^{curr} + \dot{\mathbf{q}}^* \Delta t \tag{4.37}$$

Nous obtenons les résultats montrés à la FIGURE 4.8 (a). Si la commande articulaire est calculée à partir de la position articulaire désirée précédente $\mathbf{q}^*_{i-1}$ tel que :

$$\mathbf{q}^* = \mathbf{q}^*_{i-1} + \dot{\mathbf{q}}^* \Delta t \tag{4.38}$$

Les résultats obtenus sont illustrés à la FIGURE 4.8 (b).

Le calcul de la position désirée par la première méthode (4.37) engendre une réponse lente du système et se traduit par un dépassement non négligeable. Un dépassement n'est pas acceptable dans notre cas pour deux raisons : la trajectoire est plus imprévisible et quitte l'espace de travail pour des positions désirées près des extrémités de celui-ci. La deuxième raison est le fait que la caractérisation en précision devient difficile avec l'utilisation des comparateurs comme moyen de mesure. Nous utiliserons donc la méthode (4.38) dans la commande.

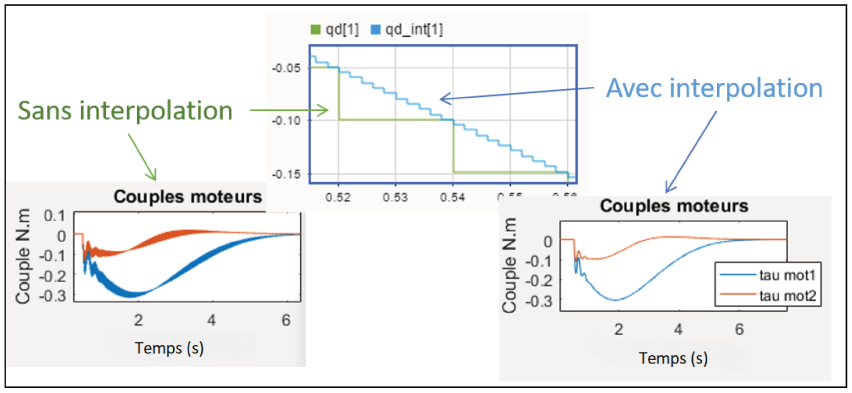


FIGURE 4.9 – Effet de l'interpolation de la commande en vitesse sur le couple moteur.

Interpolation de la commande en vitesse : la boucle haut-niveau est limitée à 50 Hz, ce qui comprend le temps d'acquisition d'une image, de son traitement, et de la communication des points d'intérêt dans l'image à la carte de commande. La boucle bas-niveau tourne à une fréquence plus rapide de 500 Hz.
Dans ces conditions, les consignes en vitesses articulaires issues de la boucle haut niveau $\dot{\mathbf{q}}^*$ ne sont actualisées que toutes les 0,02 secondes. Si aucune étape d'interpolation n'est réalisée, la boucle bas-niveau perçoit une commande en vitesse en forme de paliers. Cela se traduit par une commande en couple en dents de scie comme le montre la FIGURE 4.9. Pour éviter ce problème, une simple interpolation linéaire de la consigne en vitesse permet de lisser la commande en couple, avec l'inconvénient de retarder d'une période de 0.02 secondes la consigne en vitesse.

Dans la section suivante, l'implémentation expérimentale des différents contrôleurs présentés précédemment sur le robot a été réalisée afin de caractériser la précision en position de l'effecteur.

4.3 Description du processus d'expérimentation

La structure générale du processus d'expérimentation est illustrée à la FIGURE 4.10. Elle se compose :

- du robot : mécanisme à cinq barres en bois ;
- d'une caméra TOSHIBA BU 238 M (objectif : 8 mm, 1920 x 1200 pixels de résolution), qui est montée au dessus du robot à une distance permettant de garantir l'observabi-

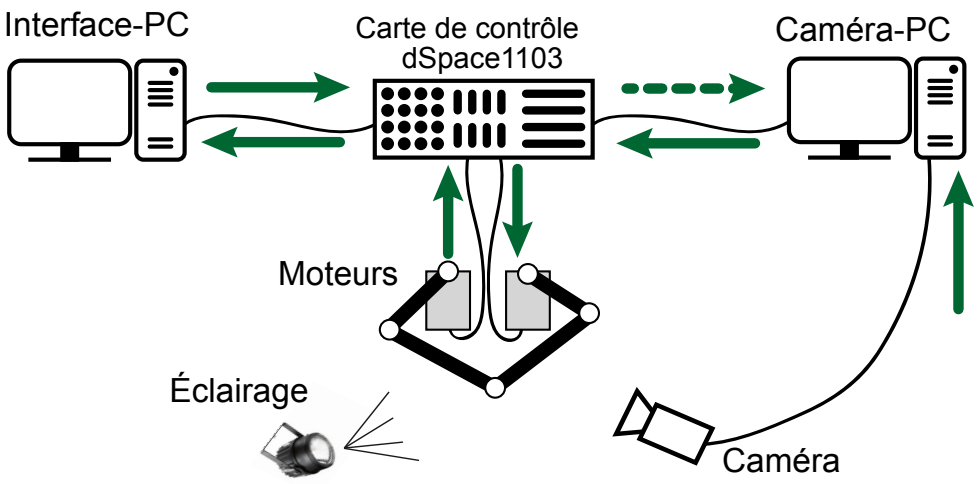


FIGURE 4.10 – Processus d'expérimentation.

lité de tout le robot dans son espace de travail. Il est important de mentionner que les paramètres intrinsèques et extrinsèques de la caméra ont été calibrés ;

- d'un système d'éclairage qui permet d'éclairer la scène d'observation ;
- d'une carte de commande, elle est connectée aux variateurs des moteurs et envoie les commandes à exécuter par ces derniers ;
- d'un ordinateur qui sert comme interface entre la carte et le robot. Il est connu que le traitement d'image est très lourd en terme de temps de calcul, pour cette raison un deuxième ordinateur est utilisé. Il permet de traiter les images envoyées par la caméra, d'extraire les primitives visuelles (directions des corps **u** et les moments de Plücker **n**) et de les communiquer à la carte de commande.

4.3.1 Méthode et critère de précision

Méthode d'essai

En s'inspirant de la norme ISO9283 ISO 9283 [1993], nous avons choisi cinq positions désirées dans l'espace de travail (FIGURE 4.11.(a)). Chaque position est atteinte depuis plusieurs positions de départ. Les positions de départ ont été définies de sorte à atteindre la position désirée suivant différentes directions possibles : t_1 pour une direction suivant x_0, t_2 pour une direction suivant y_0 et t_3 pour une direction en diagonale. Pour simplifier l'appellation, le terme de trajectoire est utilisé pour décrire les positions de départ même si le suivi de trajectoire n'a pas été vraiment réalisé. Chaque position désirée est testée sur trois

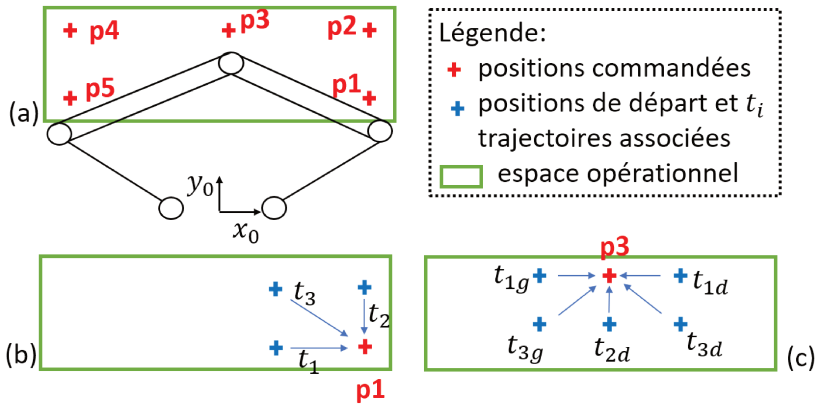


FIGURE 4.11 – Schéma des essais (a) : positions désirées dans l'espace de travail; (b) : Exemple des trajectoires de la position 1; (c) : Exemple des trajectoires de la position 3.

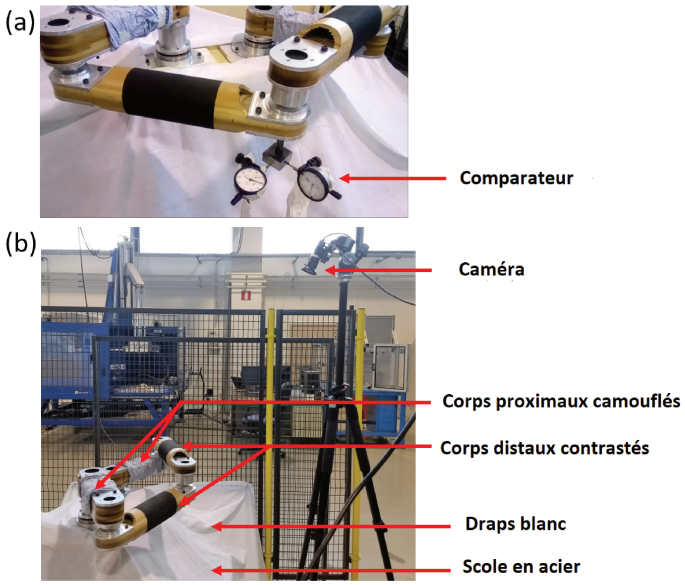
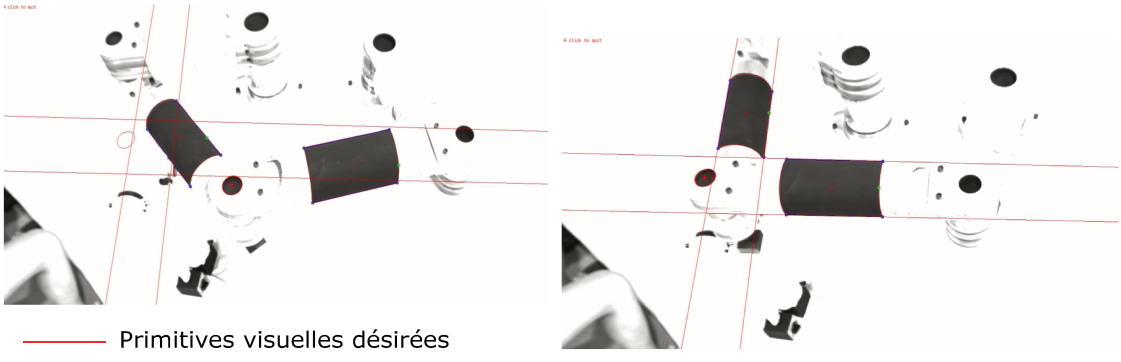


FIGURE 4.12 – Processus d'expérimentation (a) : le positionnement des comparateurs sur le socle en acier pour le robot commandé à la position 3; (b) : installation globale de la caméra et de l'environnement du robot.

trajectoires (FIGURE 4.11.(b)) sauf la position p3 qui est testée sur cinq trajectoires (FIGURE 4.11.(c)). De plus, chaque trajectoire est répétée 20 fois, chaque position désirée est donc testée sur 60 cycles.

Pour les mesures, deux comparateurs d'une résolution de 0,01 mm sont utilisés. Il est important de mentionner que l'erreur calculée est l'erreur relative entre la position courante obtenue par asservissement visuel et la position désirée de l'effecteur (FIGURE 4.12.(a)). La



(a) Position initiale (b) Position finale

FIGURE 4.13 – Images obtenues pendant l'asservissement visuel du robot.

méthodologie suivie pour réaliser nos expérimentations est la suivante : dans un premier temps, le robot est placé dans une position désirée, ensuite les primitives visuelles $\mathbf{s}^*$ pour cette position sont définies et enregistrées (FIGURE 4.13), puis les mesures données par les comparateurs sont enregistrées, Ces étapes sont répétées 20 fois pour chaque trajectoire de départ définie. Il est à noter que, pour s'assurer que la structure qui maintient les comparateurs est bien fixe et que leurs mesures enregistrées à la position désirée sont répétables, nous effectuons quelques répétitions de la commande en position articulaire à la position désirée et nous vérifions que les comparateurs redonnent les mêmes mesures avec une précision de 0,02 mm. Enfin, cette méthodologie est répétée pour tous les contrôleurs implémentés.

Critère de précision dans l'espace de travail du robot

Nous rappelons que la précision en position exigée dans le cahier des charges du projet RobEcolo est de 0,5 mm de précision et une répétabilité en position de l'effecteur inférieures à 0,5 mm dans tout l'espace de travail. Dans ce travail, nous considérons seulement la position de l'effecteur dans le plan horizontal (selon les axes x_0 et y_0 (FIGURE 4.11.(a)), cependant, la position suivant l'axe vertical z_0 ainsi que l'orientation de l'effecteur sont négligées. La définition de la précision (AP) et la répétabilité (RP) a été inespérée de la norme ISO9283 : pour une position atteinte (x_{ai}, y_{ai}) au cycle i pour une position désirée (x_c, y_c), la moyenne des positions atteintes par le robot est définie par : $(\overline{x} = \frac{1}{N}\sum x_{ai}, \overline{y} = \frac{1}{N}\sum y_{ai})$. La précision est donnée par l'expression suivante :

$$\mathrm{AP} = \sqrt{(\overline{x} - x_c)^2 + (\overline{y} - y_c)^2}$$

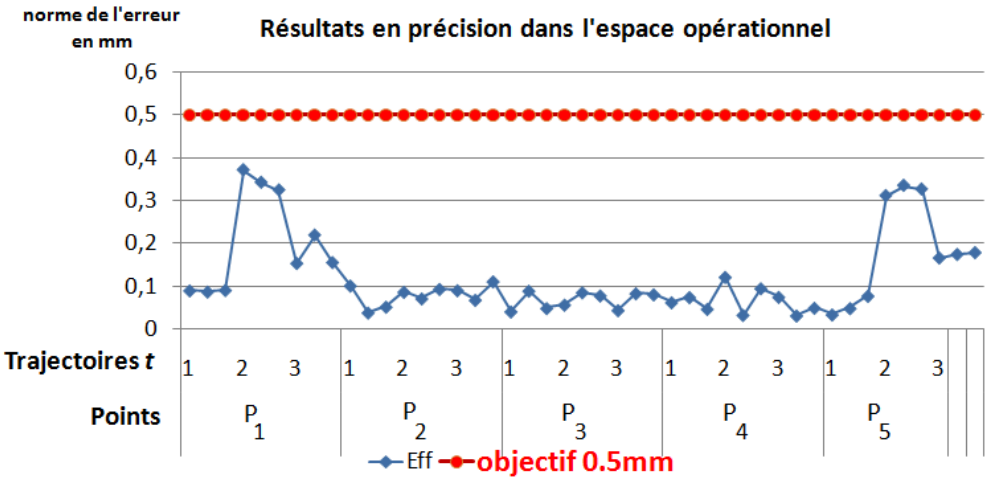


FIGURE 4.14 – Résultats en simulation de l'erreur en position avec le contrôleur basé observation de l'effecteur.

La distance l_i de la position atteinte i par rapport à la moyenne est donnée par :

$$l_i = \sqrt{(x_{ai} - \overline{x})^2 + (y_{ai} - \overline{y})^2}$$

. La moyenne $\overline{l}$ et l'écart type S_l des distances l_i sont obtenus par :

$$\overline{l} = \frac{1}{N}\sum l_i, \quad S_l = \sqrt{\frac{\sum (l_i - \overline{l})^2}{N-1}}$$

La répétabilité est définie tel que :

$$RP = \overline{l} + 3S_l$$

Avant de caractériser la précision du robot réel, nous l'avons vérifié en simulation. La section suivante montrent les résultats obtenus pour les différents contrôleurs implémentés.

4.3.2 Résultats expérimentaux obtenus et comparaison à la simulation

Vérification en simulation

Au niveau des différentes simulations réalisées, l'effecteur est considéré comme un point dans l'image. L'effecteur est quantifié au pixel près et bruité par un bruit gaussien de 0, 1 pixel d'écart type. Concernant les bords (contours) des corps cylindriques (moments de Plücker), ils sont construits avec plus de 100 points dans l'image. Un bruit gaussien est appliqué. Il est défini par un écart type de 0, 01 pixel et une quantification au 0, 1 pixel près.

Les résultats de simulation obtenues avec le contrôleur basé observation de l'effecteur sont présentés à la FIGURE 4.14. Il y a lieu de rappeler que toutes les simulations ont été

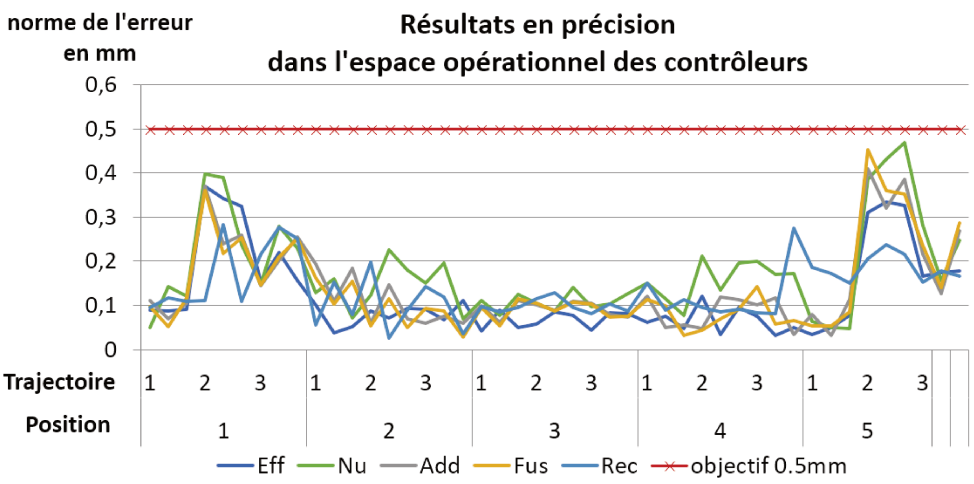


FIGURE 4.15 – **Eff** : Contrôleur basé observation effecteur ; **NU** : contrôleur basé observation des direction des corps ; **Add** : contrôleur hybride basé addition ; **Fus** : contrôleur hybride basé fusion ; **Rec** : contrôleur basé droites de Plüker.

réalisées en suivant la même procédure définie dans la section 4.3.1. Elles se basent sur le schéma illustré à la FIGURE 4.12. En interprétant les résultats obtenues en terme de précision au niveau de la position de l'effecteur, il a été remarqué que la précision pour tous les points de l'espace de travail reste inférieure à la précision désirée (0,5 mm). Il est important de souligner qu'au niveau des positions 1 et 5 dans l'espace de travail, l'erreur est plus grande et cela s'explique par le fait que ces positions sont les plus éloignée de la caméra.
Les contrôleurs retenus dans la partie 4.1 ont été également implémentés. La FIGURE 4.15 montre les résultats obtenues. Nous remarquons que pour tous les contrôleurs, le robot arrive à atteindre les positions désirées avec une précision inférieure à 0,5 mm. Le robot se trouve dans un cercle de rayon de 0,5 mm autour de la position désirée. De plus, le tracé des résultats sur la même figure permettra de comparer la performance de précision des différents contrôleurs.

Une fois les performances en précision vérifiées en simulation, une validation expérimentale sur le robot réel est nécessaire comme il sera présenté dans la section suivante.

Résultats expérimentaux sur le robot réel

Les expérimentations ont été réalisées en appliquant la même procédure de simulation, par manque du temps uniquement trois contrôleurs ont été implémentés. Ces derniers sont le contrôleur basé observation de l'effecteur et les deux contrôleurs hybrides (observation

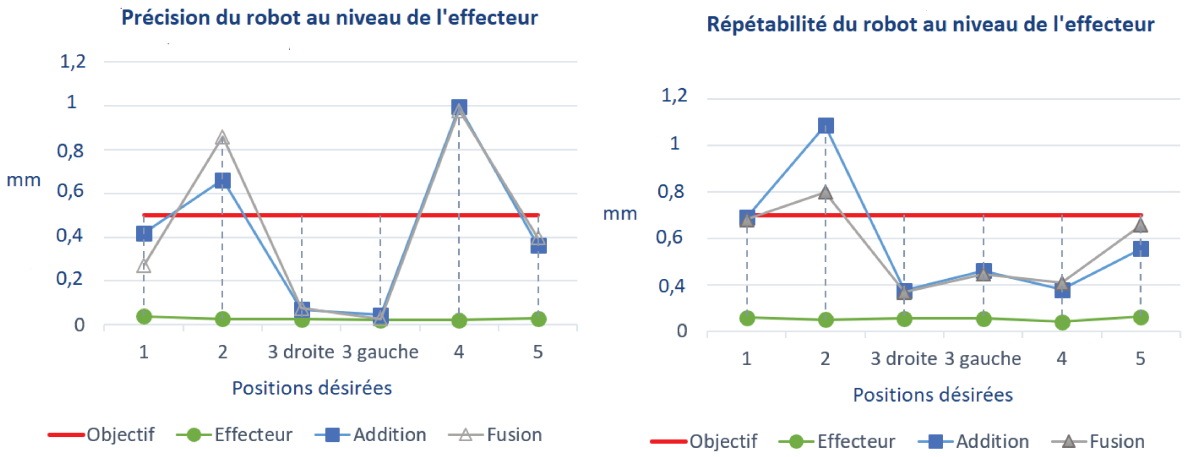


FIGURE 4.16 – Résultats des contrôleurs sur le robot réel : précision et répétabilité dans l'espace de travail

de l'effecteur et des contours des corps par addition et fusion des primitives visuelles). Cela permet de comparer les performances en précision des primitives visuelles $\mathbf{s_p}$ et $\mathbf{s_n}$. La FIGURE 4.16 montre les résultats obtenus en terme de précision et de répétabilité. Nous avons constaté en interprétant les résultats obtenus, que le contrôleur basé observation de l'effecteur assure des bonnes performances en terme de précision et de répétabilité. La précision obtenue est inférieur à la valeur exigée dans le cahier des charges et cela pour les cinq positions étudiées dans l'espace de travail (0,1 mm). Cependant, au niveau des contrôleurs hybrides la précision et la répétabilité désirée ne sont pas vérifiées dans tout l'espace de travail. Les résultats au niveau des positions 2 et 4, aux extrémité de l'espace de travail, sont supérieures à la valeur désirée (0,5 mm). Pour ces positions dans l'espace de travail, les deux contrôleurs basés sur l'observation des contours des corps ont été testés sur simplement deux répétitions. Le même ordre d'imprécision a été obtenu. Nous nous sommes donc penchés sur l'analyse du bruit des primitives visuelles dans l'image.

Analyse du bruit dans l'image

Pour analyser le bruit dans l'image, nous avons enregistré la position de 9 points issus du traitement d'image, qui définissent les primitives visuelles, à savoir :

- le point (x, y) : position de l'effecteur. Cela revient à analyser deux variables bruitées.
- les points aux extrémités $bj1$ et $bj2$ de chaque droite $j \in [1,4]$ dans l'image. Comme ces points sont aux bords de l'image, dans la majorité des cas une seule variable évolue,

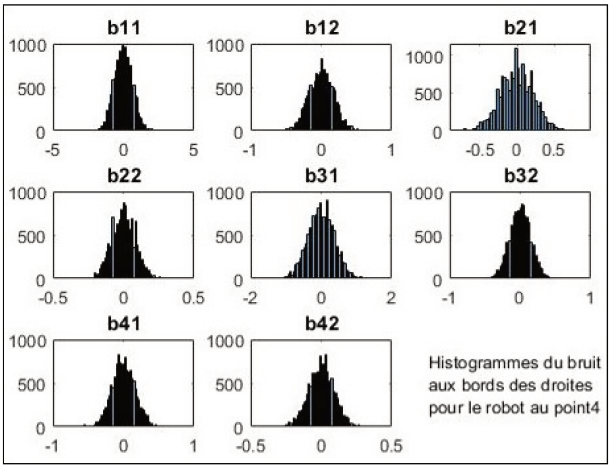


FIGURE 4.17 – La distribution du bruit : exemple à la position 4 pour les extrémités des droites

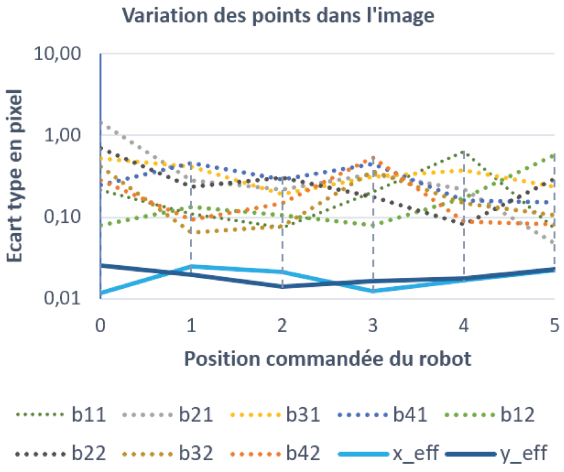


FIGURE 4.18 – Ecart type de la variation des points dans l'image en fonction de la position commandée du robot.

celle suivant l'axe horizontal ou vertical de l'image. Dans la suite nous considérerons qu'analyser le bruit du point $bj1$ ou $bj2$ revient à analyser le bruit d'une seule variable, celle qui évolue.

Nous avons enregistré ces valeurs sur une période de 15 secondes, lorsque le robot est positionné aux différentes positions désirées (FIGURE 4.11.(a)).

Dans un premier temps, il parait intéressant de vérifier si la distribution du bruit suit bien une gaussienne. Comme le montre la FIGURE 4.17, qui est un exemple à la position 4, nous avons pu valider l'hypothèse sur la forme de la distribution du bruit. Suite à cela, nous nous sommes intéressés à la variance du bruit en fonction des primitives visuelles et de la position

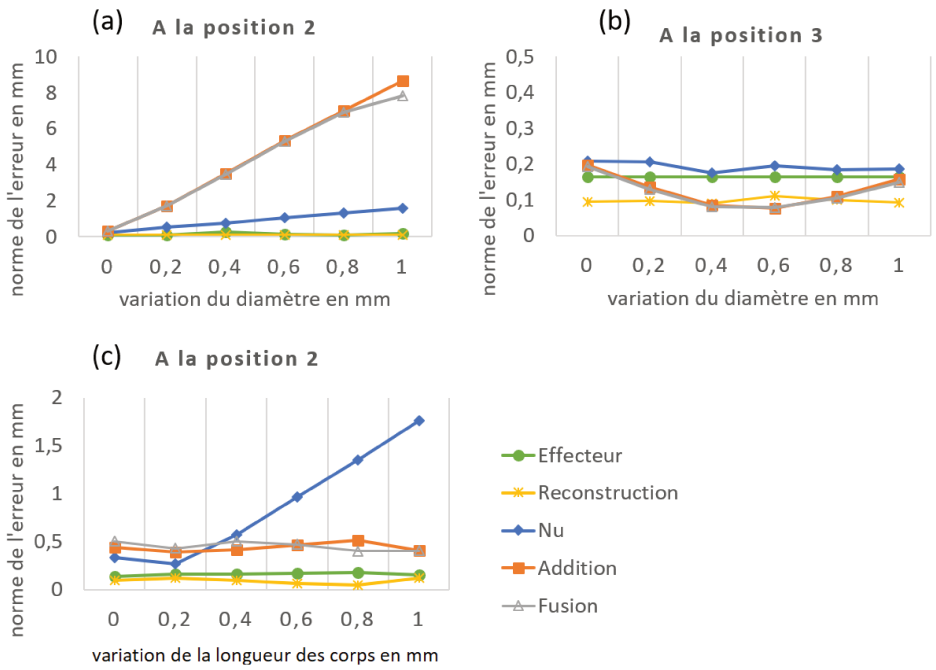


FIGURE 4.19 – Graphiques sur la robustesse aux variations dimensionnelles des contrôleurs. (a) et (b) : pour une variation du diamètre ; (c) : pour une variation de longueur des corps.

du robot dans l'image.

La FIGURE 4.18 montre que les positions des extrémités des droites sont environ 10 fois plus bruitées que la position de l'effecteur. Cela explique la bonne performance en précision du contrôleur basé sur l'observation de l'effecteur. Nous avons remarqué que les contrôleurs hybrides sont moins performants au niveau des positions 2 et 4. Cependant, le bruit au niveau des extrémités des droites n'est pas plus élevé. Ce qui a conduit à conclure que la performance réduite des contrôleurs hybrides ne semble pas être exclusivement due aux bruits. Reste à préciser que les mesures pour l'analyse du bruit et les mesures pour les performances en précision ont été effectuées sur plusieurs créneaux horaires pendant la journée. La luminosité de la scène d'observation de la caméra était peut être légèrement différente.

Robustesse aux variations dimensionnelles

Après avoir caractériser les performances des contrôleurs implémentés sur le robot en terme de précision, il est très important de définir la robustesse de ces contrôleurs par rapport à la variation dimensionnelle des corps en bois acétylé.

Des pré-tests empiriques on été réalisés au cours du projet RobEcolo, pour définir le coefficient de dilatation hydrique α correspondant à une humidité relative de l'air de 2.5 %, ce qui

correspond à des conditions atmosphériques extrêmes en terme d'humidité. Ce coefficient permet d'avoir une estimation de la variation dimensionnelle maximale des corps du robot. Cette estimation est de l'ordre de 1 mm. Cependant, la variation au niveau du diamètre des corps n'a pas pu être estimée du fait de sa complexité. Cette variation a été fixée également à 1 mm comme variation maximale. Les variations dimensionnelles réelles possibles seront évaluées lors d'essais expérimentaux dans la suite du projet.
Comme il a été introduit dans la section 4.1, les primitives visuelles issues de l'observation des contours des corps du robot ne sont pas complètement indépendantes des paramètres géométriques des corps. Par conséquent, il est nécessaire de caractériser l'impact de la variation dimensionnelle des corps en bois sur la performance en précision des différents contrôleurs.
Dans un premier temps, nous effectuerons un enregistrement des primitives visuelles désirées pour un état initial du modèle géométrique du robot. Cet état initial considère les longueurs ($l1, l2, l3, l4$) et le diamètre des corps distaux (r) mesurés lors de l'identification. Puis le robot est commandé par asservissement visuel sur un modèle géométrique modifié en ajoutant une variation dimensionnelle aux paramètres géométriques du robot : dl pour la longueurs des corps ($l1+dl, l2+dl, l3+dl, l4+dl$) et dr pour le diamètre des corps cylindriques distaux ($r+dr$). L'asservissement visuel a été exécuté pour les cinq positions désirées dans l'espace du travail du robot.

Robustesse aux variations du diamètre : au cours de cette étude de robustesse, nous avons observé que pour les trois contrôleurs (basés sur l'observation de la direction des corps, les contrôleurs hybrides en addition et en fusion) utilisant les contours des corps cylindriques comme primitives visuelles $\mathbf{s_n}$, sont très sensibles aux variations du diamètre des corps. La performance en précision dans l'espace opérationnel est très impactée. Il est intéressant de noter que cet impact est plus important au niveau des positions aux extrémités de l'espace de travail. Cependant, le contrôleur basé sur la reconstruction de la position de l'effecteur à partir des contours des corps (par les droites de Plücker) n'est pas impacté par les variations du diamètre appliquées.

Robustesse aux variations des longueurs des corps en bois : il a été constaté de ces tests de robustesse que seule le contrôleur basée sur la direction des corps est sensible à la variation de la longueur des corps. Les performances des contrôleurs hybrides (addition et fusion) qui

utilisent une matrice d'interaction basée droites de Plücker et la matrice d'interaction basée observation de l'effecteur (section. 4.1.3) sont moins impactées par cette variation. Ce qui ramène à conclure sur leurs robustesses vis à vis des variations dimensionnelles des corps en bois du robot.

4.3.3 Bilan de la caractérisation en précision des contrôleurs par asservissement visuel

Les simulations ainsi que les expérimentations réalisées nous ont permis d'arriver à définir les limitations des contrôleurs hybrides, qui sont basés sur l'observation des corps. Ces contrôleurs présentent moins de performance en terme de précision en pratique qu'en théorie. Nous apporterons dans ce manuscrit quelques éléments de réponse pour expliquer cette différence. Dans un premier temps, le bruit considéré des primitives visuelles en simulation est plus faible que le bruit mesuré en pratique. De plus, le bruit a une influence importante sur la performance en précision des contrôleurs. Il y a lieu de noter que, les défauts de fabrication des corps en bois n'ont pas été pris en compte dans la simulation. En effet, la section des corps distaux ne représente pas en pratique une section parfaitement circulaire. Cette section est sous forme d'une elliptique avec une différence entre le demi-grand axe et le demi-petit axe de l'ordre de 1 mm. Le diamètre des corps dans l'image peut donc varier en fonction de l'orientation des corps. De plus, il a été montré que les contrôleurs hybrides sont très sensibles aux variations du diamètre des corps. Il est donc possible que les défauts de fabrication aient une influence significative sur la performance en précision.

Nous avons également constaté, que le contrôleur basé observation de l'effecteur permet d'obtenir une précision et une répétabilité inférieure à $0,1$ mm avec le système réel dans tout l'espace de travail. De plus, la robustesse de ce contrôleur par rapport aux variations dimensionnelles des corps en bois a été vérifiée en simulation. L'objectif en précision du projet RobEcolo peut être considéré comme atteint.

L'ensemble des résultats de l'asservissement visuel du robot en bois ont été obtenus en utilisant une seule caméra pour l'observation. Il a été constaté que la précision souhaitée peut être atteinte en utilisant uniquement les informations visuelles issues d'une seule caméra. En perspective de ce travail, l'implémentation d'asservissement visuel multi-

caméras est envisageable. Puisque le robot a été optimisé en se basant sur un contrôleur multi-caméras, les performances de précision pourraient être améliorées. .

4.4 Conclusion

Au cours de ce chapitre, différentes approches d'asservissement visuel ont été présentées et appliquées sur le robot en bois. La caractérisation de la précision du robot par les différentes expérimentations réalisées a permis d'avoir de nombreuses réponses aux questions posées tout au début du projet. Ce travail permet de définir les primitives visuelles pertinentes des contrôleurs pour assurer les meilleures performances en précision du robot en bois dans son espace de travail, malgré la variabilité dimensionnelle au niveau des corps en bois.

Assurer une commande robuste en pratique implique la prise en compte de certaines contraintes. Par exemple, pour assurer le maintien du suivi des primitives visuelles, une limite en vitesse de la commande a été mise en place. Pour éviter les singularités du mécanisme et assurer une meilleure réponse dynamique du robot, quelques solutions simples dans la commande ont été retenues comme l'interpolation linéaire de la commande articulaire. Une fois la boucle de commande par asservissement visuel est complètement définie et implémentée sur Simulink, nous avons pu caractériser les performances en précision en simulation puis en pratique sur le robot réel.

En simulation, tous les contrôleurs permettent d'atteindre l'objectif de précision à 0,5 mm. En pratique, seuls deux types de contrôleurs ont été testés : les contrôleurs hybrides et le contrôleur basé sur l'observation de l'effecteur. Les premiers n'ont pas permis d'obtenir la précision souhaitée. Le contrôleur basé sur l'observation de l'effecteur a permis de prouver qu'une précision inférieure à 0,1 mm pouvait être atteinte dans tout l'espace de travail. Une dernière étude en simulation a permis de comparer la robustesse de tous les contrôleurs étudiés par rapport aux variations des longueurs et du diamètre des corps en bois. Seul deux contrôleurs (basé sur l'observation de l'effecteur et basé sur le reconstruction de la position de l'effecteur par les droites de Plücker) permettent toujours d'atteindre les objectifs en précision même en présence de la variabilité dimensionnelle des corps en bois.

Conclusion générale

Nous avons présenté dans ce manuscrit de thèse une méthodologie de conception et de commande d'un robot parallèle en bois rigide et précis. Ce travail a été réalisé dans le cadre d'un projet régional cofinancé par la région Pays de la Loire, le projet RobEcolo, en collaboration entre le LS2N et l'École Supérieure du Bois (ESB).

L'objectif principal de ce projet est d'investiguer l'utilisation des matériaux bio-sourcés dans la conception des robots en remplaçant la grande majorité des matériaux métalliques / composites de carbone utilisés dans leur conception, par des matériaux bio-sourcés à faible impact environnemental, en garantissant toujours les performances mécaniques des robots et leur précision. Ceci dans le but de réduire considérablement l'impact environnemental des robots industriels.

Le défi relevé est de concevoir un robot parallèle en bois avec de bonnes performances en termes de répétabilité, malgré le fait que les dimensions des éléments en bois peuvent varier avec les conditions atmosphériques. L'objectif visé est d'obtenir des performances en termes de répétabilité inférieure à 0,5 mm, des déformations sous charge de 1 kg inférieures à 0,5 mm, dans un espace de travail de 800 mm × 200 mm.

Plusieurs travaux pluridisciplinaires en robotique à la frontière de la mécanique des matériaux, de la conception mécanique et de la commande référencée capteur ont été réalisés afin d'atteindre les objectifs définis dans le cahier des charges. Nous répondons au problème de réalisation d'un robot en bois précis et rigide par l'intermédiaire de quatre chapitres principaux.

Un état de l'art permettant d'introduire les robots existants conçus avec des matériaux bio-sourcés est présenté dans le chapitre 1 afin de comprendre les enjeux qui découlent de notre problématique de conception et de commande des robots en bois. De plus, un aperçu sur les méthodes en conception et commande des robots parallèles envisagées pour traiter notre problématique est donné.

Le chapitre 2 permet d'obtenir des modèles du comportement élastique des robots en bois. Toute la difficulté de ce travail vient du fait que le bois est modélisé généralement à l'échelle microscopique, ou à l'échelle macroscopique (taille d'un bâtiment), mais rarement aussi précisément à l'échelle intermédiaire nécessaire à la modélisation de nos robots. Nous avons donc proposé un modèle intermédiaire basé sur une modélisation poutre Euler-Bernoulli modifiée et compatible avec des calculs temps réels dans la commande. Le modèle proposé est validé expérimentalement sur des maquettes de robots séries et parallèles en bois. Les expérimentations réalisées de déformation et de vibration dynamique sur ces maquettes montrent que les déformations et les fréquences fondamentales de vibration calculées permettent de décrire correctement le comportement réel des robots en bois (10 % d'erreur de prédiction des déformations du robot et de ses fréquences de vibration). Enfin, suite à la performance de prédiction du ce modèle proposé, il a pu être utilisé dans la phase de conception du robot en bois.

Le chapitre 3 traite la conception d'un robot en bois permettant de satisfaire les deux critères de performance définis dans le cahier des charges. La méthodologie de conception développée dans le projet RobEcolo est divisée en deux problèmes d'optimisation résolus en cascade. Le premier est traité au niveau de cette thèse par l'approche de conception orientée commande développée. Elle permet d'obtenir la géométrie du robot en prenant en compte les caractéristiques de la commande par asservissement visuel. La géométrie obtenue garantira la précision du robot dans son espace de travail. Le deuxième problème d'optimisation a été traitée par les collaborateurs du projet RobEcolo. Il a pour but de définir la forme des sections des corps du robot à partir de sa géométrie (résultat du premier problème d'optimisation) afin de satisfaire la rigidité désirée de la structure. De plus, la variabilité au niveau des propriétés mécaniques du bois est prise en compte et la forme obtenue des corps représente la forme pour laquelle l'impact de cette variabilité est minimale. Les tests de déformation réalisés expérimentalement sur le prototype valident la rigidité désirée. Ces résultats ont conduit à la réalisation d'un prototype final.

La dernière étape est la commande du robot par asservissement visuel, qui constitue l'objectif d'obtenir la précision souhaitée du robot dans son espace de travail. L'asservissement visuel est réalisé par différents contrôleurs appliqués sur le robot, comme cela est détaillé dans le chapitre 4. Les expérimentations réalisées prouvent la possibilité de concevoir des robots en bois avec de bonnes performances de précision.

Le travail réalisé au cours de cette thèse dans le cadre du projet RobEcolo, a permis la validation du concept d'utilisation du bois dans la conception des robots industriels fiables en rigidité et en précision. En conclusion des résultats obtenus, on a pu prouver la possibilité d'utiliser des matériaux bio-sourcés, avec le bois dans un premier temps, dans la conception des robots tout en garantissant leurs performances.

Perspectives de recherche

Concernant la modélisation élastique des robot en bois présentée au chapitre 2, une des perspectives de ce travail est de répondre à l'un des inconvénients des lois qui estiment la rigidité apparente. En effet, dans ce chapitre, ces lois sont ajustées sur des données expérimentales, et ne sont donc valables que pour la géométrie particulière testée. L'objet de travaux futurs sera de développer des modèles EF des articulations prédisant leur rigidité. Une autre perspective est d'aborder le sujet des effets de la température et de l'humidité relative sur le bois. Tout d'abord, la méthode consistera à évaluer expérimentalement l'importance de l'impact d'un environnement non contrôlé sur le robot. Deuxièmement, ce phénomène sera implémenté dans le modèle et une campagne expérimentale plus étendue sera réalisée pour ajuster (si nécessaire) et valider le modèle. Une perspective à plus long terme consiste à étudier l'effet du fluage sur une pièce de bois en mouvement (variations de charge) dans un environnement non contrôlé.

L'asservissement visuel a été implémenté uniquement en mono caméra. Une des perspectives importantes du travail réalisé est l'implémentation de l'asservissement visuel multi-caméras. Dans un premier temps, il sera nécessaire de mettre en place les approches de commande par stéréovision puis de tester l'utilisation de quatre caméras pour lesquelles le robot est optimisé. Ceci permettra de tester la possibilité d'améliorer la performance de précision du robot dans tout l'espace de travail. De plus, une comparaison des performances et limitations de ces différents types de contrôleurs est primordiale.

Dans la suite du projet, il pourrait être intéressant de pousser l'investigation sur les causes de la différence des performances obtenues entre la simulation et la réalité pour les contrô-

leurs hybrides. Il est également important de s'intéresser plus en détail aux performances du contrôleur basé observation des corps, qui semble être intéressant pour sa robustesse aux variations dimensionnelles. L'étude de l'impact de la variabilité dimensionnelle des corps en bois sur la précision du robot et la robustesse des contrôleurs appliqués a été réalisée uniquement en simulation. En perspective, une validation expérimentale est nécessaire pour vérifier la capacité de l'asservissement visuel à compenser les erreurs liées à variabilité dimensionnelle des corps en bois. Cela permet aussi de caractériser avec précision la stabilité du bois acétylé par rapport aux variations des conditions atmosphériques.

Distinctions

Ce travail a été récompensé en plusieurs reprises :

- Prix de la meilleure présentation orale lors de la Journée des Jeunes Chercheurs en Robotique (JJCR 2017) ;
- Prix du meilleur poster aux 6 ème journées scientifiques du GDR Sciences du Bois 2017 ;
- Finaliste du Best Student Paper pour la conférence EucoMes 2016 pour le papier "Control-based Design of a Five-bar Mechanism".

Liste des publications

Journaux

- L. Kaci, C. Boudaud, S. Briot and P. Martinet. "**A modified Euler-Bernoulli model for elastic modelling of wooden robots**". *European Journal of Wood and Wood Products, Soumis.*

Papiers en conférences internationales

- L. Kaci, S. Briot, C. Boudaud and P. Martinet, "**RobEcolo : Optimal Design of a Wooden Five-bar Mechanism**," *Proceedings of the ASME 2018 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2018)*, 26-29 Aout 2018, Quèbec, Canada

- L. Kaci, S. Briot, C. Boudaud and P. Martinet, "**Design of a Wooden Five-bar Mechanism**," *Proceedings of the 22nd CISM IFToMM Symposium on Robot Design, Dynamics and Control (RoManSy 2018)*. 28-28 Juin, Rennes, France, 2018.
- L. Kaci, C. Boudaud, S. Briot, P. Martinet, "**Elastostatic Modelling of a Wooden Parallel Robot**," *Proceedings of the 7th IFToMM International Workshop on Computational Kinematics (CK2017), 22-24 Mai 2017*, Futuroscope-Poitiers, France
- L. Kaci, S. Briot, C. Boudaud and P. Martinet. "**Control-based Design of a Five-bar Mechanism**". *Proceedings of the 6th European Conference on Mechanism Science (EuCoMeS2016)*. Nantes, France, September 2016

Posters

- C. Boudaud, L. Kaci, S. Briot and P. Martinet. "**Modélisation élastique de robots en bois : adaptation de la théorie des poutres**". Poster session, 7émes Journées scientifiques du GDR Sciences du Bois. De Cluny, France, Novembre 2018.
- L. Kaci, C. Boudaud, S. Briot and P. Martinet. "**Design of an Industrial Wooden Robot**". Poster session, 6émes Journées scientifiques du GDR Sciences du Bois. Nantes, France, Novembre 2017.
- C. Boudaud, S. Briot, L. Kaci, P. Martinet. "**RobEcolo : Conception de Robots industriels á base de matériaux á faible impact Ecologique**", 5émes Journées scientifiques du GDR Bois, Bordeaux, novembre 2016.

Autres publications

- Lila Kaci, "**Elastostatic Modelling of a Wooden Parallel Robot**," *17éme journée des doctorants de l'ED STIM* (JDOC 2017), Mai 2017, Nantes.France.

Bibliographie

ALBERS, A., S. BRUDNIOK, J. OTTNAD, C. SAUTER et K. SEDCHAICHAM. 2006, «Upper body of a new humanoid robot - the design of ARMAR III», dans *Proceedings of the 6th IEEE-RAS international conference on humanoid robots*. 13

ALKHALIL, F., D. CHRISTOPHE et P. GRAEBLING. 2011, «Asservissement visuel de droites par commande découplée et stéréovision», dans *ORASIS - Congrès des jeunes chercheurs en vision par ordinateur*, INRIA Grenoble Rhône-Alpes, Praz-sur-Arly, France. URL https://hal.inria.fr/inria-00595723. 45

ANDREFF, N., T. DALLEJ et P. MARTINET. 2007, «Image-based visual servoing of Gough-Stewart parallel manipulators using legs observation», *The International Journal of Robotics Research*, vol. 26, n° 7, p. 677–687. 90, 96, 97, 98, 99

ANDREFF, N., B. ESPIAU et R. HORAUD. 2002, «Visual servoing from lines», *International Journal of Robotics Research*, vol. 21(8), p. 679–700. 43, 96, 103

ANDREFF, N., A. MARCHADIER et P. MARTINET. 2005, «Vision-based control of a Gough-Stewart parallel mechanism using legs observation», dans *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, ICRA'05*, Barcelona, Spain, p. 2546–2551. 41, 94

ANDREFF, N. et P. MARTINET. 2006, «Vision-based kinematic modelling of some parallel manipulators for control purposes», dans *Proceedings of EuCoMeS*, Obergurgl, Austria. 90

ANGELES, J. et F. PARK. 2008, *Handbook of robotics*, chap. Ch. 10 : Performance Evaluation and Design Criteria, Springer. 90

ARAKELIAN, V. et S. BRIOT. 2015, *Balancing of Linkages and Robot Manipulators – Advanced Methods with Illustrative Examples*, Springer. ISBN : 978-3-319-12489-6. 13

ARAKELIAN, V., S. BRIOT et V. GLAZUNOV. 2008, «Singularity-free design of the translational parallel manipulator IRSBot-2», *Mechanism and Machine Theory*, vol. 43, n° 9, p. 1129–1140. 33

ARAKELIAN, V. et M. SMITH. 2005, «Shaking force and shaking moment balancing of mechanisms : a historical review with new examples», *ASME Journal of Mechanical Design*, vol. 127, p. 334–339. 33

ASADA, H. et K. YOUCEF-TOUMI. 1984, «Decoupling of manipulator inertia tensor by mass redistribution», dans *Proceedings of the Design Engineering Technical Conference (DETC)*, Cambridge. 33

ASADPOURE, A., M. TOOTKABONI et J. GUEST. 2011, «Robust topology optimization of structures with uncertainties in stiffness – Application to truss structures», *Computers and Structures*, vol. 89, p. 1131–1141. 90, 114, 115

B. AUGUSTO, F. B. et S. CARO. 2012, «Multiobjective engineering design optimization problems : A sensitivity analysis approach.», *Pesquisa Operacional*, vol. 32(3), p. 575–596. 35, 36

BALLI, S. et S. CHAND. 2002, «Transmission angle in mechanisms», *Mechanism and Machine Theory*, vol. 37, n° 2, p. 175–195. 33

BARENTS, R., M. SCHENK, W. VAN DORSSER, B. WISSE et J. HERDER. 2011, «Spring-to-spring balancing as energy-free adjustment method in gravity equilibrators», *ASME Journal of Mechanical Design*, vol. 133, n° 6. 33

BAUCHAU, O. 2011, *Flexible multibody dynamic*, Springer. 74

BEN-HORIN, P. et M. SHOHAM. 2006, «Singularity analysis of a class of parallel robots based on grassmann?cayley algebra», *Mechanism and Machine Theory*, vol. 41, n° 8, p. 958–970. 33

BENDSOE, M. et O. SIGMUND. 1999, «Material interpolation schemes in topology optimization», *Archive of Applied Mechanics*, vol. 69. 113

BENNETTO, H. 1987, «Microbes come to power», *New Scientist*, p. 36–39. 13

BINAUD, N., P. CARDOU, S. CARO et P. WENGER. 2010, «The kinematic sensitivity of robotic manipulators to joint clearances», dans *Proceedings of ASME Design Engineering Technical Conferences*, Montreal, QC, Canada. 33

BINDER, P. 2015, «Analyse d'éco-conception de deux robots : KUKA 270 et IRSbot-2», cahier de recherche, Fizians Environnement. 12

BOUZGARROU, B., J. FAUROUX, G. GOGU et Y. HEERAH. 2004, «Rigidity analysis of t3r1 parallel robot uncoupled kinematics», dans *Proceedings of the 35th International Symposium on Robotics*, Paris, France. 34

BOUZGARROU, B.-C., P. RAY et G. GOGU. 2005, «News aproache for dynamic modlling of flexible manipulators», *Proceedings of Institution of Mechanical Enginners, Prt K : Journal of Multi-body Dynamics*, vol. 219(3), p. 285–298. 75

BRANCHERIAU, L. et H. BAILLERES. 2003, «Use of the partial least squares method with acoustic vibration as a new grading technique for structural timber», *Holzforschung*, vol. 57, p. 644–652. 59

BRIOT, S. 2014, «Étude disponible», URL http://pagesperso.ls2n.fr/~briot-s/Project_Review.html. 1

BRIOT, S. et I. BONEV. 2008, «Accuracy analysis of 3-dof planar parallel robots», *Mechanism and Machine Theory*, vol. 43, n° 4, p. 445–458. 33

BRIOT, S., V. GLAZUNOV et V. ARAKELIAN. 2013, «Investigation on the effort transmission in planar parallel manipulators», *ASME JMR*, vol. 5, n° 1. 106

BRIOT, S. et A. GOLDSZTEJN. 2018, «Topology optimization of industrial robots : Application to a five-bar mechanism», *Mechanism and Machine Theory*, vol. 120, p. 30–56. 112, 113, 117

BRIOT, S., P. MARTINET et V. ROSENZVEIG. 2015, «The hidden robot : an efficient concept contributing to the analysis of the controllability of parallel robots in advanced visual servoing techniques», *IEEE Transactions on Robotics*, vol. 31, n° 6, p. 1337–1352. 90, 99, 137

BRIOT, S., A. PASHKEVICH et D. CHABLAT. 2009, «On the optimal design of parallel robots taking into account their deformations and natural frequencies», dans *Proceedings of the ASME 2009 International Design Engineering Technical Conferences & Computers and Information in Engineering Conference IDETC/CIE*, San Diego, California. 34

BRIOT, S., A. PASHKEVICH et D. CHABLAT. 2010a, «Optimal technology-oriented design of parallel robots for high-speed machining applications», dans *Proceedings of the 2010 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2010)*, Anchorage, Alaska, USA. 34

BRIOT, S., A. PASHKEVICH et D. CHABLAT. 2010b, «Technology-oriented optimization of the secondary design parameters of robots for high-speed machining applications», dans *Proceedings of the ASME 2010 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2010)*, Montreal, Quebec, Canada. 33, 34

CAMMARATA, A., D. CONDORELLI et R. SINATRA. 2013, «An algorithm to study elastodynamics of parallel robot machines with lower kinematic pairs», *journal of Mechanisms and Robotics*, vol. 5(1). 75

CAMMARATA, A. et R. SINATRA. 2014, «Elastodynamic optimization of a 3T1R parallel manipulator», *Mechanism and Machine Theory*, vol. 73, p. 184–196. 34

CAMPOS, L., F. BOURBONNAIS et I. BONEV. 2010, «Development of a five-bar parallel robot with large workspace», dans *Proceedings of the ASME International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE)*, Montreal, Quebec, Canada. 51, 78

CARO, S., F. BENNIS et P. WENGER. 2003, «Tolerance synthesis of mechanisms : a robust design approach», dans *Proceedings of the ASME 2003 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC 2003)*, Chicago, IL. 34

CARO, S., W. KHAN, D. PASINI et J. ANGELES. 2010, «The rule-based conceptual design of the architecture of serial Schoenflies-motion generators», *Mechanism and Machine Theory*, vol. 45, n° 2, p. 251–260. 33, 100

CARO, S., P. WENGER, F. BENNIS et D. CHABLAT. 2006, «Sensitivity analysis of the orthoglide : A three-dof translational parallel kinematic machine», *ASME Journal of mechanical design*, vol. 128, nº 2, p. 392–402. 33

CEN. 2005, *EN 1995-1-1 : Design of timber structures*. 67

CEN. 2012, *EN 408 : Timber structures - Determination of some physical and mechanical properties*. 55

CEN. 2016, *EN 14358 : Timber structures - Calculation and verification of characteristic values*. 55

CERVERA, E., A. P. DEL POBIL, F. BERRY et P. MARTINET. 2003, «Improving image-based visual servoing with three-dimensional features», *The International Journal of Robotics Research*, vol. 22, nº 10-11, doi :10.1177/027836490302210003, p. 821–839. 45

CHANG, C., A. BORGART, A. CHEN et M. HENDRIKS. 2014, «Direct gradient projection method with transformation of variables technique for structural topology optimization», *Structural and Multidisciplinary Optimization*, vol. 49, nº 1, p. 107–119. 112

CHAO, C. X. C. et L. XIN-JUN. 2015, «Evaluation of force/torque transmission quality for parallel manipulators», *ASME Journal of Mechanisms and Robotics*, vol. 7, nº 4. 33

CHAUDHARY, H. et S. SAHA. 2009, *Dynamics and balancing of multibody systems*, Springer. 13, 33

CHAUMETTE, F. 2004, «Image moments : A general and useful set of features for visual servoing.», *IEEE Transactions on Robotics*, p. 713–723. 43

CHAUMETTE, F. et S. HUCHINSON. 2008, *Handbook of robotics*, chap. 24 : Visual Servoing and Visual Tracking, Springer, p. 563–583. 41

CHEN, C. et J. ANGELES. 2007, «Generalized transmission index and transmission quality for spatial linkages», *Mechanism and Machine Theory*, vol. 42, nº 9, p. 1225–1237. 33

CLAVEL, R. December 1990, «Device for the movement and positioning of an element in space», *US Patent 4 976 582, December 1990*. 13

CLAVEL, R. Juillet 1994, «Robot parallèle», *Technique d'ingenieur, Art 7710*, vol. S, p. 001–018. 8

COOLS, R. et D. NUYENS. 2014, *Monte Carlo and quasi-Monte Carlo methods*, Springer. 83

CRAIG, R. R. et M. C. C. BAMPTON. 1968, «Coupling of substructures for dynamic analysis», *AIAA Journal*, vol. 6, nº 7. 113

CSISZAR, A., P. SOMMER et A. LECHLER. 2015, «EcoBotics : Advantages and challenges of building a bamboo robot arm», dans *Proceedings of the 2015 IEEE International Conference on Industrial Technology (ICIT 2015)*. 15

DALLEJ, T., N. ANDREFF, Y. MEZOUAR et P. MARTINET. 2006, «3d pose visual servoing relieves parallel robot control from joint sensing», dans *2006 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, ISSN 2153-0858, p. 4291–4296, doi :10.1109/IROS.2006.281959. 43

DEBLAISE, D., X. HERNOT et P. MAURINE. 2006, «A systematic analytical method for pkm stiffness matrix calculation», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Orlando, Floride, USA. 57

DOMBRE, E. et W. KHALIL. 2010, «Modeling, performance analysis and control of robot manipulators», . 40

ESPIAU, B., F. CHAUMETTE et P. RIVES. 1990, «Une nouvelle approche de la relation vision-commande en robotique», Research Report RR-1172, INRIA. URL https://hal.inria.fr/inria-00075386. 43, 132

ESPIAU, B., F. CHAUMETTE et P. RIVES. 1992, «A new approach to visual servoing in robotics», *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, vol. 8, nº 3, p. 313–326. 40, 41, 42

EXOSKELETON. 2011, «Exosquelette en bambou», URL http://artifactory.org.au/blog/2011/05/22/heavy-tool-training-day/. iii, 15

FLEURY, C. 1989, «Conlin : an efficient dual optimizer based on convex approximation concepts», *Structural Optimization*, vol. 1, nº 2, p. 81–89. 112

FPL-GTR-190, G. T. R. April 2010, *Wood Handbook – Wood as an engineering material*, Forest Products Laboratory • United States Department of Agriculture Forest Service • Madison, Wisconsin. ix, 21, 22, 23, 29

FRANCEVÉLOTOURISME. 2015, «Vélos en bois», URL https://www.francevelotourisme.com/conseils/velo-et-materiel-de-cyclotourisme/velos-en-bois. 17

FRENCH, M. 1999, *Conceptual Design for Engineers*, Springer. 33, 92

GALITSKY, C. et E. WORRELL. 2008, «Energy efficiency improvement and cost saving opportunities for the vehicle assembly industry», *Berkeley : U.S. Environmental Protection Agency*. 13

GERMAIN, C., S. BRIOT, S. CARO et P. WENGER. 2015, «Natural frequency computation of parallel robots», *ASME Journal of Computational and Nonlinear Dynamics*, , nº 2. 75

GERMAIN, C., S. CARO, S. BRIOT et P. WENGER. 2013, «Optimal design of the IRSBot-2 based on an optimized test trajectory», dans *Proceedings of the ASME 2013 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference (IDETC/CIE 2013)*, Portland, Oregon, USA. 33, 34

GOGU, G. 2008, *Structural Synthesis of Parallel Robots*, Springer. 33

GOSSELIN, C. 1990, «Stifness mapping for parallel manipulators», *IEEE Transactions n Robotics and Automation*, vol. 6(3), p. 377–382. 81

GOSSELIN, C. et J. ANGELES. 1990, «Singularity analysis of closed-loop kinematic chains», *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, vol. 6, nº 3, p. 281–290. 101

GOSSELIN, C. et J. ANGELES. 1991, «A global performance index for the kinematic optimization of robotic manipulators», *ASME Journal of Mechanical Design*, vol. 113, nº 3, p. 220–226. 33

GUITARD, D. et M. FOURNIER, éd.. 1994, *Comportement mécanique du bois - Le bois, matériau d'ingénierie*, Textes rassemblés par Philippe Jodin – A.R.BO.LOR. iii, 26, 27

HAGER, G. D. 1997, «A modular system for robust positioning using feedback from stereo vision», *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, vol. 13, nº 4, doi :10.1109/70.611326, p. 582–595, ISSN 1042-296X. 45

HAINES, D., J. LEBAN et C. HERBE. 1996, «Determination of Young's modulus for spruce, fir and isotropic materials by resonance flexure method with comparison to static flexure and other dynamic methods», *Wood Science and Technology*, vol. 30, p. 253–263. 59

HASHIMOTO, K. et K. HIDENORI. 1993, «LQ Optimal and non linear approaches to visual servoing», dans *Visual Servoing*, World Scientific, p. 165–198. 45

HEIL, U., I. PAULUS et M. SCHACHT. 2014, «Karosseriebautage», *G. Tecklenburg (Ed.)*, p. 3–13. 13

HESS-COELHO, T., L. YONG et V. ALVES. 2004, «Decoupling of dynamic equations by means of adaptive balancing of 2-dof open-loop mechanisms», *Mechanism and Machine Theory*, vol. 39, n° 8, p. 871–881. 33

HILL, C. 2006, *Wood Modification : Chemical, Thermal and Other Processes*, John Wiley & Sons, Ltd. 114

HORAUD, R., F. DORNAIKA et B. ESPIAU. 1998, «Visually guided object grasping», *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, vol. 14, n° 4, p. 525–532. 41

HOSODA, K. et M. ASADA. 1994, «Versatile visual servoing without knowledge of true jacobian», dans *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, vol. 1, p. 186–193 vol.1. 42

HUBERT, J. et J. MERLET. 2009, «Static of parallel manipulators and closeness to singularity», *Journal of Mechanisms and Robotics*, vol. 1, n° 1. 33

IEROPOULOS, I., J. GREENMAN et C. MELHUISH. 2003, «Imitating metabolism : Energy autonomy in biologically inspired robots», dans *Proceedings of the AISB'03, Second International Symposium on Imitation in Animals and Artifacts*, Aberystwyth, Wales, p. 191–194. 13

IMBERT, J. 1984, *Analyse des structures par ?l ?ments finis*, Editions Cépaduès. 62, 65, 66, 72, 73, 74, 75

IRIMIA-VLADU, M., N. SARICIFTCI et S. BAUER. 2011, «Exotic materials for bio-organic electronics», *Journal of Materials Chemistry*, vol. 21, n° 5, p. 1350–1361. 16

IRIMIA-VLADU, M., P. TROSHIN, M. REISINGER, L. SHMYGLEVA, Y. KANBUR, G. SCHWABEGGER, M. BODEA, R. SCHWÖDIAUER, A. MUMYATOV, J. FERGUS, V. RAZUMOV, H. SITTER, N. SERDAR SARICIFTCI et S. BAUER. 2010, «Biocompatible and biodegradable materials for organic field-effect transistors», *Advanced Functional Materials*, vol. 20, nº 23, p. 4069–4076. 16

ISO 9283. 1993, «Manipulating Industrial Robots – Performance Criteria and Related Test Methods», . 149

JAGERSAND, M., O. FUENTES et R. NELSON. 1997, «Experimental evaluation of uncalibrated visual servoing for precision manipulation», dans *International Conference on Robotics and Automation*, vol. 4, p. 2874–2880, doi :10.1109/ROBOT.1997.606723. 42

JORISSEN, A., F. BONGERS, N. KATTENBROEK et W. HOMAN. 2005, «The influence of acetylation of radiata pine in structural sizes on its strength properties», *European Conference on Wood Modification*, p. 108–115. 54

KELLER, A., L. STEVENS, G. WALLACE et M. IN HET PANHUIS. 2015, «3D printed edible hydrogel electrodes», *Biomaterials and Soft Materials*, vol. 1, nº 8, p. 527–532. 16

KHALIL, W. et E. DOMBRE. 2002, *Modeling, Identification and Control of Robots*, Hermes Penton London. 102

KIM, Y., S. CHUN, J. WHITACRE et C. BETTINGER. 2013a, «Self-deployable current sources fabricated from edible materials», *Journal of Materials Chemistry B*, vol. 1, nº 31, p. 3781–3788. 16

KIM, Y., W. WU, S. CHUN, J. WHITACRE et C. BETTINGER. 2013b, «Biologically derived melanin electrodes in aqueous sodium-ion energy storage devices», dans *Proceedings of the National Academy of Sciences*, vol. 100. 16

KOLLMANN, F. 1968, *Ch. 7 : Mechanics and rheology of wood*, Springer-Verlag New York Inc. ix, 29, 31, 53

KOLLMANN, F. et W. JR. 1968, *Mechanics and rheology of wood*, chap. 7, Verlag NY. 74

KONG, X. et C. GOSSELIN. 2007, *Type Synthesis of Parallel Mechanisms*, Springer. 33

KRETSCHMANN, D. 2010, *Ch. 5 : Mechanical properties of Wood*, Forest Products Laboratory, United States Department of Agriculture Forest Service, Madison, Wisconsin. 18, 53, 74, 114

KRUSSZEWSKI, J., W. GAWRONSKI, F. N. E. WITTBRODT et S.GRABOWSKI. 1975, «The rigid finit element method», *Proceeding of the IEEE International Conference on Robotics and Automation,*, vol. Arkady, Warszawa. 74

LANDIS, E. 2016, «Performance prediction in wood structures : the pitfalls and promise of fundamental mechanics», dans *Proceedings of the World Conference on Timber Engineering*, Vienna, Austria. 57

LAPRESTÉ, J., M. DHOME, F. JURIE et F. CHAUMETTE. 2004, «An efficient method to compute the inverse jacobian matrix in visual servoing», dans *International Conference on Robotics and Automation*. 42

LAURENT, T., J. KERGUEME, O. ARNOULD et D. DUREISSEIX. 2010a, «écoconception : Vers un robot en bois – 1ère partie», *Technologies*, vol. 168. iii, 1, 17, 20

LAURENT, T., J. KERGUEME, O. ARNOULD et D. DUREISSEIX. 2010b, «écoconception : Vers un robot en bois – 2nde partie», *Technologies*, vol. 169. iii, 14, 17, 19

LAURENT, T., J. KERGUEME, O. ARNOULD et D. DUREISSEIX. 2010c, «Vers un robot en bois : Première partie», *Technologie MDPI*, vol. 168. (In French). 17

LEICHTI, R., R. HYDE, M. FRENCH et S. CAMILLOS. 2000, «The continuum of connection rigidity in timber structures», *Wood and Fiber Science*, vol. 32, p. 11–19. 67

LI, Z., D. YOUNG, K. XIANG, W. CARTER et Y. CHIANG. 2013, «Towards high power high energy aqueous sodium-ion batteries : the nati 2(po4)3/na0.44mno2 system», *Advanced Energy Materials*, vol. 3, n° 3, p. 290–294. 16

LIU, X.-J., J. WANG et G. PRITSCHOW. 2006, «Kinematics, singularity and workspace of planar 5R symmetrical parallel mechanisms», *Mechanism and Machine Theory*, vol. 44, n° 2, p. 145?169. 33

MADSEN, B. et A. BUCHANAN. 1986, «Size effect in timber explained by a modified weakest link theory», *Can. J. Civ. Eng.*, vol. 13, p. 218–232. 54

MANSARD, N. et F. CHAUMETTE. 2007, «Task sequencing for high-level sensor-based control», *IEEE Transactions on Robotics*, vol. 23, p. 60–72. 146

MARTINET, P., J. GALLICE et D. KHADRAOUI. 1996, «Vision based control law using 3D visual features», dans *Proceedings of the World Automation Congress, WAC96, Robotics and Manufacturing Systems*, vol. 3, Montpellier, France, p. 497–502. 41, 42

MEIKE, D. 2013, *Increasing energy efficiency of robotized production systems in automobile manufacturing*, thèse de doctorat, Riga Technical University. 13

MERLET, J. 1997, «Designing a parallel manipulator for a specific workspace», *The International Journal of Robotics Research*, vol. 16, n° 4, p. 545–556. 33

MERLET, J. 2005, «Optimal design of robots», dans *Robotics : Science and Systems (RSS 2005)*, Cambridge, Massachusetts. 33

MERLET, J. 2006a, «Jacobian, manipulability, condition number, and accuracy of parallel robots», *ASME Transactions Journal of Mechanical Design*, vol. 128, n° 1, p. 199–206. 33

MERLET, J. 2006b, *Parallel Robots*, 2e éd., Springer. 8, 96, 102, 105

MERLET, J. et C. G. G. MOULY. 1998, «Workspaces of planar parallel manipulators», *Mechanism and Machine Theory*, vol. 33, n° 1-2, p. 7–20. 33

M.MAYA. 2015, *Le comportement mécanique du bois.*, Ecole Nationale Superieure d'arts et metiers. 28

NELSON, B. et P. K. KHOSLA. 1993, «Increasing the tracking region of an eye-in-hand system by singularity and joint limit avoidance», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, p. 418–423 vol.3, doi :10.1109/ROBOT.1993.292208. 45

NGUYEN, A. 2015, *Matériaux composites à renfort végétal pour l'amélioration des performances de systèmes robotiques*, thèse de doctorat, Institut Pascal, Clermont-Ferrand. 15

N.T. MASCIA, F. L. 2006, «Remarks on orthotropic elastic models applied to wood», *Materials Research, SciELO Brasil*, vol. 9, p. 301–310. 27

PACCOT, F., N. ANDREFF et P. MARTINET. 2009, «A review on the dynamic control of parallel kinematic machines : Theory and experiments», *The International Journal of Robotics Research*, vol. 28, n° 3, p. 395–416. 39

PAGIS, G., N. BOUTON, S. BRIOT et P. MARTINET. 2015, «Enlarging parallel robot workspace through type-2 singularity crossing», *Control Engineering Practice*, vol. 39, p. 1–11. 116

PAPANIKOLOPOULOS, N. P., P. K. KHOSLA et T. KANADE. 1993, «Visual tracking of a moving target by a camera mounted on a robot : a combination of control and vision», *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, vol. 9, n° 1, doi :10.1109/70.210792, p. 14–35, ISSN 1042-296X. 45

PASHKEVICH, A., D. CHABLAT et P. WENGER. 2009, «Stiffness analysis of overconstrained parallel manipulators», *Mechanism and Machine Theory*, vol. 44, n° 5, p. 966–982. 57

PELLICCIARI, M., A. AVOTINS, K. BENGTSSON, G. BERSELLI, N. BEY, B. LENNARTSON et D. MEIKE. 2015, «Areus – innovative hardware and software for sustainable industrial robotics», dans *Proceedings of the 2015 IEEE International Conference on Automation Science and Engineering (CASE)*, Gothenburg, Sweden. 13

PLUCKER, J. 1865, «On a new geometry of space», *Proceedings of the Royal Society of London*, p. 53, ISSN 03701662. 43

PSHENICHNYJ, B. 1994, *The Linearization Method for Constrained Optimization*, Computational Mathematics, Springer. 112, 117

QUIGLEY, M., A. ASBECK et A. NG. 2011, «A low-cost compliant 7-dof robotic manipulator», dans *Proceedings of the 2011 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2011)*, Shanghai, China. 17

RIAZI, S., K. BENGTSSON, R. BISCHOFF, A. AURNHAMMER, O. WIGSTRÖM et B. LENNARTSON. 2016, «Energy and peak-power optimization of existing time-optimal robot trajectories», dans *Proceedings of the 2016 IEEE International Conference on Automation Science and Engineering (CASE)*, Fort Worth, TX, USA. 13

ROBECOLO. 2015. URL http://robecolo.irccyn.ec-nantes.fr/. 1, 90, 91

ROGNANT, M., E. COURTEILLES et P. MAURINE. 2010, «A systematic procedure for elastodynamic modeling and identification of robot manipulators», *IEE Transactions on Robotics*, vol. 26(6), p. 1085–1093. 74

ROSSOW, M. et J. TAYLOR. 1973, «A finite element method for the optimal design of variable thickness sheets», *AIAA Journal*, vol. 11, nº 11, p. 1566–1569. 111

SAMSON, C., M. L. BORGNE et B. ESPIAU. 1991, «Robot control : The task function approach», *Clarendon Press, Oxford*. 132

S.DWIVEDY et P. EBERHARD. 2006, «Dynamic analysis of flexible manipulators a litterature review», *Mechanism and MachineTheory*, vol. 41(7), p. 749–77. 74

SHABANA, A. 2005, *Dynamics of Multibody Systems*, Cambridge University Press. 13, 74, 113

SHARP, C. et M. BOWYER. 1995, *Mosquito*, Crecy Publishing. 17

SHENDRONES. 2018, «Drone en bambou», URL https://shendrones.myshopify.com/products/booboo. 15

SHI, B., H. ZHAO, M. BEN-EZRA, S. YEUNG, C. FERNANDEZ-CULL, R. SHEPARD, C. BARSI et R. RASKAR. 2014, «Sub-pixel layout for super-resolution with images in the octic group», dans *Proc. European Conference on Computer Vision (ECCV)*, Zurich, Switzerland. 103

SHINTAKE, J., H. SONAR, E. PISKAREV, J. PAIK et D. FLOREANO. 2017, «Soft pneumatic gelatin actuator for edible robotics», dans *Proceedings of the 2017 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2017)*. iii, 16

SIGMUND, O. 2001, «A 99 line topology optimization code written in MATLAB», *Structural and Multidisciplinary Optimization*, vol. 21, nº 2, p. 120–127. 13, 111

SIGMUND, O. et K. MAUTE. 2013, «Topology optimization approaches : A comparative review», *Structural and Multidisciplinary Optimization*, vol. 48, nº 6, p. 1031–1055. 111

SOLLI, K. 1996, «Determination of modulus of elasticity in bending according to EN 408», dans *Proceedings of CIB-W18/29-2*. 55

SVANBERG, K. 1987, «The method of moving asymptotes – a new method for structural optimization», *Numerical Methods in Engineering*, vol. 24, nº 2, p. 359–373. 111

TAKEDA, Y. et H. FUNABACHI. 1995, «Motion transmissibility of in-parallel actuated manipulators», *Transactions JSME series C*, vol. 8, nº 4, p. 749–755. 33

TAO, H., M. BRENCKLE, M. YANG, J. ZHANG, M. LIU, S. SIEBERT, R. AVERITT, M. MANNOOR, M. MCALPINE, J. ROGERS, D. KAPLAN et F. OMENETTO. 2012, «Silk-based conformal, adhesive, edible food sensors», *Advanced Materials*, vol. 24, nº 8, p. 1067–1072. 16

TENSEGRITY, B. 2015, «Mécanisme robotisé de tenségrité en bambou», URL http://zeitgenosse.cc/erkin-bayirli-bamboo-tensegrity-robot-shi-07/. 15

THIERRY, L., J. KERGUEME, O. ARNOULD, et D. DUREISSEIX. 2010, «Eco-conception de bras de robot grande vitesse en bois.enseignement par projet en master», *Technologie,*, vol. 35, p. 169 :24. ix, 23, 24

TRASLOSHEROS, A., J. SEBASTIAN, L. ANGEL, F. ROBERTI et R. CARELLIZ. 2007, «Visual servoing of a parallel robot system», dans *IEEE ISISP*, p. 1–6. 90

VENANZI, S. et V. PARENTI-CASTELLI. 2005, «A new technique for clearance influence analysis in spatial mechanisms», *Journal of Mechanical Design*, vol. 127, p. 446–455. 33

VIGNOLO, A., S. BRIOT, P. MARTINET et C. CHEN. 2014, «Comparative analysis of two types of leg-observation-based visual servoing approaches for the control of the five-bar mechanism», dans *Proceedings of the 2014 Australasian Conference on Robotics and Automation (ACRA 2014)*, University of Melbourne, Australia. 43, 90, 97, 98, 99, 136

VISP. 2015, *Tutorial : How to boost your visual servo control law*, Visual Servoing Plateform (ViSP). Version 3.1.0. *http ://visp-doc.inria.fr/doxygen/visp-daily/tutorial-boost-vs.html*. 144

WANG, C. et C. PIAO. 2011, «From hydrophilicity to hydrophobicity : a critical review», vol. 43, nº 1. 18

WANG, X., W. XU, P. CHATTERJEE, C. LU, J. POPOVICH, Z. SONG, L. DAI, M. KALANI, S. HAYDEL et H. JIANG. 2016, «Food-materials-based edible supercapacitors», *Advanced Materials Technologies*, vol. 1, nº 3. 16

WILKINSON, S. 2000, «"gastronome" – a pioneering food powered mobile robot», dans *Proceedings of the 8th IASTED, International Conference on Robotics and Applications*, Honolulu, Hawaii, USA. 13

W.KHALIL et M.GAUTIER. 2000, «Modeling of mechanical systems with lumped elasticity», *Proceeding of the IEEE International Conference on Robotics and Automation,*, vol. San Francisco,Ca,USA, p. 3965–3970. 74

WU, W., A. MOHAMED et J. WHITACRE. 2013, «Microwave synthesized nati2(po4)3 as an aqueous sodium-ion negative electrode», *Journal of The Electrochemical Society*, vol. 160, nº 3, p. 497–504. 16

WYROBEK, K., E. BERGER, H. VAN DER LOOS et J. SALISBURY. 2008, «Towards a personal robotics development platform : Rationale and design of an intrinsically safe personal robot», dans *Proceedings of the 2008 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA 2008)*. 18

YIN, L. et W. YANG. 2001, «Optimality criteria method for topology optimization under multiple constraints», *Computers and Structures*, vol. 79, nº 20-21, p. 1839–1850. 112

UNIVERSITE BRETAGNE LOIRE / MATHSTIC

CENTRALE NANTES

Titre : Conception et commande d'un robot industriel en bois

Mots clés : Mécanisme à cinq barres, conception optimale, modèles élastiques des robots, bois acétylé, asservissement visuelle, écoconception

Résumé :

Concevoir des robots avec des Matériaux Bio-Sourcés (MBS) dans le but d'écoconception n'a presque jamais été exploré dans le passé. L'objectif de cette thèse est de montrer qu'il est possible de réduire considérablement l'impact environnemental des robots industriels en remplaçant la grande majorité des matériaux métalliques / composites de carbone utilisés dans leur conception par des matériaux bio-sourcés à faible impact écologique. Le bois est l'un des meilleurs candidats en raison de ses propriétés mécaniques intéressantes. Cependant, les performances / dimensions du bois varient en fonction des conditions atmosphériques / sollicitations externes. Ainsi, cette thèse s'inscrit dans le cadre du projet RobEcolo dont le défi est de concevoir un robot industriel parallèle en bois rigide et précis. Afin d'assurer une performance optimale de robots en bois (en particulier la précision) et de minimiser l'incertitude des modèles MBS et les erreurs dues aux variations dimensionnelles en fonction des conditions atmosphériques, des capteurs extéroceptifs peuvent être utilisés pour commander le robot. Cependant, toute observation externe a un impact sur les performances du robot. Il est donc nécessaire d'optimiser la conception du robot par rapport aux critères de performance mécanique usuels mais aussi par rapport aux indices de performance issus de la définition de la commande par capteurs extéroceptifs. Ainsi, l'un des objectifs de ce manuscrit est de décrire une nouvelle approche de conception orientée commande.

Cette approche permet de prendre en compte les performances du contrôleur dès la phase de conception du robot ce qui amènera à satisfaire la performance de précision lors de la commande de celui-ci, par la définition des paramètres géométriques primaires optimaux du robot. En effet, des modèles élastiques sont nécessaires aux étapes de conception et de contrôle et doivent être suffisamment précis pour fournir une estimation correcte des déformations et des fréquences propres du robot. De plus, ils doivent également être efficaces sur le plan de temps de calcul, car ils seront calculés des milliers de fois au cours du processus de la conception optimale, ou en temps réel dans la boucle de commande. Afin de répondre à ces exigences, nous proposons dans ce manuscrit une modification basée sur la théorie poutre d'Euler-Bernoulli qui est utilisée pour développer des modèles élastiques en bois simples et rapides capables de prédire un comportement réaliste des robots en bois en statique et en dynamique. Enfin, les développements théoriques proposés dans cette thèse ont permis le prototypage d'un mécanisme à cinq barres en bois et les performances du robot en termes de rigidité et de précision ont été validées expérimentalement sur le prototype

Title : Design and control of an industrial wooden robot

Keywords : Five-bar mechanism, optimal design, elastic modeling of robots, acetylated wood, visual servoing, eco-design

Abstract: Designing robots with bio-sourced materials (BSM) for eco-design purpose has almost never been explored in the past. This thesis investigates the potential of using bio-sourced materials, which have almost no environmental impact, instead of metals for robot design. Wood is one of the best candidates because of its interesting mechanical properties. However, wood performance / dimensions vary with the atmospheric conditions / external solicitations. Thus, this thesis is in the framework of the RobEcolo project whose challenging to design a stiff and accurate wooden industrial parallel robot. To ensure optimal performance of the wooden robot (specifically the accuracy) and in order to minimize the uncertainty of the BSM models and the errors due to the dimensional variations due to atmospheric conditions exteroceptive sensors can be used to control the robot.

In order to satisfy these requirements, we propose in this manuscript a modification of the Euler-Bernoulli beam theory which is used to develop accurate and fast wood elastic models able to predict the realistic robot static and dynamic behaviors. Finally, theoretical developments proposed in this thesis allowed the prototyping of an industrial wooden five-bar mechanism and the robot performance in term of safeness and accuracy has been validated experimentally on the prototype.