



HAL
open science

Développement d'une loi de commande avancée pour la maîtrise des vibrations des robots sériels à liaisons flexibles

Jacques Farah

► **To cite this version:**

Jacques Farah. Développement d'une loi de commande avancée pour la maîtrise des vibrations des robots sériels à liaisons flexibles. Génie mécanique [physics.class-ph]. Université Clermont Auvergne [2017-2020], 2019. Français. NNT : 2019CLFAC002 . tel-02137409

HAL Id: tel-02137409

<https://theses.hal.science/tel-02137409>

Submitted on 23 May 2019

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

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

Université Clermont Auvergne
Ecole Doctorale
Sciences pour l'Ingénieur de Clermont Ferrand

Projet de Thèse

Présentée
pour obtenir le grade de :

Docteur d'université

Spécialité : Génie Mécanique

par

Jacques FARAH

Développement d'une loi de commande avancée pour la maîtrise des
vibrations des robots sériels à liaisons flexibles

Soutenue publiquement le 29/01/2019
Devant le jury :

M. Pierre RENAUD	Professeur, INSA Strasbourg	Président
M. Richard BEAREE	Professeur, ENSAM Campus Lille	Rapporteur
M. Stéphane CARO	Direct. de Rech. CNRS, Ecole Centrale de Nantes	Rapporteur
Mme Hélène CHANAL	Maître de conférences, HDR, SIGMA Clermont	Directeur de thèse
M. Nicolas BOUTON	Maître de conférences, SIGMA Clermont	Co-encadrant
M. Vincent GAGNOL	Maître de conférences, HDR, SIGMA Clermont	Co-encadrant

Institut Pascal
SIGMA Clermont et Université Clermont Auvergne

Remerciements

Le travail présenté dans ce mémoire de thèse a été réalisé à l'institut Pascal Clermont Ferrand au sein du laboratoire de SIGMA.

Comme la tradition le veut, ces quelques lignes du manuscrit sont les plus agréables à écrire. Elles signifient que la thèse est enfin terminée et elles permettent de remercier l'ensemble des personnes qui ont participé de près ou de loin à la réalisation de cette thèse. Je tiens tout d'abord à exprimer ma vive reconnaissance à Monsieur Pierre RENAUD, Professeur à l'INSA de Strasbourg, pour m'avoir fait l'honneur d'accepter de présider mon jury de thèse. Je remercie aussi chaleureusement Messieurs Richard BEAREE, Professeur à l'école nationale supérieure d'arts et métiers (ENSAM) à Lille et Stéphane CARO, Directeur de recherche CNRS et Responsable de l'équipe RoMaS d'avoir accepté de rapporter ce mémoire de thèse ; vos remarques et vos observations très constructives m'ont permis de prendre le recul nécessaire à la préparation de ma soutenance.

Je voudrais exprimer toute ma reconnaissance à ma directrice de thèse, Hélène CHANAL, Maître de Conférences, HDR à SIGMA Clermont. Merci pour sa patience et ses précieux conseils qui m'ont beaucoup aidé à me développer personnellement et professionnellement ainsi que la confiance qu'elle m'a accordée. Merci pour les nombreuses réunions de travail, pour les relectures sans cesse, et pour les réunions de préparation de l'exposé final qui ont été une grande source de force. Merci de m'avoir appris le sens de la rigueur scientifique.

Je remercie chaleureusement Vincent GAGNOL, Maître de Conférences, HDR à SIGMA Clermont, pour son pour son encadrement, son enthousiasme et surtout pour ses retours rapides et disponibilité. Je conserve un très bon souvenir de nos réunions travail qui ont constitué une source de motivation importante.

Je remercie aussi chaleureusement Nicolas BOUTON Maître de Conférences à SIGMA Clermont, pour ses conseils et sa générosité en me transmettant son expérience dans le domaine de la robotique surtout la partie commande. Merci pour les trois, C'était un vrai plaisir de travailler avec des personnes aussi motivées et généreuses.

Je remercie aussi les professeurs et les enseignants de l'institut Pascal.

Il me tient à cœur de remercier tous les collègues docteurs et doctorants pour leur soutien et pour l'ambiance de travail sérieuse mais très détendue. Merci donc à Montassar, Essia, Mathieu, Dana, Dong.

Un merci spécial à celle qui a fait le déplacement de loin pour assister à ma soutenance.

Le mot de la fin est bien sûr destiné à ma famille, ma chérie, et mes amis du Liban, qui m'ont permis d'arriver là où je suis et m'ont supporté au quotidien : ce diplôme de doc, il est pour vous.

Table des matières

Introduction	13
Chapitre 1 Maîtrise du comportement vibratoire des robots à articulation flexible	17
1 Définitions.	19
1.1 Robots sériels.	19
1.2 Modèle géométrique	20
1.3 Modèle dynamique.....	21
1.4 Quelques critères de performances.	21
2 Les opérations de « Pick and Place »	24
1.1 Définition d’une opération de « Pick and Place ».....	24
1.2 Robots spécialisés pour des opérations de « Pick and Place ».....	25
3 Modélisation de la flexibilité des articulations d’un robot.....	26
3.1 Origine des flexibilités au niveau des articulations des robots manipulateurs.	27
3.2 Modélisation du comportement des articulations flexibles.....	28
4 Commandes des robots manipulateurs à articulations flexibles.....	31
4.1 Commande simple de type PD.....	33
4.2 Approche par perturbation singulière	34
4.3 Linéarisation par bouclage	35
4.4 Commande adaptative.....	36
4.5 Conclusion	36
5 Conclusion.....	37
5.1 Constat	37
5.2 Problématique	37
Chapitre 2 Modélisation mécanique et identification d’un robot Scara à 2ddl.....	39
1 Introduction	39
2 Description du robot Adept Scara S600	40
3 Modélisation géométrique du robot Adept Scara S600	41
4 Identification géométrique du robot Scara S600.....	42
4.1 Principe de l’identification géométrique.....	42
4.2 Procédure d’identification des paramètres géométriques du robot Scara S600.....	43

Table des matières

4.3	Validation du modèle obtenu	47
5	Modélisation dynamique rigide du robot Adept Scara S600	48
6	Intégration de la flexibilité des articulations dans le modèle dynamique du robot Scara S600.....	49
7	Identification des paramètres du modèle dynamique	52
7.1	Principe de l'identification des modèles dynamiques considérant la structure du robot comme rigide	52
7.2	Identification des raideurs au niveau des articulations	53
7.3	Identification des paramètres dynamiques du robot Scara S600	56
7.4	Validation du modèle dynamique identifié.....	60
7.5	Identification des paramètres d'amortissement au niveau des articulations	61
8	Conclusion.....	63
Chapitre 3 Proposition d'une stratégie de commande adaptée aux robots flexibles.....		65
1	Introduction	65
2	Définition de la loi de commande en position classique (PID).....	66
3	Proposition d'une loi de commande pour des robots à articulations flexibles.....	66
3.1	Simulations.	68
3.2	Expérimentations et résultats	76
4	Conclusion.....	87
Chapitre 4 Etude de la sensibilité des performances de la commande aux défauts de modélisation		89
1	Introduction	89
2	Etude des paramètres influents sur l'erreur d'asservissement.....	90
2.1	Performance d'une commande dédiée aux robots rigides.	91
2.2	Performance d'une commande sans prise en compte des amortissements.	94
2.3	Synthèses.....	97
3	Etude de sensibilité de la performance de la nouvelle loi de commande.....	98
3.1	Effet des erreurs au niveau de l'estimation des inerties.....	98
3.2	Effet des erreurs au niveau des raideurs articulaires.....	99
3.3	Effet des erreurs au niveau des amortissements articulaires.....	102
4	Conclusion.....	104
Conclusion et perspectives		105
Bibliographie		109

Table des illustrations

Figure 0-1 : évolution des ventes annuelles de robots industriels (IFR, 2016).....	13
Figure 0-2 : système de transmission de l'articulation "coude" d'un robot Scara (Harmonic Drive, 2018)	15
Figure 1-1 : Architecture d'un système de commande générique d'un axe du manipulateur robotisé Robot (Oueslati, 2013)	17
Figure 1-2 : Structure de robot à poignet rotule (Khalil and Dombre, 2000).....	19
Figure 1-3 : Deux grandes familles de robots sériels. (a) Staübli (Staübli, 2018) (b) Adept Viper(Adept, 2018b).	20
Figure 1-4 : Définition de la précision d'un robot (Gutiérrez, 2016).....	22
Figure 1-5 : Modèle générique flexible d'un axe d'un robot sériel (Olabi, 2011).....	23
Figure 1-6 : Adept Cobra S600.	24
Figure 1-7 : Forme du cycle Adept (Nabat, 2007).	24
Figure 1-8 : Robots spécialistes des opérations de Pick and Place.	25
Figure 1-9 : Eléments de transmissions classiques des robots anthropomorphes (Makarov, 2013)	27
Figure 1-10 : représentation schématique d'une articulation flexible de robot (Siciliano and Khatib, 2008).....	29
Figure 1-11 : Modélisation classique du frottement au niveau des articulations d'un robot (a) frottement sec de glissement, b) frottement visqueux, c) frottement d'adhérence, d) frottement de Stribeck (Bittencourt et al., 2010)	30
Figure 1-12 : Mesure expérimentale de la rigidité d'un robot industriel (Dumas et al., 2011) 30	30
Figure 1-13 : Schéma de commande classique.	32
Figure 1-14 : Structure de commande cascade obtenue par l'approche par perturbation singulière.	35
Figure 2-1 : Présentation des dimensions du robot Adept Scara S600 (Adept, 2013).....	40
Figure 2-2 : Modélisation géométrique du robot Adept Scara S600.....	41
Figure 2-3 : Boucle d'identification d'un système (Ljung, 2011).....	42
Figure 2-4 : Différents capteurs de mesure externe pour l'identification géométrique des robots	43
Figure 2-5 : Déplacements réalisés lors de l'identification des paramètres géométriques	44
Figure 2-6 : Points mesurés lors du premier déplacement projetés dans le plan P	45
Figure 2-7 : Points mesurés lors du second déplacement projetés dans le plan P	46
Figure 2-8 : Paramétrage géométrique du robot Scara S600 utilisé pour le modèle dynamique.	48
Figure 2-9 : Trajectoire suivie par l'effecteur suivant l'axe x du repère de mesure en fonction de la vitesse de parcours.....	50
Figure 2-10 : Mesure du comportement vibratoire en phase d'arrêt de suivi de la trajectoire. 50	50
Figure 2-11 : Paramétrage du modèle dynamique à articulation flexible.	51
Figure 2-12 : Principe de la méthode Inverse Dynamic Identification Model-Least Square... 53	53
Figure 2-13 : Exemple de déformée modale du robot Scara S600 simulée par le logiciel LMS-TAB.....	54

Figure 2-14 : Configuration du robot Scara S600 servant pour la mesure des fréquences propres.	54
Figure 2-15 : Configuration de l'essai réalisé bras tendu.	55
Figure 2-16 : Choix des modes stables (FRF du système étudié).	55
Figure 2-17 : Couple moteur mesuré lors du mouvement à 20 % de la vitesse maximale de l'articulation 1.	58
Figure 2-18 : Couple moteur mesuré lors du mouvement à 20 % de la vitesse maximale de l'articulation 2.	58
Figure 2-19 : Couple mesuré et calculé après identification pour le mouvement 1.	59
Figure 2-20 : Couple mesuré et calculé après identification pour le mouvement 2.	59
Figure 2-21 : Trajectoire suivie par les deux liaisons pivot pour la validation du modèle dynamique.	60
Figure 2-22: Couples mesurés et calculés lors du suivi de la trajectoire de validation.	61
Figure 3-1 : Schéma de commande classique PID.	66
Figure 3-2 : Nouvelle loi de commande en couple calculé pour manipulateur à articulations flexibles.	68
Figure 3-3 : Principe de la génération de trajectoire.	70
Figure 3-4 : Génération de trajectoire dans l'espace articulaire.	70
Figure 3-5 : Interpolation polynomiale de degrés 3 et 5 (Khalil and Dombre, 2012).	71
Figure 3-6 : Lois des générations de trajectoire de type Bang-Bang ou trapézoïdale (Khalil and Dombre, 2012).	71
Figure 3-7 : Exemples de systèmes asservis (Khalil and Dombre, 2000).	74
Figure 3-8 : Schéma d'une boucle de commande avec un correcteur PD.	74
Figure 3-9 : Maquette du robot étudié avec des articulations flexibles sous Adams.	77
Figure 3-10 : Trajectoires consignes dans l'espace cartésien.	78
Figure 3-11 : Trajectoires articulaires consignes.	79
Figure 3-12 : Vitesses articulaires consignes.	79
Figure 3-13 : Accélération articulaires consignes.	79
Figure 3-14 : Schéma d'une commande en couple calculé avec anticipation.	81
Figure 3-15 : Erreurs de suivi de trajectoire dans l'espace articulaire.	82
Figure 3-16 : Erreurs de suivi de trajectoire de la commande PD dans l'espace cartésien.	82
Figure 3-17 : Erreurs de suivi de trajectoire de la commande PD dans l'espace articulaire.	83
Figure 3-18 : Temps de déplacement pour la commande classique.	83
Figure 3-19 : Erreurs de suivi de trajectoires dans l'espace articulaire pour un réglage instable.	84
Figure 3-20 : Erreur de suivi de trajectoires dans l'espace cartésien pour la nouvelle loi de commande.	85
Figure 3-21 : Erreur de suivi de trajectoires dans l'espace articulaire pour la nouvelle loi de commande.	85
Figure 3-22 : Temps de déplacement pour la nouvelle commande.	86
Figure 4-1 : Schéma de commande basée sur une modélisation rigide d'un robot.	92
Figure 4-2 : Evolution de la position de l'effecteur pour un temps de réponse à 5% de 0,0143 s.	92
Figure 4-3 : Erreur de suivi de la trajectoire cartésienne pour la commande robot rigide.	93
Figure 4-4 : Erreur de suivi de la trajectoire articulaire pour la commande robot rigide.	93
Figure 4-5 : Temps de parcours pour la loi de commande robot rigide.	94
Figure 4-6 : Schéma de commande basée sur une modélisation sans amortissement des liaisons.	95
Figure 4-7 : Erreur de suivi de la trajectoire cartésienne pour la commande sans amortissement.	95

Figure 4-8 : Erreur de suivi de la trajectoire articulaire pour la commande sans amortissement. 96

Figure 4-9 : Temps de parcours pour la loi de commande sans amortissement..... 97

Figure 4-10 : Positions cartésiennes simulées de l'effecteur pour une variation de 12 % des paramètres de la matrice d'inertie estimée..... 99

Figure 4-11: Erreurs de positions cartésiennes pour une erreur de 5% sur les raideurs articulaires. 100

Figure 4-12 : Erreurs de positions cartésiennes pour une erreur de + 10% sur les raideurs articulaires en appliquant le même réglage que celui d'une erreur de + 5%. 101

Figure 4-13: Relation temps de réponse à 5% - erreurs sur les raideurs articulaires. 101

Figure 4-14: Erreurs de positions cartésiennes pour une erreur de +5 % sur les raideurs articulaires. 102

Figure 4-15: présence de vibrations. (a) couple moteur 1 (b) couple moteur 2 (c) Erreurs de positions cartésiennes. 103

Index des tableaux

Tableau 1-1 : Performances des robots sériels pour des opérations de ‘Pick and Place’.....	26
Tableau 2-1 : Spécifications du robot Adept Scara S600 (Adept, 2007).	40
Tableau 2-2 : Points mesurés dans le repère du Laser Tracker lors du premier déplacement.	45
Tableau 2-3 : Points mesurés dans le repère du Laser Tracker lors du premier déplacement.	46
Tableau 2-4 : Points mesurés dans le repère du Laser Tracker pour la validation du modèle identifié.....	47
Tableau 2-5 : Fréquence et amortissement relevé pour les deux configurations testées.....	56
Tableau 2-6 : Paramètres dynamiques identifiés.....	59
Tableau 3-1 : Paramètres dynamiques de la maquette Adams.	77
Tableau 3-2 : Positions initiales et désirées dans l'espace articulaire et l'espace cartésien.	78
Tableau 3-3 : Vitesses et accélérations maximales atteintes sur les trajectoires consignées.	80
Tableau 3-4 : Résumé des résultats de simulation de la commande classique en couple calculé avec anticipation.....	83
Tableau 3-5 : Résumé des résultats de simulation de la nouvelle commande.	85
Tableau 3-6 : Comparaison commande classique (commande en couple calculé avec anticipation) et la nouvelle commande (CTC).	86
Tableau 4-1 : Comparaison des performances de la nouvelle loi de commande et de la commande robot rigide.....	93
Tableau 4-2 : Comparaison des performances de la nouvelle loi de commande et de la commande sans amortissement.	96
Tableau 4-3 : Comparaison des performances des différentes lois de commandes.	97
Tableau 4-4 : Analyse de sensibilité comparative entre les différents types d'erreurs à différents pourcentages.....	103

Introduction

L'amélioration de la précision et de la productivité d'une tâche passe fréquemment par la mise en place d'un processus plus ou moins autonome. C'est dans ce contexte que les robots manipulateurs ont été créés. L'utilisation de robots dans l'industrie est de plus en plus importante notamment pour réaliser des opérations d'assemblage, d'usinage, de peinture ou de manipulation (aussi appelé « Pick and Place ») (Figure 0-1).

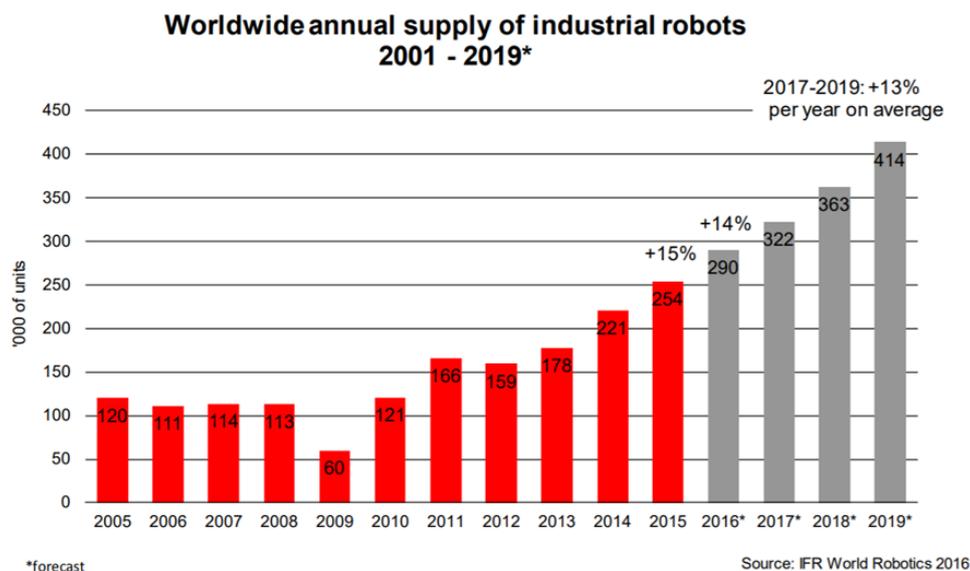


Figure 0-1 : évolution des ventes annuelles de robots industriels (IFR, 2016)

Dans le cadre de cette thèse, nous nous intéressons aux robots adaptés à la réalisation des opérations de « Pick and Place ». Pour ce type de tâche, suivant la norme ISO9283, les performances nécessaires sont : la précision et la répétabilité de pose (position et orientation), la précision d'orientation, la précision et répétabilité sur la distance, le temps de stabilisation, le dépassement de position, la durée de stabilisation, et la raideur statique. Un des enjeux actuels pour ce type de tâche est l'augmentation des cadences tout en garantissant une précision élevée. Pour atteindre cet objectif, des robots à structures légères sont développés mais les souplesses et flexibilités qui en résultent entraînent une grande sensibilité

Introduction

aux différentes excitations (Colas, 2007). Ainsi, lors de mouvements avec de fortes accélérations, des phénomènes vibratoires apparaissent (Oueslati, 2013).

L'augmentation de la productivité passe ainsi par la maîtrise du comportement vibratoire. Les principales causes d'apparition de ces vibrations sont liées aux forces d'inerties, aux sollicitations extérieures couplées aux comportements mécaniques de la structure du robot et du système de commande. Ainsi, des travaux sont menés pour améliorer la précision de suivi d'une trajectoire en prenant en compte la flexibilité des liaisons et des corps des robots en fonction des éléments influents considérés (Wang, Zhang and Fuhlbrigge, 2009) (Dumas, 2012).

La maîtrise du comportement vibratoire d'un robot peut être réalisée suivant plusieurs points de vue en agissant sur différents éléments de la cellule robotisée (position de la tâche dans l'espace de travail (Mejri, 2016), interpolation de trajectoire (Oueslati, 2013) ou loi de commande (Siciliano and Khatib, 2008)). Dans ces travaux de thèse, nous nous intéressons à l'influence de la stratégie de commande sur le comportement vibratoire d'un robot sériel à 2 degrés de liberté lors d'une opération de « Pick and Place ». Cette application exige de respecter une précision de pose finale importante tout en ayant une vitesse d'exécution de la tâche importante. La pose est la position d'un point particulier de l'effecteur et l'orientation du repère associé.

En pratique, ce comportement vibratoire peut être due à la flexibilité du système de transmission de mouvement au niveau des articulations et à la flexibilité des corps en mouvement (Book, 1990)(Siciliano and Khatib, 2008)(Rahimi and Nazemizadeh, 2013)(Sayahkarajy, Mohamed and Faudzi, 2016). En fonction du type de flexibilité mis en jeu et compensé dans la commande, différentes activités de recherche sont menées (Siciliano and Khatib, 2008). Deux grandes familles de travaux de recherche cohabitent en fonction des flexibilités prises en compte, respectivement au niveau des corps et au niveau des articulations. Dans ces travaux de thèse, nous nous intéressons au robot manipulateur à articulations flexibles.

La présence de flexibilité dans les systèmes de transmission de mouvement des robots industriels est classique du fait de l'utilisation de courroie, d'arbre ayant une longueur importante par rapport à leur section, de câbles, des réducteurs Harmonic drive® ou des engrenages (Colin, 1995)(Siciliano and Khatib, 2008) (Figure 0-2). Ainsi lors d'un mouvement rapide générant des efforts d'inertie importants des mouvements parasites de faible amplitude et à fréquences élevées peuvent être observés (Olabi, 2011).

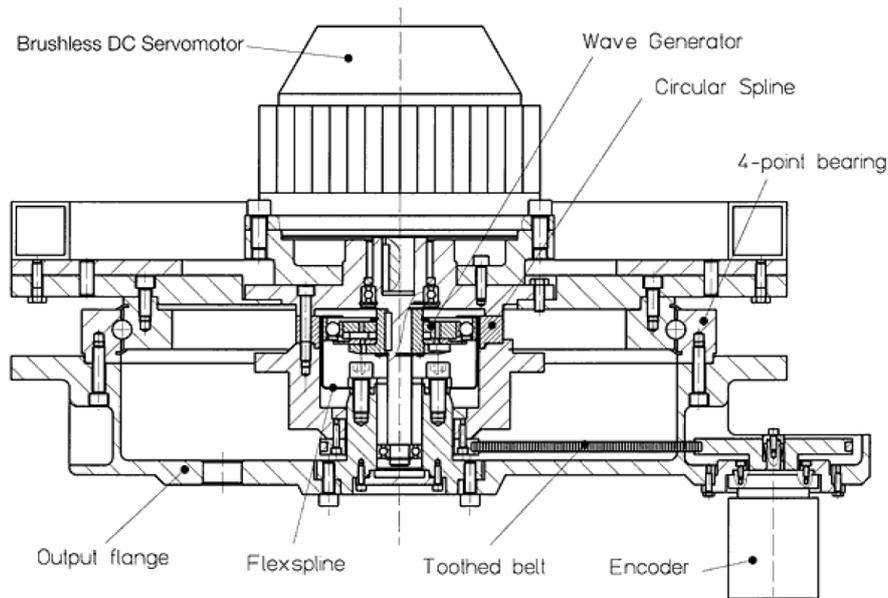


Figure 0-2 : système de transmission de l'articulation "coude" d'un robot Scara (Harmonic Drive, 2018)

La difficulté de mise en place d'une loi de commande compensant la flexibilité des articulations repose sur le fait que généralement le système de mesure de la position et de la vitesse de chacune des articulations se fait avant le système de transmission du mouvement (Siciliano and Khatib, 2008). Ainsi, il n'y a pas de mesure directe de la déformation élastique des articulations et sa compensation passe par la mise en place de méthodes dédiées que nous allons présenter dans le chapitre suivant.

Ces travaux de thèse s'intéressent à la mise en place d'une stratégie de commande basée modèle de compensation de la flexibilité des articulations d'un robot à mouvement plan. Les travaux sont illustrés sur un robot Scara.

Ce document débute par un état de l'art des travaux de recherches fait dans le but de limiter les vibrations des robots durant les exécutions de différentes tâches en se focalisant sur les opérations de Pick and Place. La maîtrise du comportement vibratoire peut être réalisée par la commande. Des travaux s'appuyant sur différentes hypothèses confirment la nécessité de la prise en compte des flexibilités dans la commande. Cet état de l'art s'intéresse dans un premier temps à caractériser le comportement d'une structure mécanique. Après une présentation des robots dédiés aux opérations de Pick and Place, nous décrivons les différentes méthodes de modélisation des liaisons flexibles présentes dans la littérature. Ce chapitre se termine par une présentation des stratégies de commandes appliquées aux robots à liaisons flexibles durant l'exécution d'opérations nécessitant à la fois une grande précision et un faible temps de réponse.

Introduction

Le chapitre 2 est consacré à l'identification des paramètres géométriques et dynamiques du robot objet de notre étude. Ainsi l'identification de ces paramètres permet de synthétiser des lois de commandes basées modèles. L'amélioration de la précision qui en résulte contribue à la maîtrise du comportement dynamique de la structure. Cette première phase d'identification permet de modéliser et prédire le comportement du robot avec une hypothèse des corps rigides avant l'identification des flexibilités des liaisons.

L'identification des paramètres géométriques est réalisée sur la base de mesures des positions cartésiennes à l'aide d'un capteur de mesure externe (Laser Tracker) et en se basant sur des algorithmes de minimisation. L'identification des paramètres dynamiques du modèle dynamique en considérant le robot comme rigide est faite en minimisant l'erreur entre les couples calculés et ceux déduits des mesures expérimentales du courant à travers le contrôleur Adept (V^+). La minimisation est réalisée par minimisation d'une fonction coût en utilisant des algorithmes et des fonctions d'optimisations sous Matlab. L'identification des raideurs articulaires est effectuée sur la base d'une Analyse Modale Expérimentale (AME) de la structure du robot réalisée avec le logiciel LMS-TAB. Les modes propres correspondant à la déformation des articulations sont alors déterminés. Après évaluation des taux d'amortissement correspondant aux modes propres, nous déterminons les amortissements de chaque articulation.

Suite à cette étude préliminaire, une loi de commande en couple calculé considérant les flexibilités présentes dans les liaisons pivot est ainsi développée dans le troisième chapitre. Une boucle de retour flexible est alors introduite dans le schéma de commande afin d'assurer sa stabilité et un système de correction PD a pour rôle de minimiser les erreurs d'entrées – sorties. Les gains du correcteur sont réglés par une méthodologie de réglage basée modèle. La validité de cette loi de commande est étudiée à l'aide de simulations avancées et à une comparaison avec une loi de commande classique appliquée sur le même simulateur. Les performances de ces deux stratégies de commande sont analysées par des évaluations expérimentales des lois de commandes synthétisées. La validation expérimentale montre une très grande sensibilité aux flexibilités articulaires.

Ce travail est finalisé par une analyse de sensibilité aux erreurs de modélisation. Dans ce cadre, nous appliquons au même simulateur une loi de commande dédiée aux robots rigides et une autre ne considérant pas les amortissements dans l'observateur implémenté dans la commande. En comparant les temps de réponse à 5%, l'erreur moyenne de suivi de trajectoire et l'erreur de précision de pose de l'effecteur, nous confirmons la pertinence de la loi de commande ainsi proposée. Une étude de l'influence des erreurs d'identification et de modélisation des modèles implémentés dans la commande finalise ce chapitre.

Chapitre 1 Maîtrise du comportement vibratoire des robots à articulation flexible

Une des utilisations des robots manipulateurs anthropomorphes consiste à déplacer et orienter des pièces suivant un processus donné. La trajectoire réelle suivie par l'effecteur du robot est le résultat de : la définition de la trajectoire, l'interpolation de la trajectoire, les lois de commande et le comportement mécanique de la structure du robot (Moberg, 2010)(Oueslati, 2013) (Figure 1-1).

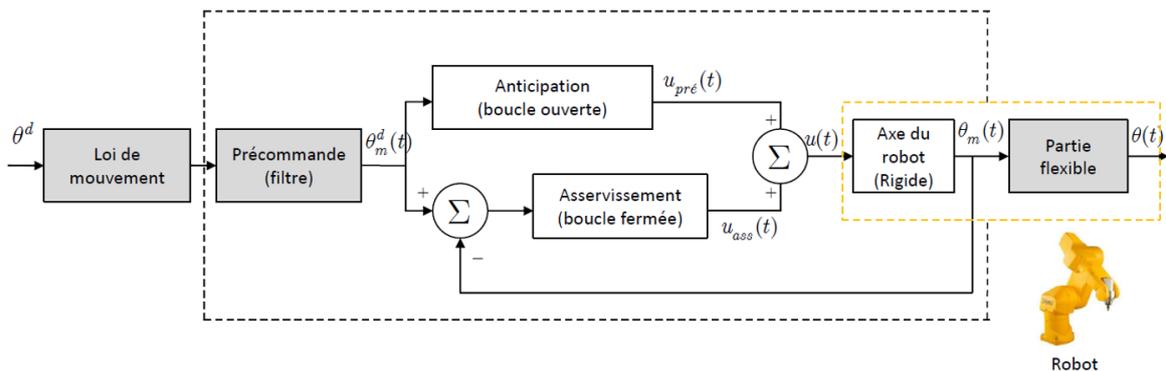


Figure 1-1 : Architecture d'un système de commande générique d'un axe du manipulateur robotisé Robot (Oueslati, 2013)

Des activités de recherche sont menées sur ces différentes étapes afin de limiter l'influence du comportement vibratoire de la structure du robot sur la réalisation de la tâche. Différentes hypothèses sont faites pour prendre en compte la flexibilité au niveau des liaisons et des pièces de la structure du robot pour développer un modèle mécanique du robot ou proposer une loi de commande adaptée (Dwivedy and Eberhard, 2006).

La mise en mouvement de la structure du robot pour la bonne exécution d'une tâche est confiée au système de commande. Ainsi, la loi de commande permet de déterminer les valeurs des consignes des actionneurs à partir de la trajectoire souhaitée de l'effecteur. La maîtrise du mouvement de l'effecteur passe donc par une maîtrise de la stratégie de commande vis-à-vis du comportement de la structure du robot. La

cohérence de la stratégie de commande vis-à-vis du comportement mécanique de la structure permet ainsi d'améliorer les performances d'un système robotisé (Le Flohic, 2015).

Il est alors nécessaire de s'intéresser à la fois aux méthodes de modélisation mécanique du comportement de la structure des robots mais aussi aux méthodes de planification de trajectoires et de commande pour maîtriser le comportement vibratoire pendant la réalisation de la tâche.

Les méthodes de planification de trajectoires d'un robot consistent à définir son mouvement dans l'espace. Le problème de la planification de trajectoires peut être décomposé en deux sous problèmes (Olabi, 2011) : la planification du trajet géométrique que l'effecteur mobile doit suivre pour réaliser une tâche et la génération de loi de mouvement (position en fonction du temps). La loi de mouvement définie doit classiquement être composée d'une phase d'accélération et d'une phase de décélération, permettre la description d'un déplacement complet sans dégénérescence de la forme et avoir potentiellement la capacité de limiter les vibrations du système (Béarée and Olabi, 2013). Cette loi de mouvement est alors calculée soit vis-à-vis de critères géométriques sur la trajectoire (Pateloup *et al.*, 2006) ou d'un modèle de comportement mécanique de la structure à mettre en mouvement (Olabi *et al.*, 2012). Toutefois le gain apporté par la planification de trajectoires est lié aux performances de la commande implémentée sur le robot. Ainsi, nos travaux se focalisent sur la définition d'une stratégie de commande pour augmenter les performances des robots à articulations flexibles.

La loi de commande permet de calculer une consigne imposée au moteur en fonction de la trajectoire désirée et de la trajectoire réelle suivie par l'outil à un instant donné. Généralement, sur la plupart des robots industriels, la mesure permettant d'estimer la trajectoire réelle est réalisée avant le système flexible de transmission de mouvement. Dans le cas d'un schéma de commande simple portant sur des lois de commande en position sur chaque axe (utilisant des régulateurs Proportionnel Dérivé, PD, ou Proportionnel Intégral Dérivé, PID), sa compensation passe par un réglage expérimental des gains (Siciliano and Khatib, 2008). Toutefois ce réglage ne garantit pas l'optimisation de la performance de la commande et peut être remis en cause lorsque des perturbations apparaissent sur certains des axes. Pour améliorer la performance des robots à articulations flexibles, des travaux de recherche s'intéressent à la synthèse des lois de commande dédiées à ce type de robots (Makarov, 2013). Dans ce cas, le développement de modèle mécanique de comportement des structure de robots est nécessaire (Sweet and Good., 1984).

Ce constat, nous montre l'importance de la modélisation du comportement de la structure du robot dans la définition d'une stratégie de commande performante.

Dans la suite de ce chapitre, les termes permettant de définir la structure d'un robot anthropomorphe sont présentés. Nous analysons ensuite différents travaux de modélisation du comportement des robots flexibles. Finalement, les stratégies de commandes permettant de prendre en compte les comportements mécaniques des robots à articulations flexibles sont présentées.

1 Définitions.

Afin de caractériser le comportement d'une structure mécanique d'un robot manipulateur, il est nécessaire de définir certains termes.

1.1 Robots sériels.

Les manipulateurs sériels sont les robots les plus couramment rencontrés dans l'industrie. Leur architecture est composée d'une série de corps reliés entre eux par des liaisons motorisées permettant de mettre en mouvement un effecteur par rapport à une base (Khalil and Dombre, 2000). Les structures anthropomorphiques sont constituées de deux parties, « porteur » et « poignet » (Figure 1-2). Le porteur a pour rôle de fixer la position du point d'intersection, noté P , des axes des 3 dernières articulations (centre du poignet) ; cette position P ne dépend que de la configuration des solides (corps) 1, 2 et 3. Le poignet permet l'orientation de l'organe terminal (pince, outil).

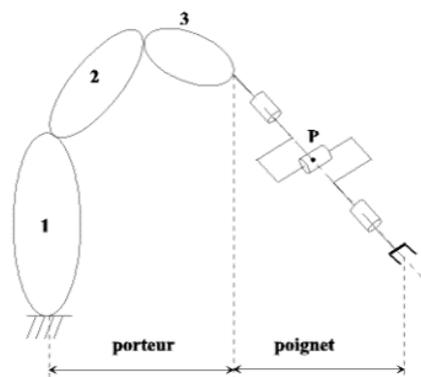


Figure 1-2 : Structure de robot à poignet rotule (Khalil and Dombre, 2000).

Généralement les robots sériels anthropomorphes sont composés de six articulations et proposent six degrés de liberté afin de pouvoir placer un objet manipulé dans une position ou orientation quelconques dans l'espace de travail du robot. Un des grands avantages des manipulateurs sériels anthropomorphes repose sur la taille de leur espace de travail vis-à-vis d'autres types d'architectures. Toutefois, certaines de leurs caractéristiques (faible rigidité, accumulations d'erreurs d'un segment à un autre, le faible rapport poids/puissance...) peuvent limiter leurs domaines d'applications (Clavel, 1994)(Merlet, 2006).

Plusieurs constructeurs de robots sériels anthropomorphes sont ainsi présents dans l'industrie mondiale : ABB robotics, Adept technology, KUKA, Staubli, Motoman... (Figure 1-3).

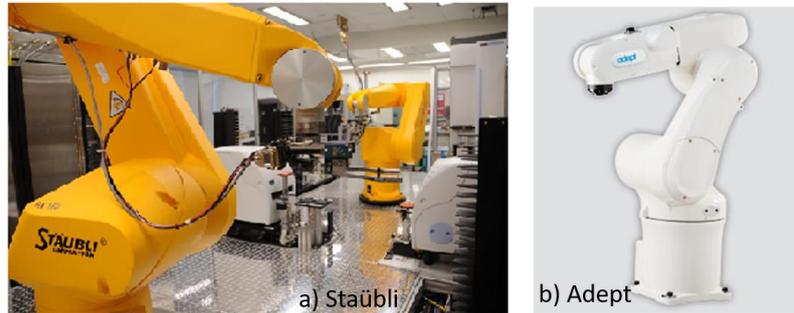


Figure 1-3 : Deux grandes familles de robots sériels. (a) Staubli (Staübli, 2018) (b) Adept Viper(Adept, 2018b).

Le choix de la structure d'un robot dépend de la tâche à effectuer et des performances souhaitées.

1.2 Modèle géométrique

Le modèle géométrique d'un robot est la description mathématique du comportement géométrique du robot. C'est un modèle qui exprime la pose d'un point caractéristique de l'effecteur par rapport au repère lié à la base du robot en fonction de la position des articulations actives (Khalil and Dombre, 2000). L'expression de ce modèle est basée sur l'utilisation de paramètres géométriques de description du robot.

Il existe deux types de modèles géométriques :

- Le modèle géométrique direct (*MGD*) qui exprime la pose de l'effecteur final \mathbf{X} en fonction des variables articulaires \mathbf{q} et des paramètres géométriques ξ du robot :

$$\mathbf{X} = MGD(\mathbf{q}, \xi) \quad (1-1)$$

- Le modèle géométrique inverse (*MGI*) exprime les variables articulaires \mathbf{q} en fonction de la pose de l'effecteur final \mathbf{X} et des paramètres géométriques ξ du robot :

$$\mathbf{q} = MGI(\mathbf{X}, \xi) \quad (1-2)$$

De nombreuses approches existent pour établir le modèle géométrique d'un robot, comme par exemple la méthode de Denavit-Hartenberg (DH) (Denavit and Hartenberg, 1955), la méthode Travel Coordinated Systems (TCS) (Gogu, Coiffet and Barroco, 1997) et la méthode de Khalil-Kleinfinger (Khalil and Kleinfinger, 1986).

1.3 Modèle dynamique

Le modèle dynamique est la relation exprimant les accélérations articulaires $\ddot{\mathbf{q}}$ en fonction des efforts appliqués au niveau des liaisons actives \mathbf{f} . Les relations réciproques constituent le Modèle Dynamique Direct (*MDD*) et le Modèle Dynamique Indirect (*MDI*) (Khalil and Dombre, 2000) :

$$\ddot{\mathbf{q}} = MDD(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \mathbf{f}, \mathbf{f}_{\text{ext}}) \text{ et } \mathbf{f} = MDI(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}}, \mathbf{f}_{\text{ext}}) \quad (1-3)$$

Avec \mathbf{f}_{ext} le vecteur des forces extérieures.

La modélisation dynamique est une étape nécessaire pour pouvoir proposer un schéma de commande avancée de type commande en couples calculés (Le Flohic *et al.*, 2017). Ces modèles reposent sur une connaissance précise d'un certain nombre de paramètres caractérisant la structure mécanique, tels que les longueurs des éléments, les masses et les inerties des éléments en mouvement. Il est donc nécessaire d'y associer des techniques d'identification visant à fournir les meilleures estimations de ces paramètres.

Ces modèles peuvent alors par la suite être utilisées pour caractériser le comportement d'un robot pendant la réalisation d'une tâche.

1.4 Quelques critères de performances.

La performance d'un robot est évaluée à l'aide de critères permettant de rendre compte du comportement géométrique, cinématique et dynamique pendant la réalisation d'une tâche. Les critères à évaluer sont choisis en fonction des exigences de la tâche à effectuer.

Un des critères les plus courants est la précision. La précision de pose de l'effecteur d'un mécanisme peut être définie par deux grandeurs, l'exactitude de la pose et la répétabilité (Priel, 1990).

L'exactitude de la pose est l'écart entre une pose commandée et la moyenne des poses atteintes. La répétabilité (répétitivité) ou la précision relative, est la capacité du robot à atteindre la même position lorsque les mêmes valeurs articulaires sont utilisées. Elle permet de définir la dispersion de repositionnement de l'effecteur. Elle est influencée essentiellement par les jeux et le frottement entre les différents composants mécaniques du robot, le bruit électrique, et d'autres erreurs de type stochastique (Oueslati, 2013). La résolution d'un robot représente le plus petit incrément de déplacement qui peut être exécuté lors de la réalisation d'une tâche. Elle est déterminée par le type d'actionneur et les capteurs de position utilisés. Les différentes notions permettant de définir la précision sont illustrées sur la Figure 1-4.

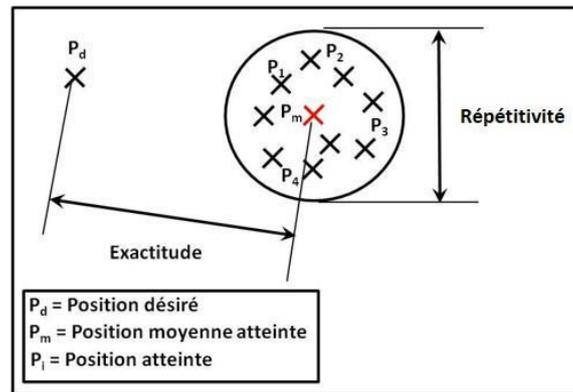


Figure 1-4 : Définition de la précision d'un robot (Gutiérrez, 2016).

En plus de la précision, plusieurs autres critères d'évaluation de performances peuvent être considérés lors de la conception ou de l'étude d'un manipulateur :

- Les fréquences propres de la structure du robot (Mejri, 2016). Lors de l'exécution d'une tâche, ces fréquences propres ne doivent pas être sollicitées pour ne pas générer de vibrations. La première fréquence propre correspond généralement au mode de vibration le plus pénalisant.
- L'espace de travail (« reachable workspace »). Il représente le volume que l'effecteur du robot peut atteindre en position ou en orientation. Il peut être obtenu par des approches algébriques ou géométriques (Arrouk, 2012). Il est limité par, le nombre de degré de liberté, les débattements articulaires et la longueur des segments du robot. Dans le cas des robots sériels ayant une configuration classique simple, l'espace de travail est basé sur les caractéristiques de translation et d'orientation des deux espaces accessibles (poignet et organe terminal), ces deux zones étant découplées.
- La rigidité d'un robot sériel au niveau de l'effecteur est la conséquence des différentes souplesses mécaniques des éléments composant la structure du robot : liaisons et corps. La souplesse des corps composants la structure du robot est généralement négligeable devant celle des articulations (Dumas, 2012). Ces dernières sont composées de souplesses axiales et éventuellement radiales suivant les hypothèses (Alici and Shirinzadeh, 2005). La Figure 1-5 représente une modélisation de la raideur axiale équivalente K d'une articulation.

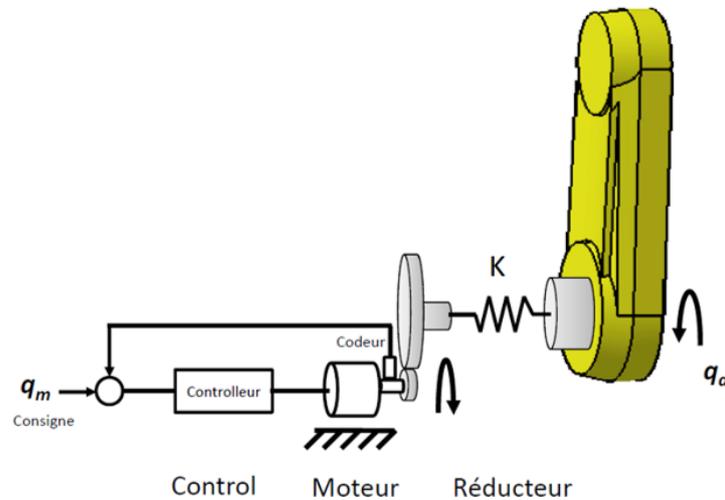


Figure 1-5 : Modèle générique flexible d'un axe d'un robot sériel (Olabi, 2011).

- La dextérité. Elle est définie comme l'aptitude de l'organe terminal à effectuer facilement des petits déplacements arbitraires autour d'un point de travail considéré (Chedmail, Dombre and Wenger, 1998). La caractérisation de ce critère se fait généralement à l'aide du calcul de la jacobienne du robot (Andres De La Esperanza, Gracia Calandin and Tornero Montserrat, 2012), (Subrin, 2013).

Cet extrait de différents critères de performances montre que la performance d'un robot pour une opération donnée provient d'un ensemble de comportement qui peut être optimisé vis-à-vis de la tâche soit en phase de conception soit en phase d'utilisation. Cette optimisation passe par la définition et l'identification de modèles.

Dans notre cas, nous illustrons nos études sur un robot de type Scara, Adept Cobra S600 (Figure 1-6). Afin de pouvoir étendre nos travaux à l'ensemble des robots anthropomorphes, nous nous intéressons aux deux premiers axes qui sont des liaisons pivots et qui permettent de déplacer l'organe terminal dans un plan horizontal.



Figure 1-6 : Adept Cobra S600.

Afin d'estimer l'impact des performances de robots sur les opérations de « Pick and Place », nous détaillons ce type de tâche dans le paragraphe suivant.

2 Les opérations de « Pick and Place »

Dans l'industrie, les robots sont largement utilisés pour réaliser des opérations de « Pick and Place » (Belcafi, 2015). Dans la suite de ce paragraphe, nous définissons une opération de « Pick and Place » avant de présenter quelques robots industriels dédiés à ces opérations.

1.1 Définition d'une opération de « Pick and Place »

Les premières opérations de « Pick and Place » sont apparues au début des années 1990. Le terme « Pick and Place » désigne des opérations consistant à ramasser des objets et à les placer à une position désirée (Drezner and Nof, 1984). Le cycle classique utilisé pour évaluer les performances d'un robot pour des opérations de « Pick and Place » est le « cycle Adept » (Figure 1-7). Ce cycle correspond aux formes classiques de trajectoire correspondant à une prise-dépose d'objet.

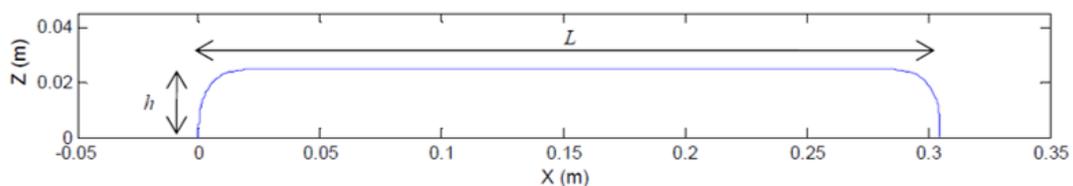


Figure 1-7 : Forme du cycle Adept (Nabat, 2007).

En fonction du type de manipulation à réaliser, l'utilisation de robots à 6 degrés de liberté n'est pas forcément nécessaire. En effet, les rotations de l'effecteur autour des axes x et y du repère de la tâche

peuvent être dans certains cas inutiles. Seules les rotations autour de l'axe z , et les translations autour des axes x , y et z sont généralement intéressantes (Nabat, 2007). Selon Brogardh (Brogardh, 2002) et Nabat (Nabat, 2007), la plupart des robots dédiés pour les opérations de manipulation ont un nombre de degré de liberté variant entre 2 et 4. Pourtant les grandes familles de robots à 6 ddl restent spécialistes dans ce domaine (Figure 1-8).

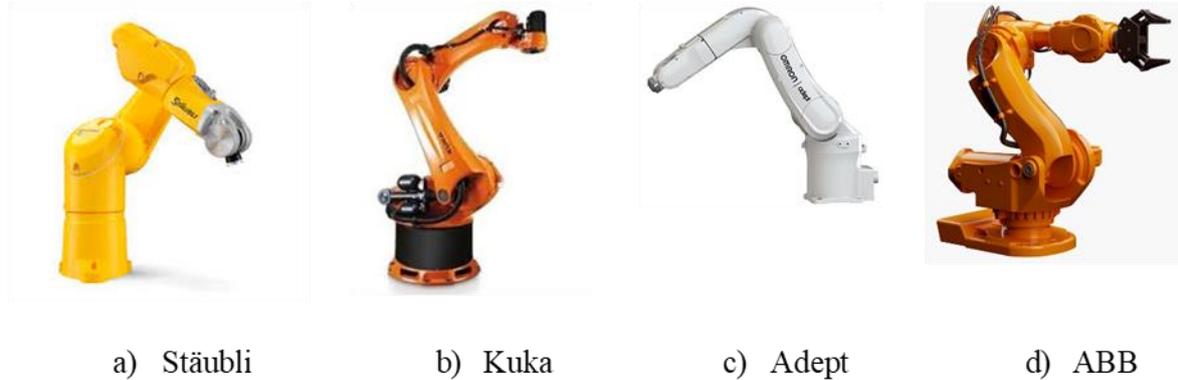


Figure 1-8 : Robots spécialistes des opérations de Pick and Place.

Les performances de robots industriels nécessaires pour des applications de prise et de dépose issues de la norme sont les suivantes (ISO 9283, 1993) :

- la précision de positionnement selon une ou plusieurs directions d'atteinte ;
- la répétabilité ;
- le temps et le dépassement de stabilisation à une posture ;
- le temps minimum de réponse ou de positionnement ;
- la raideur statique.

1.2 Robots spécialisés pour des opérations de « Pick and Place ».

Plusieurs types de robots permettent de réaliser les opérations de « Pick and Place ». Ces premières opérations sont apparues en 1990 avec un robot Scara (Figure 1-6) avec un taux de 55-80 cycles par minute.

En 2007, la société Adept crée un robot industriel, le Quattro, un des plus rapides avec un taux de productivité de 220/240 cycles par minute (Adept, 2018a). Ce robot est un robot à architecture parallèle (Germain, 2013).

Le Tableau 1-1 précise les performances actuelles de robots 6 axes reconnues pour leur performance lors de la réalisation d'opération de « Pick and Place ».

Nom	Nb. d'axes	Charges (kg)	Rayon de travail (mm)	Répétabilité (mm)	Masse (kg)	Vitesse angulaire / axe (deg./s)
Yaskawa MH5LS II	6	5	706	$\pm 0,02$	27	1 376 ; 4 450 2 350 ; 5 450 3 400 ; 6 720
Fanuc LRMate 200iD/4S	6	4	550	$\pm 0,02$	20	1 460 ; 4 560 2 460 ; 5 560 3 520 ; 6 900
KUKA KR 6 R900	6	6	901,5	$\pm 0,03$	62	150 cycles/min
ABB IRB 1200-5	6	5	901	$\pm 0,06$	54	1 288 ; 4 400 2 240 ; 5 405 3 300 ; 6 600

Tableau 1-1 : Performances des robots sériels pour des opérations de 'Pick and Place'.

Suivant l'opération de « Pick and Place » à réaliser, une architecture de robot peut être plus pertinente qu'une autre (Nabat, 2007). Ainsi, dans les cas simples de lignes de production lentes ou intermittentes, l'utilisation d'un robot à deux degrés de liberté en translation est suffisante (architecture 2T). Si maintenant, l'objet à déplacer doit changer d'orientation dans le plan du convoyeur, un troisième degré de liberté en rotation doit être introduit (architecture 2T 1R). Dans le cas d'applications rapides pour lesquelles un suivi de convoyeur est indispensable, l'organe terminal du robot doit pouvoir se déplacer suivant les trois translations (architecture 3T).

L'utilisation de robots « légers » pour des opérations de « Pick and Place » est pertinente du fait de leurs caractéristiques cinématiques. Toutefois, la combinaison entre leur capacité cinématique et leur légèreté les rend sensibles aux vibrations. Ces vibrations peuvent pénaliser la productivité car elles augmentent le temps nécessaire pour atteindre avec précision la pose finale. La maîtrise du comportement vibratoire des robots manipulateurs est alors nécessaire pour améliorer la productivité.

3 Modélisation de la flexibilité des articulations d'un robot.

Les manipulateurs sériels sont les plus utilisés dans l'industrie actuellement. En effet, du fait de leur structure anthropomorphe, ils proposent un vaste espace de travail qui varie selon la taille du robot. Cependant, les liaisons pivots utilisées amènent à une faible rigidité au niveau de l'effecteur par rapport à des structures portiques par exemple et nécessitent une analyse particulière.

Les vibrations peuvent être induites par les conditions cinématiques de parcours d'une trajectoire et la pose de la tâche dans l'espace de travail du robot. En effet, les variations de vitesse ou d'accélération

génèrent des variations d'efforts d'inertie qui sollicitent dynamiquement la structure du robot. De plus, la pose du robot pendant la réalisation de la tâche influence la valeur des fréquences propres (Moussavi, 2016)(Mejri, 2016). Dans ce cas, la précision de pose et de suivi de trajectoire peut être améliorée par une analyse approfondie de son comportement vibratoire.

Généralement, l'analyse du comportement vibratoire passe par l'identification des éléments mécaniques influents et la proposition d'un modèle dynamique plus ou moins complexe en fonction de la finalité de l'étude. Dans les cas des robots industriels classiques pour les opérations de « Pick and Place », des travaux montrent que la déformation du robot provient majoritairement de la raideur des articulations (Berger and ElMaraghy, 1992)(Dumas *et al.*, 2011). En partant de ce postulat, nous nous focalisons sur la modélisation du comportement vibratoire des articulations.

Dans la suite de ce paragraphe, nous nous intéressons alors aux éléments constitutifs d'une articulation de robot avant d'introduire les différents types de modélisations proposés dans la littérature.

3.1 Origine des flexibilités au niveau des articulations des robots manipulateurs.

Les plus fortes déformations apparaissent généralement au niveau des éléments de transmissions déformables tels que les courroies, les câbles ou encore les réducteurs (Figure 1-9). Les réducteurs de type Harmonic Drive sont les plus utilisés en robotique car ils permettent d'obtenir des rapports de réduction élevés tout en présentant un jeu mécanique très faible. Toutefois, ces éléments peuvent présenter des fréquences de résonance basses (Good, Sweet and Strobel, 1985).

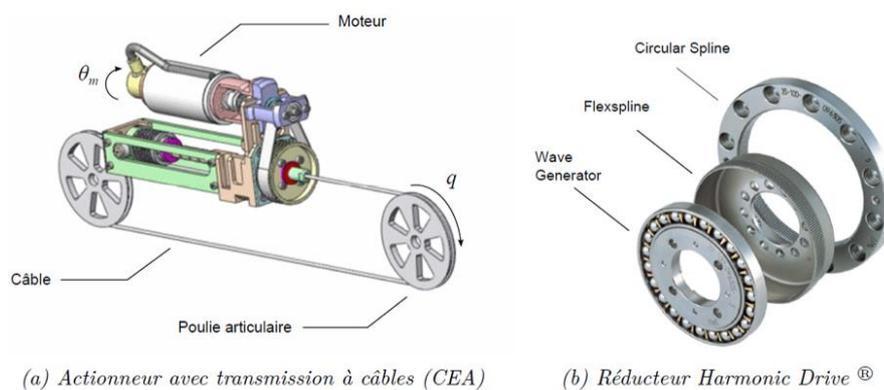


Figure 1-9 : Eléments de transmissions classiques des robots anthropomorphes (Makarov, 2013) .

Comme illustré sur la Figure 1-5, la position angulaire du moteur de chaque articulation est, en général, mesurée par un capteur (codeur) (Moberg, 2010). L'arbre de sortie du moteur est alors relié au réducteur. La position angulaire au niveau de l'arbre de sortie n'est généralement pas mesurée sauf dans des cas très particuliers comme dans le cas d'un robot dédié au soudage par friction (Guillo, 2016). Ainsi,

en fonction des efforts dynamiques mis en jeu pendant le mouvement du robot, une déformation non mesurée au niveau du système de transmission de mouvement peut apparaître.

Outre l'influence de la flexibilité des liaisons sur le comportement vibratoire du robot, la masse à mettre en mouvement a aussi une influence. Ainsi, des auteurs s'intéressent à l'utilisation de matériaux composites afin de conserver une même rigidité en diminuant la masse ce qui a pour effet d'augmenter la valeur des premières fréquences propres. Kozuszek explique que l'utilisation de matériaux composites à fibre de carbone pour réaliser les bras d'un robot a permis de réduire sa masse et d'en augmenter les performances cinématiques pour des tâches de palettisation / manipulation à haute vitesse et moyenne charge (jusqu'à 100 kg) (Kozuszek, 2005). Toutefois, la réduction de la masse à mettre en mouvement passe par une activité de reconception des pièces et ne peut donc pas s'appliquer sans modification profonde de la structure d'un robot existant.

Les constructeurs fournissent peu d'information sur la flexibilité des éléments de transmission de mouvement mis en œuvre sur leur robot. Il est alors nécessaire de proposer des modélisations du comportement flexible de ces systèmes de transmission de mouvement ainsi que des protocoles d'indentification en fonctionnement pour pouvoir prédire le comportement vibratoire d'un robot. En effet, la flexibilité articulaire est liée aux fréquences propres d'un manipulateur et a ainsi une influence sur la précision de pose de l'effecteur sous une charge utile (Zhang and Zhou, 2006).

3.2 Modélisation du comportement des articulations flexibles

La connaissance de la rigidité d'un robot est nécessaire pour maîtriser son comportement statique et dynamique surtout pour des applications exigeantes en termes d'efforts ou de dynamique des mouvements (Wang, 2016). Pour les robots industriels, la raideur des articulations peut être considérée comme une raideur concentrée au niveau de l'axe de la liaison (Siciliano and Khatib, 2008).

En 1987, Spong propose une modélisation de la raideur d'une articulation d'un robot à l'aide d'un ressort en torsion ayant une raideur linéaire (Spong, 1987). Des modèles multi-corps peuvent être établis en ajoutant des coordonnées généralisées, correspondant à la déformation de chacun des ressorts, au modèle corps rigide (Figure 1-10) (Khorasani, 1990).

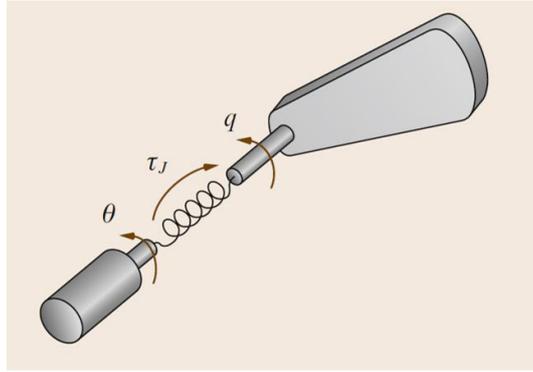


Figure 1-10 : représentation schématique d'une articulation flexible de robot (Siciliano and Khatib, 2008)

Le modèle proposé par Spong est valable seulement dans le cas de réducteur avec un rapport important. En effet, cette propriété permet de négliger l'inertie des moteurs. Suivant les cas d'étude, un couplage apparaît entre l'inertie du moteur et des éléments du robot mis en mouvement. Ce couplage peut être pris en compte dans la modélisation en introduisant un terme représentant l'inertie de l'axe du moteur (Dado and Soni, 1987)(Tomei, 1991).

Illustré sur un robot industriel, Moberg explique que l'amélioration de la précision de suivi d'un robot passe par la prise en compte du comportement non linéaire du système de transmission de mouvement (hystérésis, jeu à l'inversion, frottement et flexibilité non linéaire), et de flexibilités radiales et axiales au niveau des liaisons (Moberg, 2010)(Lehmann *et al.*, 2013). Ces travaux s'intéressent surtout au robot pouvant supporter des charges importantes de plus de 100 kg. De plus, la prise en compte de comportement non linéaire dans la commande nécessite le développement de stratégie complexe.

De même, Hamon se pose la question de la modélisation du frottement au niveau du système de transmission (Hamon, Gautier and Garrec, 2011). Différents modèles de frottement sont actuellement proposés dans la littérature (Bittencourt *et al.*, 2010) (Figure 1-11). Toutefois, les gains de précision après identification des modèles complexes sont significatifs uniquement dans le cas de robot avec de très forte variation de charge due à la pesanteur ou à la tâche à réaliser (Hamon, 2011).

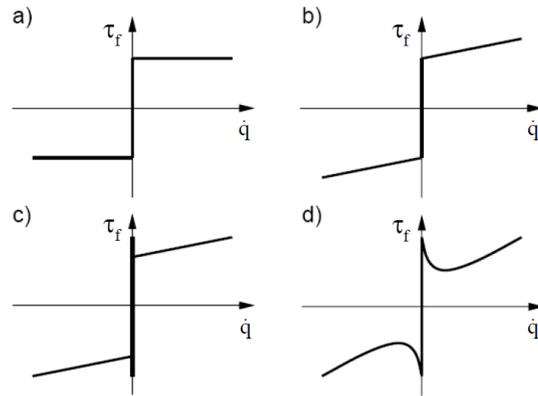


Figure 1-11 : Modélisation classique du frottement au niveau des articulations d'un robot (a) frottement sec de glissement, b) frottement visqueux, c) frottement d'adhérence, d) frottement de Stribeck (Bittencourt et al., 2010)

Ainsi dans de nombreux travaux de recherche sur les robots légers, la flexibilité des articulations est souvent modélisée par un ressort en torsion avec éventuellement la prise en compte de frottement sec, d'amortissement ou d'un frottement visqueux (Siciliano and Khatib, 2008)(Zou *et al.*, 2014).

Une fois le modèle établi, des essais expérimentaux doivent être menés pour identifier la raideur des liaisons du robot étudié (Nagata *et al.*, 2007). Après avoir déterminé les configurations du robot sollicité et un modèle de rigidité au niveau de l'effecteur, Dumas suspend des poids au niveau de l'effecteur et mesure la déformation à l'aide d'un laser tracker (Dumas *et al.*, 2011) (Figure 1-12). D'autres méthodes sont basées sur l'analyse de réponses vibratoires (Östring, Gunnarsson and Norrlöf, 2003).



Figure 1-12 : Mesure expérimentale de la rigidité d'un robot industriel (Dumas et al., 2011)

Plusieurs formalismes peuvent être employés pour obtenir le modèle dynamique des robots :

- Le formalisme de Lagrange (Holler and Thummel, 2004) (Siciliano and Khatib, 2008)(Khalil and Dombre, 2012). Ce formalisme permet d'écrire les équations du mouvement à partir du travail des efforts appliqués et des énergies mises en œuvre dans le système. Il permet l'expression du modèle dynamique sous forme explicite.

- Le formalisme de Newton-Euler (Khalil and Dombre, 2012), (Hamon, 2011). Ce formalisme permet d'écrire les équations du mouvement à partir de l'expression du torseur dynamique du système et du torseur des efforts extérieurs s'exerçant sur le système en un même point.

Au vu des résultats issus de la littérature et de notre cas d'étude (un robot léger dont les mouvements sont dans le plan horizontal avec une variation de charge faible), il nous paraît pertinent de modéliser la flexibilité des liaisons par un ressort en torsion linéaire, un frottement sec et un frottement visqueux. Le modèle dynamique est alors établi à l'aide du formalisme de Lagrange. Ce modèle doit nous permettre d'étudier l'influence de la stratégie de commande sur le comportement vibratoire en fonctionnement d'un robot.

Dans ce contexte, l'objectif de la stratégie de commande que nous souhaitons développer est de minimiser l'apparition de comportement vibratoire du système afin de diminuer le temps de stabilisation au niveau de la pose finale. L'objectif de la commande est de piloter les valeurs de sorties afin de maîtriser le comportement de l'effecteur du robot pendant la réalisation de la tâche.

4 Commandes des robots manipulateurs à articulations flexibles

L'automatisation passe par la mise en mouvement d'un système à partir d'une consigne calculée grâce à la définition d'une loi de commande cohérente avec la tâche. Dans certains cas où les perturbations ne peuvent être négligées devant les sollicitations de la tâche, l'environnement extérieur doit être pris en compte. De même, la réalisation d'une tâche se fait à partir d'un trajet calculé de l'effecteur et de conditions cinématiques à respecter vis-à-vis du processus à réaliser.

Dans ce cadre, l'adaptation de la stratégie de commande aux comportements particuliers du moyen de production sous sollicitation de la tâche permet de maîtriser la qualité et la productivité de réalisation (Le Flohic *et al.*, 2018).

Dans le cas des robots industriels, des phénomènes vibratoires peuvent apparaître pendant l'exécution des tâches. Ils sont liés à une interaction entre le travail à accomplir et le comportement vibratoire du robot. La mise en œuvre de ces robots manipulateurs nécessite la définition de la trajectoire, de la pose de la pièce, avec l'élaboration des stratégies de commande (Paccot, Andreff and Martinet, 2009).

La première méthode pour adapter la commande au comportement du robot dans la réalisation de sa tâche passe par le réglage de commandes simples (Figure 1-13). Depuis les premiers travaux de Ziegler, de nombreuses techniques de réglage de commandes classiques (manuel et automatique) de contrôleur PID ont été proposées (Ziegler and Nichols, 1942).

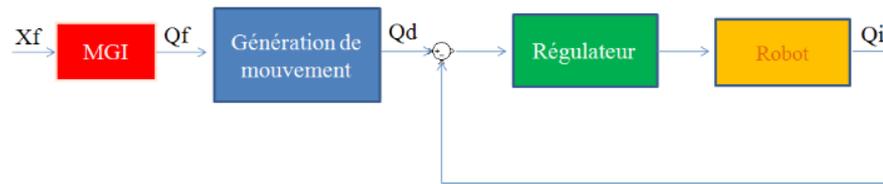


Figure 1-13 : Schéma de commande classique.

Toutefois, l'augmentation des performances de la commande passe généralement par la prise en compte du comportement du système piloté. Plusieurs lois de commande ont été proposées pour résoudre le problème de maîtrise de la précision de suivi de trajectoire de robots à articulations flexibles. Les propriétés dynamiques liées à la chaîne de corps rigides restent conservées par les robots à articulations flexibles, les stratégies de commande proposées relèvent du domaine de la commande de systèmes non-linéaires et multivariables. Toutefois, les déformations élastiques ne sont pas directement mesurées et peuvent générer des vibrations qui limitent la valeur minimale du temps de réponse (Makarov, 2013)(Le Flohic, 2015).

Des techniques de commande similaires à celles utilisées pour des robots rigides sont ainsi proposées. Ainsi, Tomei fait varier les gains d'un régulateur PD classique pour réduire l'erreur de pose autour d'une position de référence (Tomei, 1991). Une extension du régulateur PD en prenant en compte la dynamique des actionneurs et les frottements est proposée par Lozano (Lozano *et al.*, 1999).

Dans la littérature, d'autres stratégies de commandes plus ou moins complexes sont développées pour améliorer les performances des opérations de « Pick and Place ». Dans la suite de ce paragraphe, nous allons introduire les différentes familles de stratégies en partant de la commande PD classique. La méthode de perturbation singulière peut être appliquée pour prendre en compte la flexibilité dans le schéma de commande lorsque la raideur articulaire est importante (Makarov, 2013). La flexibilité est alors intégrée dans le schéma de commande comme une perturbation. La méthode de linéarisation par bouclage permet de transformer un modèle non-linéaire en un système linéaire et découplé. D'un point de vue théorique, cette méthode semble pertinente pour garantir la stabilité du système. Toutefois dans le cas des robots à articulations flexibles des compensations doivent être mises en place dans le schéma de commande. En plus, de ces deux familles de méthodes, d'autres travaux s'intéressent à la mise en place de stratégies de commandes avancées telles que les lois de commande adaptatives, optimales, prédictives, robustes, basées sur des réseaux de neurones, ... (Rostami Kandroodi *et al.*, 2011).

4.1 Commande simple de type PD

Dans le cas idéal (sans frottement, ni perturbation), l'utilisation d'une commande simple de type PD peut être suffisante (Tomei, 1991). Cette affirmation est illustrée sur un robot à un axe se déplaçant dans un plan horizontal (Figure 1-10).

Dans ce cas, le modèle dynamique peut s'écrire, en supposant que les frottements et les inerties des axes moteurs et du système de transmission peuvent être négligées :

$$\begin{cases} I\ddot{q} + K(q - \theta) = 0 \\ \tau_J = K(\theta - q) \end{cases} \quad (1-4)$$

Où I est l'inertie du corps rigide composant le robot et les autres notations sont issues de la Figure 1-10.

La fonction de transfert du système dans le domaine de Laplace s'écrit alors :

$$\frac{\theta(p)}{\tau_J(p)} = \frac{Ip^2 + K}{KI p^2} \quad (1-5)$$

Au vu de l'instrumentation classique d'un robot au niveau du moteur, une loi de commande basée sur la mesure de la position et de la vitesse en sortie moteur peut être proposée. Dans le cas d'un régulateur de type PD, elle s'exprime :

$$\tau_J = K_P e + K_D \dot{e} \quad (1-6)$$

Où K_P et K_D sont les gains proportionnel et dérivé et $e = \theta_d - \theta$ (θ_d étant la consigne en position). L'erreur peut alors s'exprimer en fonction du temps à partir des équations (1-5) et (1-6) :

$$IK_D \ddot{e} + I(K_P + K)\dot{e} + KK_D \dot{e} + KK_P e = KI \ddot{\theta}_d \quad (1-7)$$

Dans notre cas, nous considérons que $\ddot{\theta}_d$ est nul. Ainsi, étudier la stabilité du système revient à étudier la stabilité de l'équation (1-7) quand le second membre est nul. En appliquant le critère de Routh sur l'équation (1-7), nous pouvons en déduire que le système est stable si le modèle du robot considéré est cohérent avec son comportement réel. Cette remarque est généralisable pour un robot multi-axes avec des termes dissipatifs (frottement et amortissement) (Siciliano and Khatib, 2008).

Ainsi, la mise en mouvement d'un robot à articulations flexibles pour aller d'un point à un autre peut être réalisée à l'aide d'une commande simple de type PD. Toutefois, ce type de commande ne permet pas de compenser l'erreur de suivi de trajectoires amenée par les frottements secs par exemple. Cette compensation peut alors passer par la mise en place d'une anticipation.

4.2 Approche par perturbation singulière

Dans le cas d'une approche par perturbation singulière, le système présente un comportement dynamique à deux échelles en termes de variables rigides et élastiques. Deux actions se superposent : une action de commande lente conçue à partir d'un modèle du robot rigide et une action de commande rapide conçue pour amortir les oscillations élastiques aux niveaux des articulations (Kokotovic, Khali and O'reilly, 1987)(Ghorbel, Hung and Spong, 1989). Le concept est basé sur l'ajout d'un terme simple de correction d'une stratégie de commande basée sur un modèle établi avec l'hypothèse que les corps du robot sont rigides.

Cette approche peut être illustrée sur un robot à articulations flexibles (Makarov, 2013). Pour appliquer cette méthode, la raideur des articulations est mise sous la forme suivante $\mathbf{K} = \frac{\mathbf{K}_\epsilon}{\epsilon^2}$ (la variation de ϵ^2 permet de faire varier la raideur du système). Le couple élastique généré par cette flexibilité est noté $\boldsymbol{\tau}_{\text{élas}} = \mathbf{K}(\boldsymbol{\theta} - \mathbf{q})$ où $\boldsymbol{\theta}$ est le déplacement imposé au moteur et \mathbf{q} le mouvement induit à la sortie du système de transmission de mouvement. En supposant que les frottements et les inerties des axes moteurs et du système de transmission peuvent être négligés, et qu'aucune force n'est appliquée sur l'effecteur du robot, le modèle suivant peut être établi :

$$\mathbf{M}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \boldsymbol{\tau}_G(\mathbf{q}) = \boldsymbol{\tau}_{\text{élas}} \quad (1-8)$$

$$\epsilon^2 \boldsymbol{\tau}_{\text{élas}} + \mathbf{K}_\epsilon \mathbf{M}(\mathbf{q})^{-1} \boldsymbol{\tau}_{\text{élas}} = \mathbf{K}_\epsilon \mathbf{M}(\mathbf{q})^{-1} (\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \boldsymbol{\tau}_G(\mathbf{q})) + \mathbf{K}_\epsilon \ddot{\boldsymbol{\theta}} \quad (1-9)$$

Où $\mathbf{M}(\mathbf{q})$ est la matrice d'inertie de la chaîne de corps rigides composant le robot, $\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$ est la matrice de Coriolis et des efforts centrifuges et $\boldsymbol{\tau}_G(\mathbf{q})$ est le couple généré par la gravité.

Ainsi si $\mathbf{X}_1 = (\mathbf{q}^T, \dot{\mathbf{q}}^T)^T$ est la matrice d'état représentant le système lent et $\mathbf{X}_2 = (\boldsymbol{\tau}_{\text{élas}}^T, \ddot{\boldsymbol{\theta}}^T)^T$ est la matrice représentant le système rapide, nous obtenons :

$$\frac{d\mathbf{X}_1}{dt} = \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}} \\ \mathbf{M}(\mathbf{q})^{-1} (\boldsymbol{\tau}_{\text{élas}} - \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} - \boldsymbol{\tau}_G(\mathbf{q})) \end{bmatrix} \quad (1-10)$$

$$\epsilon^2 \frac{d\mathbf{X}_2}{dt} = \begin{bmatrix} \epsilon^2 \boldsymbol{\tau}_{\text{élas}} \\ \mathbf{K}_\epsilon \mathbf{M}(\mathbf{q})^{-1} (\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \boldsymbol{\tau}_G(\mathbf{q})) + \mathbf{K}_\epsilon \ddot{\boldsymbol{\theta}} - \mathbf{K}_\epsilon \mathbf{M}(\mathbf{q})^{-1} \boldsymbol{\tau}_{\text{élas}} \end{bmatrix} \quad (1-11)$$

Lorsque $\epsilon \rightarrow 0$, nous obtenons alors la représentation du comportement quasi-statique, noté $\bar{\mathbf{q}}$:

$$\overline{\boldsymbol{\tau}_{\text{élas}}} = \boldsymbol{\tau}_s = \mathbf{C}(\bar{\mathbf{q}}, \dot{\bar{\mathbf{q}}})\dot{\bar{\mathbf{q}}} + \boldsymbol{\tau}_G(\bar{\mathbf{q}}) + \mathbf{M}(\bar{\mathbf{q}})\ddot{\bar{\mathbf{q}}} \quad (1-12)$$

$$\mathbf{M}(\bar{\mathbf{q}})\ddot{\bar{\mathbf{q}}} + \mathbf{C}(\bar{\mathbf{q}}, \dot{\bar{\mathbf{q}}})\dot{\bar{\mathbf{q}}} + \boldsymbol{\tau}_G(\bar{\mathbf{q}}) = \overline{\boldsymbol{\tau}_{\text{élas}}} \Rightarrow \ddot{\bar{\boldsymbol{\theta}}} = \ddot{\bar{\mathbf{q}}} \quad (1-13)$$

En posant $\boldsymbol{\tau}_f = \boldsymbol{\tau}_{\text{élas}} - \boldsymbol{\tau}_s$, et en considérant que les paramètres \mathbf{q} sont fixes, l'équation différentielle permettant de calculer la dynamique rapide s'écrit :

$$\frac{d^2\tau_f}{dt^2} + \mathbf{KM}(\mathbf{q})^{-1}\tau_f = \mathbf{K}(\ddot{\boldsymbol{\theta}} - \ddot{\mathbf{q}}) \quad (1-14)$$

Ainsi, une structure de commande composite peut être proposée en considérant que le couple moteur $\boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{\tau}_{\text{élast}} = \boldsymbol{\tau}_s + \boldsymbol{\tau}_f$ (Figure 1-14). La synthèse de la commande $\boldsymbol{\tau}_s$ du sous-système lent s'appuie sur la modélisation corps rigides du robot (équation 1-8). La synthèse de la commande $\boldsymbol{\tau}_f$ du sous-système rapide est souvent choisie de façon à amortir le sous-système rapide.

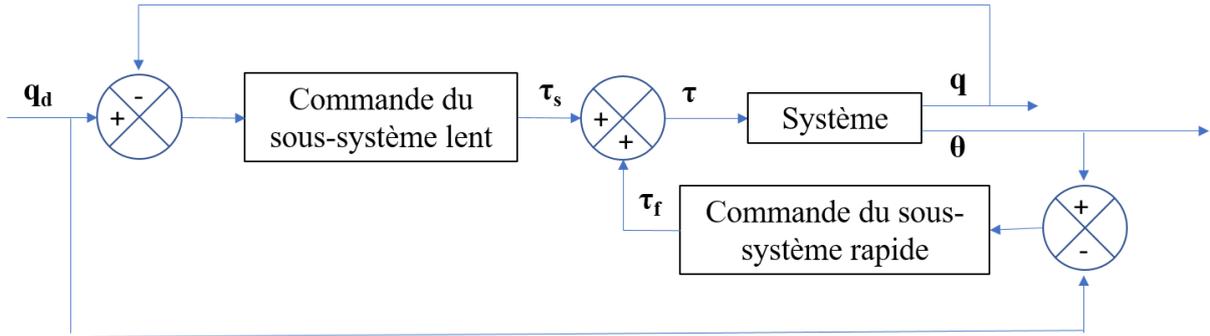


Figure 1-14 : Structure de commande cascade obtenue par l'approche par perturbation singulière.

Toutefois, cette stratégie de commande ne peut être utilisée que sur des systèmes ayant une rigidité importante générant des mouvements vibratoires avec une fréquence élevée devant la dynamique corps rigides du robot.

4.3 Linéarisation par bouclage

Dans le cas de la maîtrise du suivi d'une trajectoire en fonction du temps avec un système ayant un comportement non-linéaire, des méthodes basées sur la linéarisation par bouclage du comportement du système sont employées.

Dans le cas des robots rigides ce type de commande se nomme « commande en couple calculé » (Paccot, Andreff and Martinet, 2009). Dans ce cas, la loi de commande est basée sur le modèle dynamique corps rigides du robot considéré.

Dans le cas de robots à articulations flexibles, le calcul du couple à appliquer peut se faire à partir de l'équation 1-8 :

$$\mathbf{M}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{n}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \boldsymbol{\tau}_J \quad (1-15)$$

Où $\mathbf{n}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \boldsymbol{\tau}_G(\mathbf{q})$. Ainsi, la méthode de linéarisation statique par bouclage pour ce système s'écrit :

$$\boldsymbol{\tau}_J = \mathbf{M}(\mathbf{q}) \left(\mathbf{v} + \mathbf{M}(\mathbf{q})^{-1}\mathbf{n}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \right) \quad (1-16)$$

Où $\mathbf{v}=\ddot{\mathbf{q}}$ est la loi de commande.

Dans le cas où l'inertie de l'axe du moteur est considérée la conception de la loi de commande nécessite l'utilisation d'une équation différentielle du 4^{ème} ordre (Spong, 1987). De même dans le cas de modèle non réduit de robots à articulations flexibles, incluant des couplages inertiels entre la dynamique moteurs et articulaires, le système est linéarisable par bouclage dynamique (Siciliano and Khatib, 2008).

Cette stratégie de commande nécessite la mise en place de mesure ou d'estimation de l'accélération et éventuellement du jerk tout au long de la trajectoire (Qin, 2013). La mise en place de filtres et/ou d'observateurs est ainsi nécessaire. Les performances de cette commande sont alors fortement influencées par la précision de modélisation du comportement dynamique du robot mis en œuvre.

Pour réduire l'impact de la précision du modèle sur les performances de la commande, cette approche peut être combinées avec d'autres stratégies de commande avancées comme la commande adaptative ou les réseaux de neurones.

4.4 Commande adaptative

La commande adaptative n'est pas une famille de commande en elle-même. L'adaptation peut en effet être mis en place dans différents types de commande. La commande adaptative consiste à déterminer les paramètres d'un régulateur (commande adaptative directe) ou d'un modèle interne (commande adaptative indirecte), en temps réel, en fonction des performances attendues du système (M'Saad and Chabassier, 2012). Cette commande permet de maintenir les performances du système quand le comportement dynamique du système piloté varie dans le temps.

L'application de cette stratégie de commande dans le cas des robots à articulations flexibles se fait notamment à l'aide d'enrichissement des approches par perturbation singulière (Ghorbel, Hung and Spong, 1989) ou des approches proches de la linéarisation par bouclage (Khorasani, 1990)(Al-Ashoor *et al.*, 1992).

Cette commande permet de prendre en compte l'évolution du comportement du système mais ne garantit pas sa stabilité. Lorsque la stabilité du système est primordiale, des commandes robustes peuvent alors être proposées.

4.5 Conclusion

Dans la littérature, deux types de commande dédiées particulièrement aux robots à articulations flexibles ont été proposés. L'approche par perturbation singulière se base sur la propriété que le système présente un comportement dynamique à deux échelles liées aux comportements rigides et élastiques du

robot. La linéarisation par bouclage permet de définir une loi de commande à partir du modèle de prédiction des couples moteurs à appliquer à chaque moteur pour suivre une trajectoire.

Ces deux types d'approches reposent sur le choix d'un modèle et des paramètres influents ainsi que du protocole d'identification associée.

5 Conclusion

5.1 Constat

Les opérations de « Pick and Place » sont en grande partie réalisées par des robots sériels. Les performances attendues sont une capacité du système à se déplacer d'un point à un autre de façon rapide et précise. A l'heure actuelle, la tendance repose sur le développement de structure légère et donc plus flexible pour augmenter les performances cinématiques. L'objectif de nos travaux est de maîtriser les vibrations générées lors de l'arrivée au point de dépose de l'objet transporté d'un robot avec des articulations flexibles.

Pour maîtriser ce comportement vibratoire plusieurs points de vue peuvent être adoptés en partant de la conception jusqu'aux méthodes de mise en mouvement du robot. Nous avons choisi dans ces travaux de nous focaliser sur l'influence de la stratégie de commande. En effet, la stratégie de commande permet en fonction d'une trajectoire calculée de générer la commande appliquée à chaque moteur du robot.

Le développement d'une stratégie de commande adaptée aux flexibilités articulaires du robot passe par la modélisation du comportement élastique du système de transmission de mouvement. Les paramètres de modélisation sont la raideur, l'amortissement, le frottement sec et le frottement visqueux, les inerties et la position des centres de masse du système robotisé.

Toutefois, peu d'études présentent des méthodes de choix d'un modèle et l'impact de la prise en compte de ces paramètres dans la boucle de commande pour la maîtrise du comportement vibratoire d'un robot sériel.

5.2 Problématique

L'objectif de cette thèse est de développer une loi de commande adaptée à la maîtrise des vibrations d'un robot Scara à mouvement horizontal. L'apport de nos travaux est de proposer une stratégie de commande basée modèle afin de pouvoir quantifier l'impact du comportement particulier de la chaîne de transmission de mouvement (raideur, amortissement, frottement) sur la précision de pose finale de l'effecteur.

Chapitre 1 : Maîtrise du comportement vibratoire des robots à articulation flexible

Le chapitre deux présente une démarche de modélisation du comportement dynamique adapté ainsi que le protocole d'identification des paramètres associés. Ce modèle nous permet de proposer un schéma de commande adapté.

L'impact de la précision de modélisation sur les performances de la commande est discuté dans le chapitre quatre.

Chapitre 2 Modélisation mécanique et identification d'un robot Scara à 2ddl

1 Introduction

Dans le cas des opérations de « Pick and Place », la maîtrise des vibrations permet d'améliorer la précision statique sur la pose finale et le temps de stabilisation. Ces phénomènes vibratoires sont dus en grande partie à la présence des flexibilités dans les éléments de transmissions des liaisons. Dans nos travaux de recherches, la maîtrise de ces vibrations est réalisée en concevant une loi de commande en couple calculé. La première étape de synthèse de ce type de loi de commande est la définition des modèles intervenants dans l'algorithme de commande (modèles géométriques et dynamiques).

Dans le cadre de ces travaux de thèse, nous nous sommes intéressés au robot de type Scara en nous focalisant sur les deux premières liaisons pivots. En effet, ce choix nous permet de travailler sur des modèles simples mais généralisables aux robots anthropomorphes. Dans le cas des robots manipulateurs anthropomorphes, la trajectoire suivie par l'effecteur est fonction des couples moteurs imposés aux liaisons actives. La valeur de ces couples génère un mouvement et une cinématique de parcours de la trajectoire en fonction du comportement dynamique de la structure du robot. La simulation des mouvements d'un robot impose ainsi une modélisation géométrique et dynamique de son comportement.

Ce chapitre propose, dans un premier temps, une modélisation géométrique d'un manipulateur à deux degrés de liberté. Cette étude est complétée par une identification géométrique des paramètres introduits. Dans un second temps, un modèle dynamique est proposé en considérant l'ensemble du robot comme une structure rigide. Ce modèle est ensuite complété en prenant en compte la flexibilité des articulations. L'identification dynamique est réalisée par une mesure des couples moteurs mis en jeu pour suivre une trajectoire donnée et par la mesure des deux premières fréquences propres.

2 Description du robot Adept Scara S600

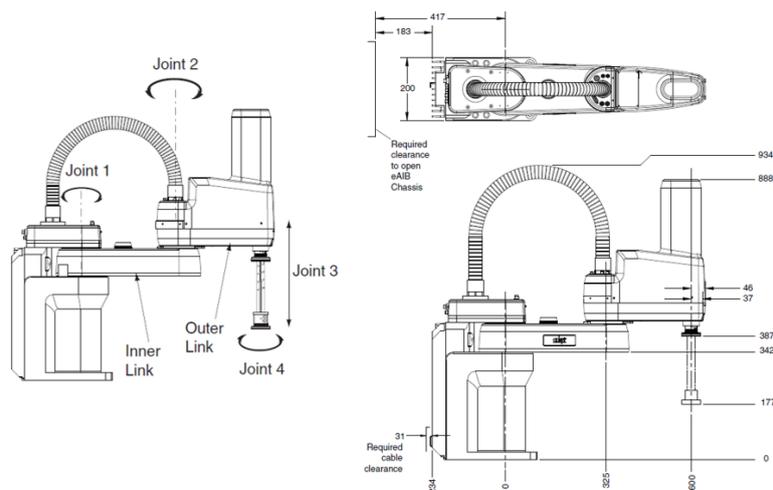


Figure 2-1 : Présentation des dimensions du robot Adept Scara S600 (Adept, 2013).

Le robot Adept Scara S600 est un robot 4 axes (Figure 2-1). Les deux premiers axes permettent un déplacement de l'effecteur dans le plan horizontal (Axe 1 et Axe 2). Le 3^{ème} axe est un axe de translation vertical (Axe 3) et le 4^{ème} axe permet une rotation autour de l'axe vertical (Axe 4). Le volume de travail de ce robot est cylindrique.

Spécification		Valeur
Rayon d'action		600 mm
Charge nominale		2 kg
Charge maximale		5,5 kg
Cycle Adept		0,45 s
Course des axes	Axe 1	$\pm 105^\circ$
	Axe 2	$\pm 150^\circ$
	Axe 3	210 mm
	Axe 4	$\pm 360^\circ$
Vitesse des axes	Axe 1	$386^\circ/s$
	Axe 2	$720^\circ/s$
	Axe 3	1100 mm/s
	Axe 4	$1200^\circ/s$
Répétabilité	Plan XY	$\pm 0,017$ mm
	Axe Z	$\pm 0,003$ mm
	Axe 3	$\pm 0,019^\circ$
Poids total		41 kg

Tableau 2-1 : Spécifications du robot Adept Scara S600 (Adept, 2007).

Les dimensions nominales du robot sont données sur la Figure 2-1. Les caractéristiques de ce robot sont données dans Tableau 2-1.

Dans ce travail de thèse, seuls les mouvements des deux premières articulations générant le mouvement dans le plan XY horizontal sont pris en considération.

3 Modélisation géométrique du robot Adept Scara S600

Pour définir le modèle géométrique du robot, les segments du robot sont considérés comme parfaitement rigides et les articulations sont considérées comme géométriquement idéales. Les paramètres géométriques du robot sont présentés sur la Figure 2-2.

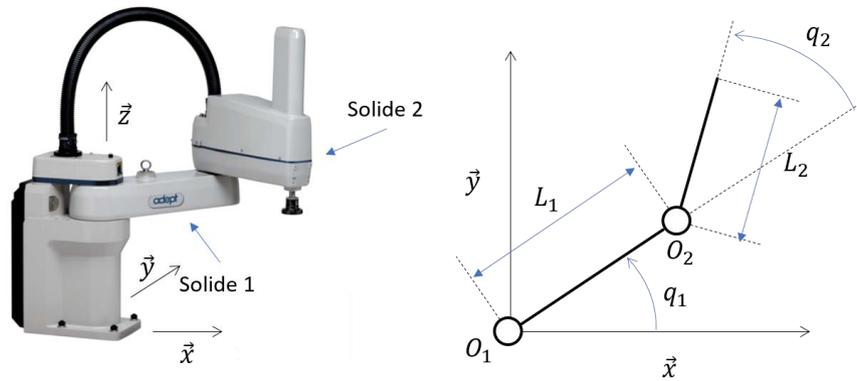


Figure 2-2 : Modélisation géométrique du robot Adept Scara S600.

Le modèle géométrique direct d'un robot Scara a déjà de nombreuses fois été publié (Das and Dülger, 2005) ; il s'écrit :

$$\begin{cases} x = L_1 \cos(q_1) + L_2 \cos(q_1 + q_2) \\ y = L_1 \sin(q_1) + L_2 \sin(q_1 + q_2) \end{cases} \quad (2-1)$$

Où x et y sont les coordonnées d'un point de l'effecteur dans le repère du robot $\mathcal{R}(O_1, \vec{x}, \vec{y})$.

Le modèle géométrique inverse possède deux solutions et s'écrit (Das and Dülger, 2005) :

$$\begin{cases} q_2 = \pm \cos^{-1} \left(\frac{x^2 + y^2 - (L_1^2 + L_2^2)}{2 L_1 L_2} \right) \\ \tan(q_1) = \frac{y(L_1 + L_2 \cos(q_2)) - x L_2 \sin(q_2)}{x(L_1 + L_2 \cos(q_2)) + y L_2 \sin(q_2)} \end{cases} \quad (2-2)$$

Ces modèles géométriques permettent de faire le lien entre les coordonnées x et y d'un point de l'effecteur dans le repère du robot en fonction des coordonnées articulaires q_1 et q_2 et des longueurs des bras L_1 et L_2 .

La justesse de ce modèle est obtenue après un protocole d'identification. À l'heure actuelle, il existe différentes techniques d'étalonnage utilisant différentes méthodes de modélisation et de mesure

(Hollerbach and Wampler, 1996)(Veitschegger and Chi-haur Wu, 1987)(Hage, Bidaud and Jardin, 2011)(Renders *et al.*, 1991). Ainsi, les erreurs géométriques peuvent être compensées soit en ajustant l'entrée du régulateur ou par modification directe des paramètres du modèle utilisés dans le contrôleur de robot.

Dans la suite de ce paragraphe, nous effectuons une description des différentes étapes de l'étalonnage géométrique réalisé.

4 Identification géométrique du robot Scara S600

L'identification géométrique d'un robot passe par la proposition d'un modèle, la mesure de poses de l'effecteur du robot et la définition d'une procédure d'optimisation à partir d'une fonction coût comparant l'état simulé du robot et les mesures (Renaud *et al.*, 2005) (Figure 2-3).

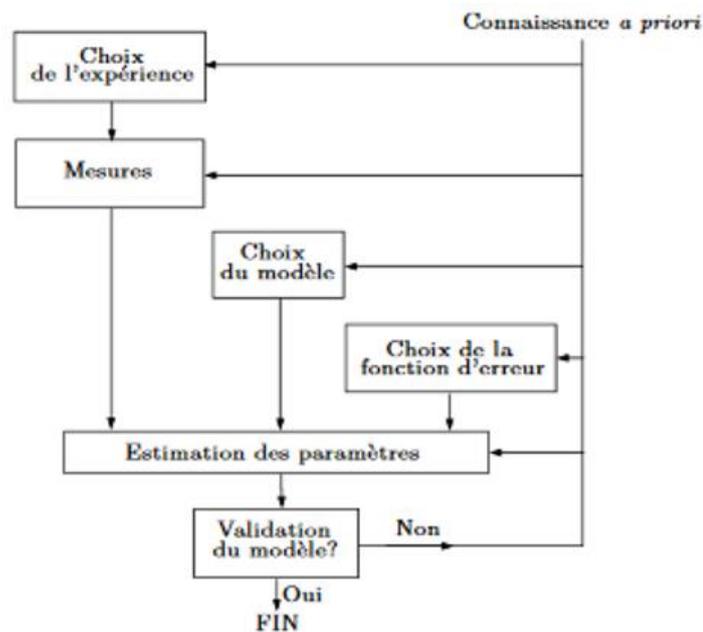


Figure 2-3 : Boucle d'identification d'un système (Ljung, 2011)

Dans la suite de ce paragraphe, les principes généraux de l'identification géométrique des robots sont introduits avant de présenter l'identification que nous avons réalisé sur le robot Scara S600.

4.1 Principe de l'identification géométrique

L'objectif de l'étalonnage géométrique est de déterminer l'écart entre les paramètres géométriques réels et ceux nominaux afin d'améliorer la précision géométrique du robot (Elatta *et al.*, 2004). Les méthodes d'étalonnages sont divisées en deux grands groupes nécessitant la connaissance des grandeurs de poses articulaires : l'étalonnage en boucle fermée et l'étalonnage en boucle ouverte (Besnard, 2000).

L'étalonnage en boucle fermée consiste à appliquer une contrainte de déplacement au bout de l'effecteur. Il ne nécessite pas l'ajout d'un dispositif de mesure supplémentaire (Ikits and Hollerbach, 1997)(Meggiolaro and Dubowsky, 2000)(Rauf and Ryu, 2001).

L'étalonnage en boucle ouverte est basé sur l'utilisation d'un capteur de mesure externe pour mesurer la pose de l'effecteur de manière partielle ou complète. En général, les informations de pose partielle sont les plus souvent utilisées (Rauf, Pervez and Ryu, 2006)(Besnard and Khalil, 1999). Dans le cas des robots non équipés de systèmes de mesures comme le cas du robot Scara S600, divers dispositifs externes peuvent être utilisés pour réaliser les mesures comme le Laser Tracker (Bai, Zhuang and Roth, 2003) et le Ball-Bar (Goswani, Quaid and Peshkine, 1993) (Figure 2-4).



Figure 2-4 : Différents capteurs de mesure externe pour l'identification géométrique des robots

Dans ces travaux, nous avons choisi de mesurer la position de l'organe terminale du robot Scara S600 à l'aide d'un Laser Tracker. En effet, ce moyen de mesure permet d'obtenir les coordonnées cartésiennes d'une mire dans le repère de mesure et propose une précision de mesure de 0,01mm.

4.2 Procédure d'identification des paramètres géométriques du robot Scara S600

Les paramètres du modèle à identifier sont issus de l'équation (2.1), c'est-à-dire les longueurs des bras L_1 et L_2 (Figure 2-2). La mesure de la pose de l'effecteur est réalisée à l'aide d'un Laser Tracker Leica AT901 ; la mire étant positionnée à l'extrémité du robot au niveau de l'axe 4 (Bai, Zhuang and Roth, 2003).

L'identification des deux paramètres se fait par la mesure de points sur deux trajectoires (Figure 2-5). Un premier déplacement du robot Scara S600 est réalisé en faisant varier la position angulaire q_1 de l'axe 1 avec la position angulaire q_2 de l'axe 2 fixe. Les points mesurés sont alors sur un cercle de centre O_1 . 20 points sont mesurés dans le repère du Laser Tracker sur une course d'environ 45° .

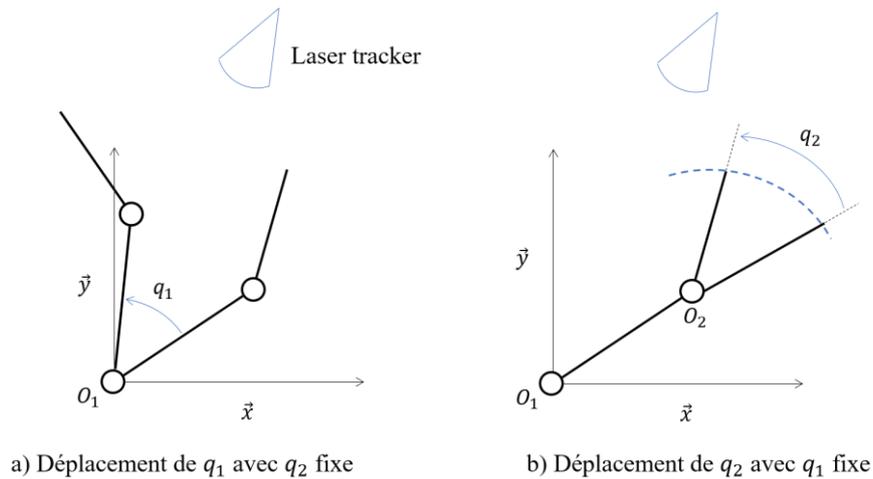


Figure 2-5 : Déplacements réalisés lors de l'identification des paramètres géométriques

Les coordonnées des points mesurés dans le repère du Laser Tracker sont fournies dans le Tableau 2-2.

Les premiers traitements effectués permettent de positionner et d'orienter le repère de mesure du Laser Tracker avec le repère du robot. Comme nous faisons l'hypothèse que les déplacements s'effectuent dans le plan horizontal du robot, nous avons dans un premier temps déterminé le plan P des moindres carrés de l'ensemble des 20 points mesurés. Nous considérons par la suite que c'est dans ce plan P que l'effecteur du robot se déplace. L'écart maximum entre ce plan P et les 20 points mesurés est de 0,026 mm.

Les 20 points mesurés sont projetés sur le plan P (Figure 2-6). Le calcul du cercle des moindres carrés passant par ces points projetés permet de déterminer le point O_I (centre du repère du robot et de l'axe 1). Nous notons R son rayon. Les coordonnées calculées de O_I dans le repère de mesure sont $(-800,149 ; 1396,736 ; -398,779)$ avec $R=579,914$ mm.

Numéro du point	Coordonnées articulaires du robot		Coordonnées de l'effecteur du robot dans le repère de mesure du Laser Tracker		
	q1 (°)	q2 (°)	xm	ym	zm
1	-15,897	29,266	-796,0769	816,9233	-410,2675
2	-12,796	29,266	-764,6785	818,0085	-410,4754
3	-9,972	29,266	-736,1571	820,4886	-410,6668
4	-6,935	29,266	-705,6584	824,725	-410,8786
5	-4,523	29,266	-681,6332	829,2251	-411,0353
6	-2,603	29,266	-662,6614	833,5304	-411,1627
7	-0,013	29,266	-637,0687	840,4118	-411,3459
8	1,981	29,266	-618,0085	846,276	-411,4409
9	4,321	29,266	-595,6541	854,1953	-411,5958
10	7,237	29,266	-568,2854	865,3273	-411,7443
11	10,081	29,266	-542,1509	877,5244	-411,9215
12	13,369	29,266	-512,7157	893,2342	-412,1279
13	15,397	29,266	-495,0485	903,7438	-412,2481
14	17,64	29,266	-475,9841	916,0773	-412,351
15	20,136	29,266	-455,3266	930,6836	-412,4842
16	22,944	29,266	-432,885	948,1606	-412,6313
17	25,164	29,266	-415,749	962,7538	-412,7448
18	28,02	29,266	-394,5687	982,4862	-412,8754
19	30,588	29,266	-376,3835	1001,1182	-412,9611
20	33,624	29,266	-355,9711	1024,176	-413,0871

Tableau 2-2 : Points mesurés dans le repère du Laser Tracker lors du premier déplacement.

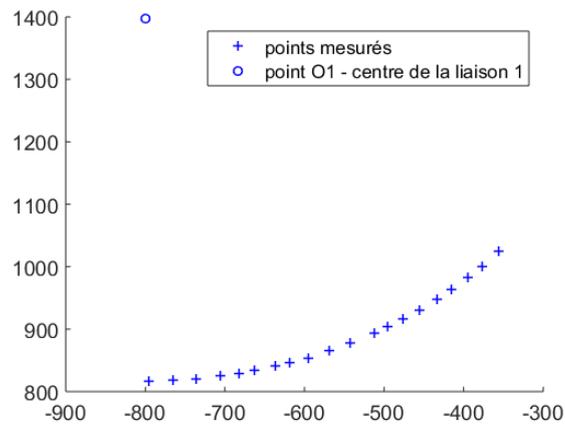


Figure 2-6 : Points mesurés lors du premier déplacement projetés dans le plan P .

Le second déplacement du robot Scara S600 est réalisé en faisant varier q_2 avec q_1 fixe. Les points mesurés sont alors sur un cercle de centre O_2 . 14 points sont mesurés dans le repère du Laser Tracker sur une course d'environ 40° . Les coordonnées des points mesurés dans le repère du Laser Tracker sont fournis dans le Tableau 2-3.

Numéro du point	Coordonnées articulaires du robot		Coordonnées de l'effecteur du robot dans le repère de mesure du Laser Tracker		
	q1 (°)	q2 (°)	xm	ym	zm
1	33,624	-9,668	-482,4424	891,084	-412,2225
2	33,624	-6,644	-469,6877	898,0072	-412,3034
3	33,624	-2,621	-453,2914	908,2561	-412,4193
4	33,624	-0,245	-443,9602	914,8408	-412,4774
5	33,624	1,834	-436,0303	920,914	-412,5268
6	33,624	4,669	-425,5776	929,6528	-412,5951
7	33,624	8,287	-412,8846	941,537	-412,6794
8	33,624	10,852	-404,3618	950,4314	-412,7282
9	33,624	14,632	-392,6161	964,1815	-412,7893
10	33,624	19,006	-380,0984	981,0795	-412,8575
11	33,624	22,3	-371,5511	994,3989	-412,9028
12	33,624	25,297	-364,4454	1006,9298	-412,9386
13	33,624	28,105	-358,3892	1018,9912	-412,9703
14	33,624	30,724	-353,2792	1030,5085	-412,9854

Tableau 2-3 : Points mesurés dans le repère du Laser Tracker lors du premier déplacement.

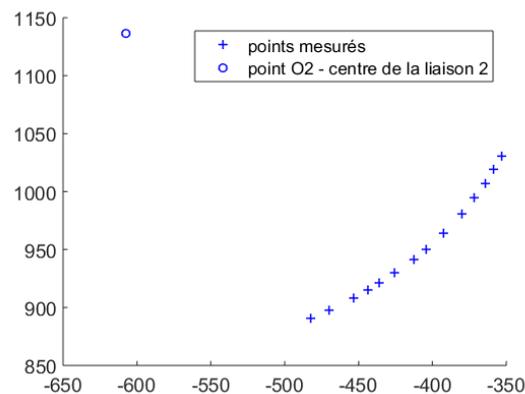


Figure 2-7 : Points mesurés lors du second déplacement projetés dans le plan P .

Ces points sont projetés sur le plan P avant de calculer le cercle des moindres carrés associé et de déterminer le point O_2 dans le repère de mesure. Nous considérons que le rayon du cercle des moindres carrés obtenu est la longueur L_2 du robot (Figure 2-2). Nous obtenons une longueur $L_2=275,019 \text{ mm}$.

Ainsi, $L_1 = \|\overrightarrow{O_1O_2}\|$. Les valeurs identifiées sont $L_1 = 324,489 \text{ mm}$ et $L_2 = 275,019 \text{ mm}$ (les valeurs nominales étant de 325 mm pour L_1 et 275 mm pour L_2).

4.3 Validation du modèle obtenu

La phase de validation est faite à partir de la mesure de 5 positions choisies de manière aléatoire dans l'espace de travail du robot. Pour une position du robot, les coordonnées de l'effecteur (les coordonnées cartésiennes x_m, y_m et z_m) sont mesurées à l'aide du Laser Tracker (Tableau 2-4). A partir de l'interface de commande, nous récupérons les positions articulaires du robot (q_1 et q_2) pour chacun des points mesurés. Nous simulons à partir du modèle géométrique direct avec les valeurs des paramètres géométriques identifiés les positions cartésiennes de l'effecteur du robot que nous comparons avec les positions mesurées. Cette même procédure est faite pour les 4 autres positions.

Numéro du point	Coordonnées articulaires du robot		Coordonnées de l'effecteur du robot dans le repère de mesure du Laser Tracker			Erreur avec les paramètres nominaux (en mm)	Erreur avec les paramètres identifiés (en mm)
	q_1 (°)	q_2 (°)	x_m	y_m	z_m		
1	29,184	28,402	-388,2983	987,1017	-412,7697	0,747	0,267
2	25,536	22,516	-431,8777	938,7414	-412,5052	0,684	0,200
3	16,453	30,346	-482,7622	913,1898	-412,142	0,674	0,197
4	6,577	40,579	-535,8088	900,5399	-411,7564	0,674	0,207
5	-2,219	47,572	-591,1119	889,5018	-411,3618	0,643	0,185

Tableau 2-4 : Points mesurés dans le repère du Laser Tracker pour la validation du modèle identifié.

L'erreur moyenne entre les positions calculées par le modèle géométrique direct identifié et celle mesurées par le laser est de 0,211 mm. L'écart maximum est de 0,267 mm.

La précision du modèle géométrique obtenu est compatible avec des opérations de « Pick and Place ». Toutefois, une perspective d'amélioration de la précision de ce modèle peut être de considérer les défauts au niveau des liaisons 1 et 2 générant des mouvements hors plan.

Le modèle géométrique identifié est alors utilisé pour réaliser le modèle dynamique du robot Scara S600.

5 Modélisation dynamique rigide du robot Adept Scara S600

Dans cette section, nous développons les équations différentielles définissant le modèle dynamique du robot Scara S600. L'étude se focalise sur les mouvements dans le plan ; un système de deux équations est déterminé en utilisant la méthode de Lagrange et les coordonnées généralisées sont celles des 2 axes considérés, soit q_1 et q_2 . Dans un premier temps, nous définissons les équations du mouvement en considérant le robot comme rigide.

Le paramétrage utilisé pour le modèle dynamique est défini sur Figure 2-8.

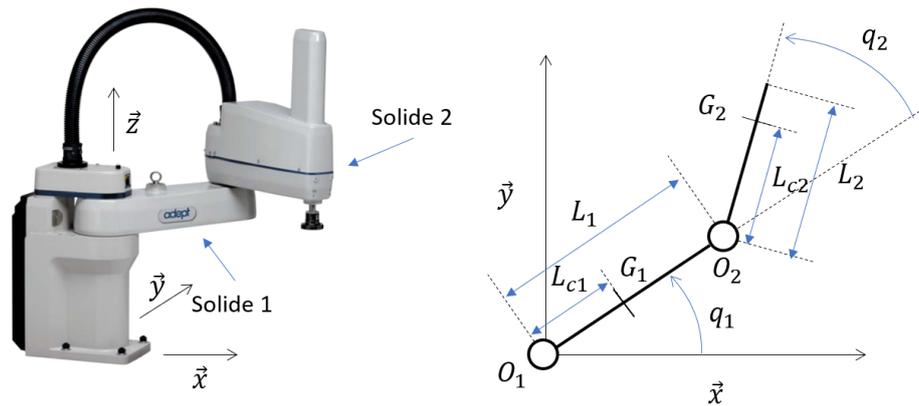


Figure 2-8 : Paramétrage géométrique du robot Scara S600 utilisé pour le modèle dynamique.

L'énergie cinétique des 2 premières articulations du robot Scara S600 s'écrit :

$$2T = m_1 L_{c1}^2 \dot{q}_1^2 + I_1 \dot{q}_1^2 + m_2 (L_1^2 \dot{q}_1^2 + L_{c2}^2 (\dot{q}_1 + \dot{q}_2)^2 + 2L_1 L_{c2} \cos(q_2) \dot{q}_1 (\dot{q}_1 + \dot{q}_2)) + I_2 (\dot{q}_1 + \dot{q}_2)^2 \quad (2-3)$$

Où m_1 et m_2 sont les masses respectivement des solides 1 et 2 (comme nous nous focalisons uniquement sur les mouvements plans du robot, la masse du solide 2 contient aussi la masse des 2 derniers axes), et I_1 et I_2 les inerties des solides 1 et 2 autour de l'axe \vec{z} au niveau de leur centre de masse G_1 et G_2

L'énergie potentielle mise en jeu par les efforts de frottements secs F_{s1} et F_{s2} au niveau des articulations 1 et 2 s'écrit :

$$V = F_{s1} q_1 + F_{s2} q_2 \quad (2-4)$$

L'énergie dissipative mis en jeu par les efforts de frottements visqueux F_{v1} et F_{v2} au niveau des articulations 1 et 2 s'écrit :

$$2D = F_{v1} \dot{q}_1^2 + F_{v2} \dot{q}_2^2 \quad (2-5)$$

Ainsi l'écriture des équations du mouvement s'écrit à partir de la formule suivante :

$$\Gamma_{mi} = \frac{d}{dt} \frac{\partial T}{\partial \dot{q}_i} - \frac{\partial T}{\partial q_i} + \frac{\partial D}{\partial \dot{q}_i} + \frac{\partial V}{\partial q_i} \text{ avec } i=1 \text{ ou } 2 \quad (2-6)$$

Où Γ_{m1} et Γ_{m2} sont les couple moteurs appliqués au niveau des articulation 1 et 2.

Ainsi, nous obtenons les équations du modèle dynamique rigide suivante :

$$\Gamma_{m1} = (m_1 L_{c1}^2 + m_2 L_{c2}^2 + m_2 L_1^2 + 2m_2 L_1 L_{c2} \cos q_2 + I_1 + I_2) \ddot{q}_1 + (m_2 L_{c2}^2 + m_2 L_1 L_{c2} \cos q_2 + I_2) \ddot{q}_2 - 2m_2 L_1 L_{c2} \sin q_2 \dot{q}_1 \dot{q}_2 - m_2 L_1 L_{c2} \sin q_2 \dot{q}_2^2 + F_{s1} + F_{v1} \dot{q}_1 \quad (2-7)$$

$$\Gamma_{m2} = (m_2 L_{c2}^2 + m_2 L_1 L_{c2} \cos q_2 + I_2) \ddot{q}_1 + (m_2 L_{c2}^2 + I_2) \ddot{q}_2 + 2m_2 L_1 L_{c2} \sin q_2 \dot{q}_1^2 + F_{s2} + F_{v2} \cdot \dot{q}_2 \quad (2-8)$$

Les couples peuvent aussi être écrits sous la forme matricielle suivante :

$$\Gamma_m = \mathbf{A}(\mathbf{q}) \cdot \ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}_c(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_v \cdot \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_s \cdot \text{sign}(\dot{\mathbf{q}}) \quad (2-9)$$

Avec le vecteur des poses articulaire $\mathbf{q} = \begin{pmatrix} q_1 \\ q_2 \end{pmatrix}$, le vecteur des frottements secs $\mathbf{F}_s = \begin{pmatrix} F_{s1} \\ F_{s2} \end{pmatrix}$, la matrice des frottements visqueux $\mathbf{F}_v = \begin{pmatrix} F_{v1} & 0 \\ 0 & F_{v2} \end{pmatrix}$, la matrice d'inertie $\mathbf{A}(\mathbf{q}) = \begin{pmatrix} A_{11} & A_{12} \\ A_{12} & A_{22} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} m_1 L_{c1}^2 + m_2 L_{c2}^2 + m_2 L_1^2 + 2m_2 L_1 L_{c2} \cos q_2 + I_1 + I_2 & m_2 L_{c2}^2 + m_2 L_1 L_{c2} \cos q_2 + I_2 \\ m_2 L_{c2}^2 + m_2 L_1 L_{c2} \cos q_2 + I_2 & m_2 L_{c2}^2 + I_2 \end{pmatrix}$, et la matrice des forces de Coriolis $\mathbf{C}_c(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \begin{pmatrix} -2m_2 L_1 L_{c2} \sin q_2 \dot{q}_2 & -m_2 L_1 L_{c2} \sin q_2 \dot{q}_2 \\ m_2 L_1 L_{c2} \sin q_2 \dot{q}_1 & 0 \end{pmatrix}$.

Ce premier travail de modélisation dynamique nous permet de simuler le comportement dynamique rigide du robot Scara S600. La prise en compte du comportement vibratoire de ce robot passe par une intégration des flexibilités du robot dans le modèle.

6 Intégration de la flexibilité des articulations dans le modèle dynamique du robot Scara S600

Afin de proposer un modèle cohérent avec le comportement dynamique observé du robot, nous avons réalisé des mesures des mouvements du robot lors d'un arrêt en fin de trajectoire à l'aide d'un Laser Tracker. La mire du Laser Tracker est placée au niveau de l'effecteur et la trajectoire initiale est parcourue à différentes vitesses. La Figure 2-9 présente l'évolution de la position de l'effecteur en fonction du temps pour les différents tests réalisés suivant l'axe x du repère de mesure.

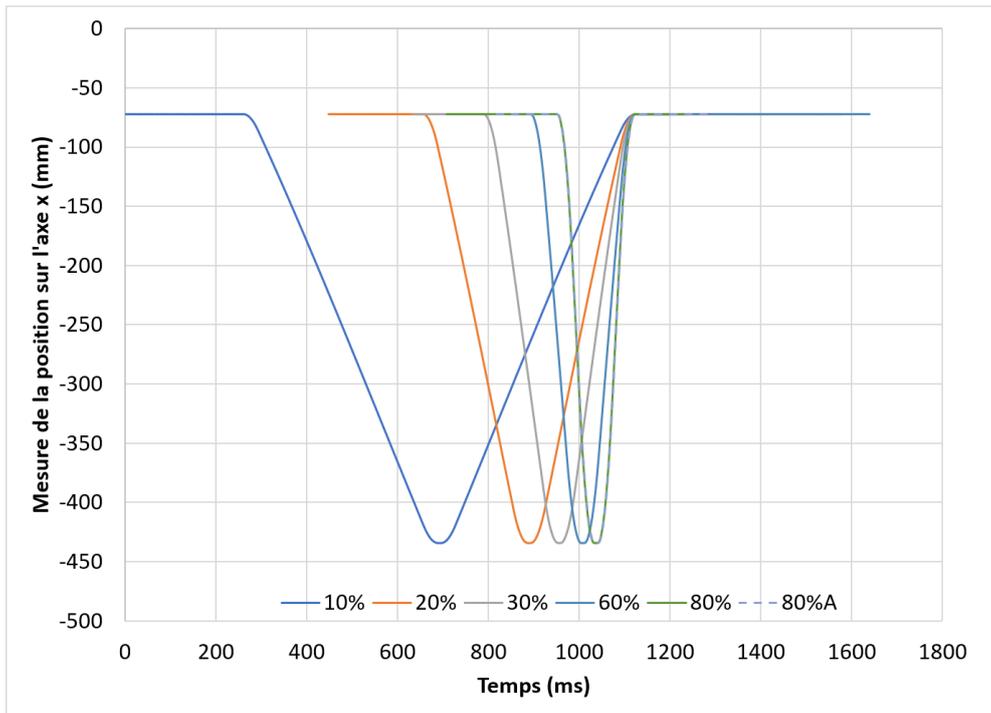


Figure 2-9 : Trajectoire suivie par l'effecteur suivant l'axe x du repère de mesure en fonction de la vitesse de parcours.

Si nous faisons un focus sur la phase finale de la trajectoire, nous obtenons la Figure 2-10. Nous pouvons constater que plus la vitesse de parcours de la trajectoire est importante, plus l'amplitude des vibrations est grande allant jusqu'à une amplitude de 0,15 mm.

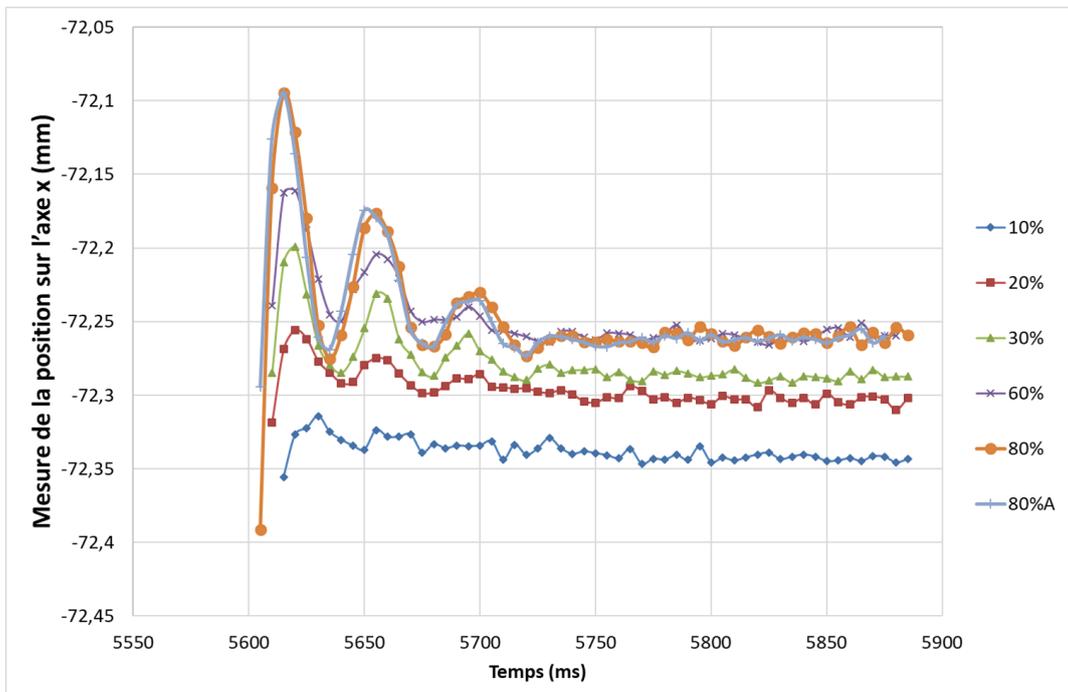


Figure 2-10 : Mesure du comportement vibratoire en phase d'arrêt de suivi de la trajectoire.

Au vu de l'étude bibliographique réalisée dans le chapitre 1 et des essais réalisés, nous avons choisi de modéliser la flexibilité des liaisons avec un ressort linéaire en torsion et un amortissement.

Ainsi, le robot est modélisé par une combinaison de solides rigides de masses m_i mis en mouvement entre eux par des articulations motorisées dont le système de transmission est représenté par un ressort de raideur k_i et de coefficient d'amortissement c_i . Nous notons q_i la consigne envoyée au moteur de l'articulation et q_{ei} le mouvement transmis au solide i après le système flexible de transmission de mouvement (Figure 2-11).

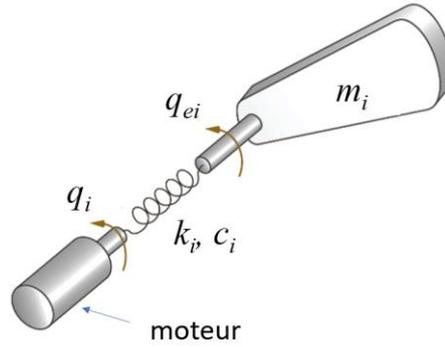


Figure 2-11 : Paramétrage du modèle dynamique à articulation flexible.

Dans notre cas d'étude pour un système à deux degrés de liberté à articulations flexibles et en présence d'amortissement, les énergies de déformation et dissipative liés aux amortissements s'écrivent :

$$\begin{cases} 2V_{\text{élas}} = k_1(q_1 - q_{e1})^2 + k_2(q_2 - q_{e2})^2 \\ 2D_{\text{amort}} = c_1(\dot{q}_1 - \dot{q}_{e1})^2 + c_2(\dot{q}_2 - \dot{q}_{e2})^2 \end{cases} \quad (2-10)$$

Les équations de mouvements sous forme matricielle s'écrivent :

$$\begin{cases} \mathbf{K}\mathbf{q} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{A}(\mathbf{q}_e) \cdot \ddot{\mathbf{q}}_e + \mathbf{C}_c(\mathbf{q}_e, \dot{\mathbf{q}}_e)\dot{\mathbf{q}}_e + \mathbf{K}\mathbf{q}_e + \mathbf{C}\dot{\mathbf{q}}_e \\ \mathbf{K}\mathbf{q}_e + \mathbf{C}\dot{\mathbf{q}}_e + \mathbf{\Gamma}_m = \mathbf{C}\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{K}\mathbf{q} + \mathbf{F}_v \cdot \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_s \cdot \text{sign}(\dot{\mathbf{q}}) \end{cases} \quad (2-11)$$

Ou \mathbf{C} et \mathbf{K} sont respectivement des matrices d'amortissement et de raideur telles que dans le cas du robot Scara S600 :

$$\mathbf{C} = \begin{bmatrix} c_1 & 0 \\ 0 & c_2 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{K} = \begin{bmatrix} k_1 & 0 \\ 0 & k_2 \end{bmatrix}$$

La fréquence propre et les modes propres du système peuvent être déterminés à partir de l'équation suivante :

$$(\mathbf{K} - \mathbf{A}\omega^2) \cdot \{\mathbf{Q}\} = \{0\} \quad (2-12)$$

Dans le cas du robot Scara S600, nous obtenons l'équation suivante :

$$\begin{bmatrix} k_1 - A_{11}\omega^2 & -A_{12}\omega^2 \\ -A_{12}\omega^2 & k_2 - A_{22}\omega^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} q_1 \\ q_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (2-13)$$

Ce qui nous permet de déterminer deux pulsations propres ω_1 et ω_2 associées à deux modes propres.

Une phase d'identification des paramètres introduits est nécessaire. Toutefois, nous considérons que les valeurs des paramètres géométriques L_1 et L_2 sont issues de l'identification géométrique réalisée précédemment.

7 Identification des paramètres du modèle dynamique

Nous effectuons dans cette partie une identification des paramètres dynamiques des deux premiers axes du robot Scara S600. Le modèle utilisé pour réaliser le plus aisément l'identification des paramètres dynamiques est le modèle dynamique inverse (simplification du filtrage des mesures réalisées et pour le calcul). Ainsi, le modèle dynamique du robot Scara permet de relier les couples moteurs appliqués aux deux premières articulations avec les grandeurs cinématiques de déplacement du robot en fonction des masses m_1 et m_2 , des inerties I_1 et I_2 des solides mis en mouvement, des positions L_{C_1} et L_{C_2} des centres de masse, des frottements $F_{v_1}, F_{v_2}, F_{s_1}$ et F_{s_2} au niveau des liaisons, de k_1 et k_2 les raideurs des articulations, et c_1 et c_2 leurs amortissements.

Dans la suite de ce paragraphe, le principe de l'identification des modèles dynamiques est présenté avant d'introduire la procédure appliquée sur le robot Scara S600.

7.1 Principe de l'identification des modèles dynamiques considérant la structure du robot comme rigide

Dans la littérature, plusieurs méthodes d'identification hors ligne des paramètres dynamiques sont utilisées en robotique (Canudas de Wit and Aubin, 1991)(Gautier and Poignet, 2002)(Liu, Xiang and Poignet, 2011)(Khalil and Dombre, 2012)(Gautier, Janot and Vandanjon, 2013)(Janot, Vandanjon and Gautier, 2014). La grande majorité des méthodes utilise le modèle dynamique inverse exprimant une relation linéaire entre le couple et les paramètres dynamiques. Les valeurs des paramètres sont estimées à partir de mesures réalisées pendant le suivi de trajectoires excitantes et la technique des moindres carrés. Un filtre de Kalman peut être utilisé du fait du bruit et de l'échantillonnage des mesures et d'intégration pouvant apparaître lors de la mesure et des calculs numériques (Gautier and Poignet, 2001). Cette technique est appelée « Inverse Dynamic Identification Model-Least Square (IDIM-LS technique) » (Figure 2-12).

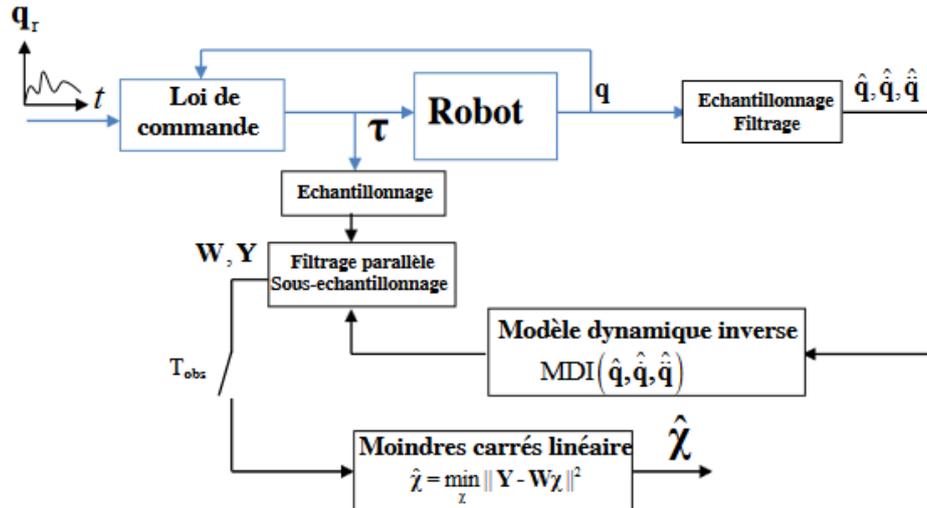


Figure 2-12 : Principe de la méthode Inverse Dynamic Identification Model-Least Square.

Cette méthode d'identification passe par la mesure ou la détermination des couples moteurs appliqués au robot pour suivre une trajectoire définie.

L'identification des raideurs articulaires peut se faire grâce à l'ajout de poids au niveau de l'effecteur ou au niveau des bras (Dumas, 2012). Toutefois dans le cas du robot Scara S600, les pièces composants l'interface extérieure du robot ont une flexibilité non négligeable devant la flexibilité des liaisons. En effet, les carters sont réalisés en plastique. Au vu de la difficulté de mise en œuvre d'une telle manipulation dans le cas des robots légers, nous avons choisi de réaliser l'identification de la raideur et de l'amortissement des articulations du robot à l'aide d'une analyse modale.

Dans la suite de ce paragraphe, nous présentons le protocole d'identification des raideurs et de l'amortissement des articulations 1 et 2.

7.2 Identification des raideurs au niveau des articulations

L'identification des raideurs des articulations peut se faire à partir de la détermination des fréquences propres du système par une analyse modale expérimentale. L'analyse modale est réalisée grâce au logiciel LMS-TAB. Dans ce cadre, un modèle nodal du robot est élaboré en considérant les corps déformables et les liaisons rigides. La souplesse des liaisons se traduit par des déformées modales caractéristiques qui permettent l'identification des raideurs de liaisons (Figure 2-13). Toutefois, l'utilisation de ce logiciel permet une interprétation de la mesure.

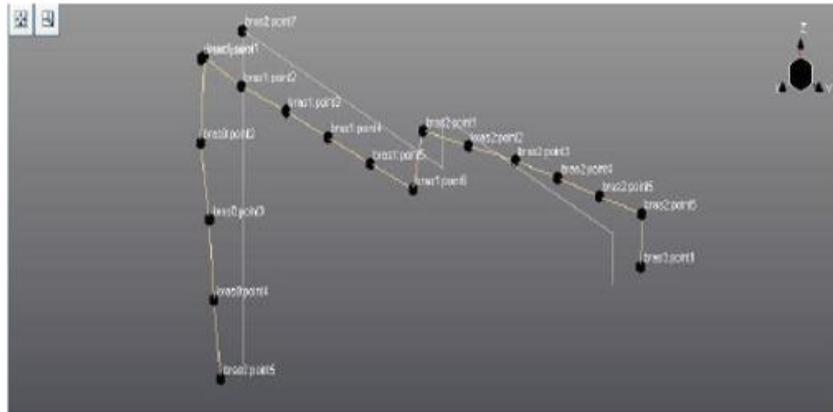
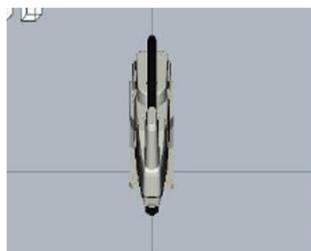


Figure 2-13 : Exemple de déformée modale du robot Scara S600 simulée par le logiciel LMS-TAB

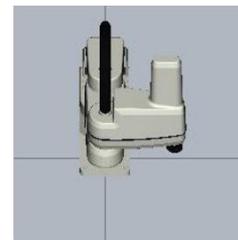
Nous avons choisi de mesurer les fréquences propres du robot bras tendu ($q_2=0^\circ$) bras plié à 45° ($q_2=45^\circ$) et bras plié à 90° ($q_2=90^\circ$).



Configuration bras tendu



Configuration bras plié à 45°



Configuration bras plié à 90°

Figure 2-14 : Configuration du robot Scara S600 servant pour la mesure des fréquences propres.

Une fois les accéléromètres mis en place, le protocole de mesure est fait en deux étapes :

- Plusieurs sollicitations au marteau d'impact sont réalisées au niveau de l'effecteur (Figure 2-15).

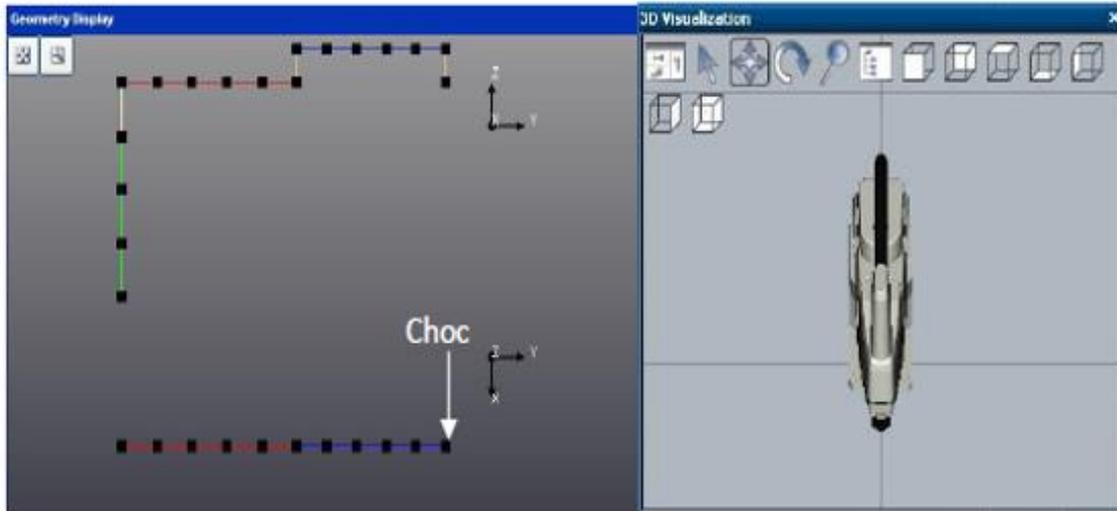


Figure 2-15 : Configuration de l'essai réalisé bras tendu.

- Choix de la bande passante pour l'acquisition du signal.

Les fréquences sont alors sélectionnées manuellement (Figure 2-16). Cependant, tous les pics ne représentent pas des modes dits « stables ». Pour cela le logiciel nous propose pour les résultats obtenus des valeurs de modes instables qui peuvent être des modes purement numériques ou qui ne caractérisent pas des modes structuraux, représentés par des « V », et stables, représentés par des « S ».

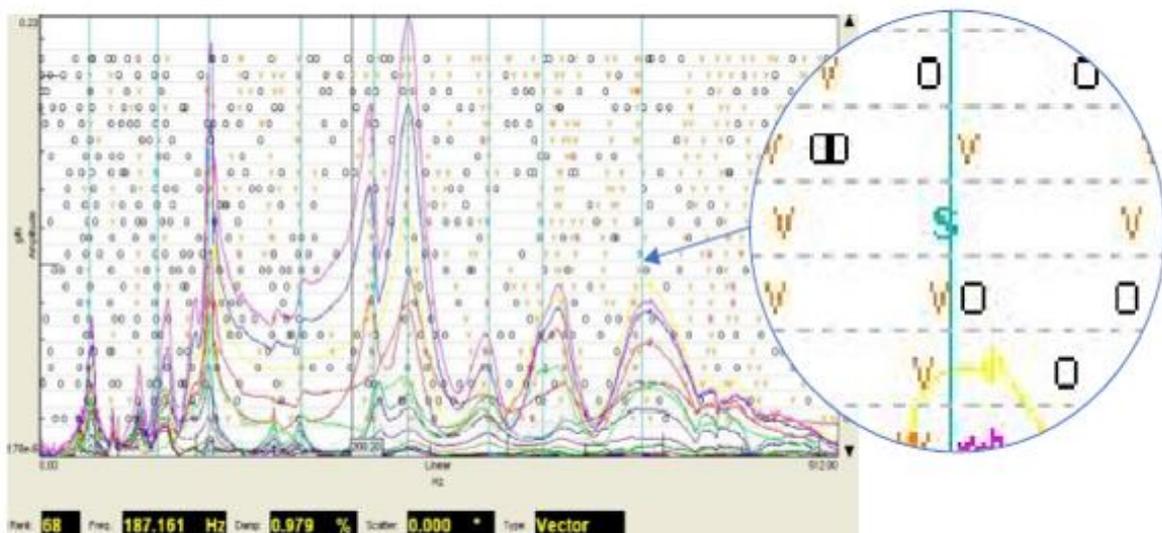


Figure 2-16 : Choix des modes stables (FRF du système étudié).

Le Tableau 2-5 présente les fréquences et amortissements des modes identifiés pour les configurations testées. Nous avons choisi d'indiquer uniquement les fréquences et les amortissements pour la configuration bras tendu car tous les accéléromètres mesurent dans la même direction ce qui rend

l'interprétation des mesures plus évidentes pour relier l'amortissement mesuré à l'amortissement en torsion au niveau des articulations.

Modes	Configuration bras tendu		Configuration bras plié à 45°	Configuration bras plié à 90°
	Fréquence (Hz)	Amortissement (%)	Fréquence (Hz)	Fréquence (Hz)
1	20,33	9,51	24	31,98
2	60,32	4,59	80	75,01
3	81,96	2,18	108	108,47
4	109,72	5,82	-	167,37
5	140,61	1,83	213	214,34
6	210,71	2,45	241	235,98
7	225,63	4,86	271	287,94
8	255,47	2,54	341	322,69
9	324,82	2,29		386,02

Tableau 2-5 : Fréquence et amortissement relevé pour les deux configurations testées.

L'observation des déformées du modèle montre que les 2 premiers modes correspondent aux modes de flexion des articulations 1 et 2. L'identification des paramètres dynamiques des articulations 1 et 2 est réalisée sur la base des informations modales relatives aux deux premiers modes.

Dans la suite, nous présentons la procédure d'identification que nous avons mis en place sur le robot Scara S600.

7.3 Identification des paramètres dynamiques du robot Scara S600

La première étape lors de la mise de la place d'une méthode d'identification dynamique à partir du modèle dynamique inverse est la mesure ou l'estimation des couples moteurs appliqués lors du suivi d'une trajectoire donnée. Généralement, dans le cas des robots industriels comme dans le cas du robot Scara S600, les couples moteurs ne sont pas mesurables directement (Le Flohic *et al.*, 2017). Ils sont alors déduits de la mesure du courant moteur par la relation :

$$\Gamma_{mes} = v_j K_j \text{ avec } K_j = R_j K_T \quad (2-14)$$

Où v_j est la valeur du courant moteur de l'articulation j , R_j est le rapport de réduction du système de transmission de l'articulation, et K_T est le coefficient de couple du moteur. Dans notre cas, nous avons calculé le gain K_j à l'aide des données constructeur.

L'identification de ces paramètres est ensuite réalisée par la minimisation de la fonction coût suivante :

$$f_{\text{coût}} = \sum_i (\Gamma_{\text{mes}}(t) - \Gamma_{\text{mdi}}(t))^2 \quad (2-15)$$

Toutefois, l'analyse de l'équation (2-9) montre que l'ensemble des paramètres dynamiques n'est pas identifiable. En effet les paramètres dynamiques peuvent être regroupé suivant 3 macros variables A , B et D :

$$\mathbf{A}(\mathbf{q}) = \begin{pmatrix} A + B + 2DL_1 \cos q_2 + I_1 + I_2 & B + DL_1 \cos q_2 + I_2 \\ B + DL_1 \cos q_2 + I_2 & B + I_2 \end{pmatrix}$$

$$\text{et } \mathbf{C}_c(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \begin{pmatrix} -DL_1 \sin q_2 \dot{q}_2 & -DL_1 \sin q_2 \dot{q}_1 \\ -DL_1 \sin q_2 \dot{q}_2 & -DL_1 \sin q_2 \dot{q}_1 \end{pmatrix} \quad (2-16)$$

$$\text{Avec } A = m_1 L_{c_1}^2 + m_2 L_1^2, B = m_2 L_{c_2}^2, D = m_2 L_1 L_{c_2}$$

Le calcul de Γ_{mdi} passe par la détermination ou la mesure des grandeurs cinématiques de la trajectoire suivie (accélération $\ddot{\mathbf{q}}$, vitesse $\dot{\mathbf{q}}$ et position \mathbf{q}). Dans le cas du robot Scara S600, la position, en fonction du temps, de chacun des moteurs des articulations 1 et 2 est mesurée par un codeur. L'estimation de l'accélération et de la vitesse se fait alors par dérivation numérique et filtrage de type Butterworth (Andrès Vivas, 2004). Dans ces travaux, la mise en œuvre du filtrage se fait avec Matlab (filtre passe-bas Butterworth) en utilisant les fonctions 'butter' et 'filtfilt'.

La vitesse articulaire est calculée numériquement par différence centrée de la position échantillonnée filtrée et l'accélération est calculée par différence centrée de la vitesse :

$$\dot{q}_K = \frac{q_{K+1} - q_{K-1}}{2T_e}, \ddot{q}_K = \frac{\dot{q}_{K+1} - \dot{q}_{K-1}}{2T_e} \quad (2-17)$$

Où \dot{q}_K est la dérivée de q à l'instant t_k , \ddot{q}_K est la dérivée de \dot{q} à l'instant t_k , q_{K+1} et q_{K-1} sont respectivement les valeurs de q à l'instant t_{K+1} et t_{K-1} , \dot{q}_{K+1} et \dot{q}_{K-1} sont respectivement les valeurs de \dot{q} à l'instant t_{K+1} et t_{K-1} , T_e est la période d'échantillonnage.

La procédure d'identification est ensuite réalisée en deux étapes à l'aide d'une même trajectoire réalisée avec des vitesses différentes. La trajectoire suivie est composée d'un premier mouvement de l'articulation 1 (variation de q_1 avec q_2 fixe) et d'un second mouvement de l'articulation 2 (variation de q_2 avec q_1 fixe). L'ensemble des mesures est réalisé et à une fréquence de 1 kHz.

La trajectoire est dans un premier temps parcourue avec une vitesse programmée de 20% de la vitesse maximale (20 °/s). Cette première trajectoire permet d'identifier les coefficients de frottement sec des articulations 1 et 2, F_{s1} (Figure 2-17) et F_{s2} (Figure 2-18).

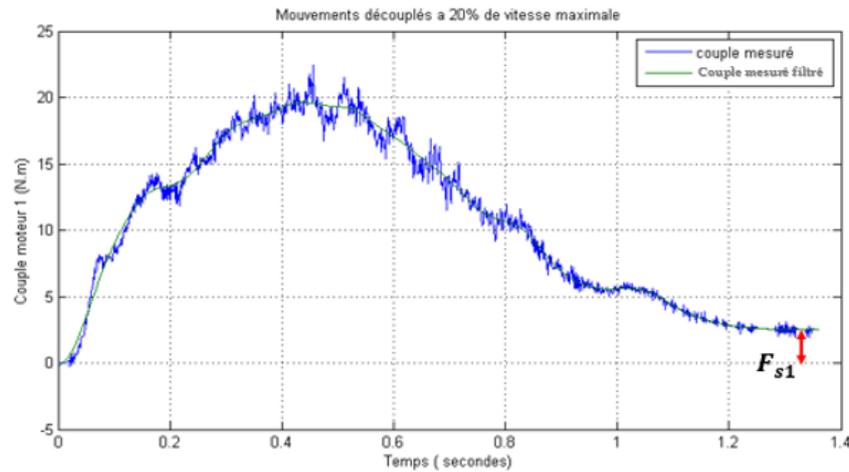


Figure 2-17 : Couple moteur mesuré lors du mouvement à 20 % de la vitesse maximale de l'articulation 1.

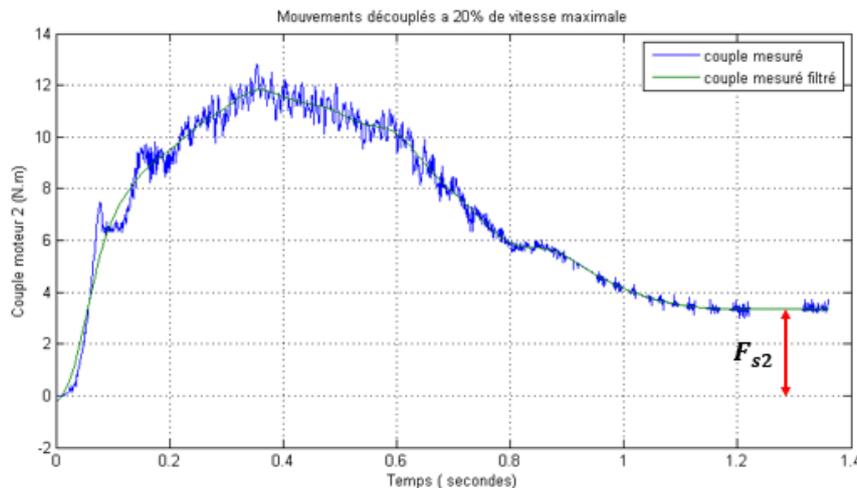


Figure 2-18 : Couple moteur mesuré lors du mouvement à 20 % de la vitesse maximale de l'articulation 2.

La trajectoire est dans un second temps parcourue avec une vitesse programmée de 50% de la vitesse maximale. Cette trajectoire est utilisée pour identifier les paramètres A , B et D du système à l'aide d'une fonction d'optimisation numérique de type moindres carrés (Figure 2-19)(Figure 2-20). Après identification, l'erreur moyenne d'estimation du couple est de l'ordre de 0,5895 N.m et l'écart type est de 1,8498 N.m.

A noter, que le modèle proposé ne permet pas de bien rendre compte du comportement du système en fin et début de mouvement. En effet, lorsque le couple imposé par le moteur est inférieur au couple de frottement sec, la valeur résiduelle du couple est liée au comportement de la commande.

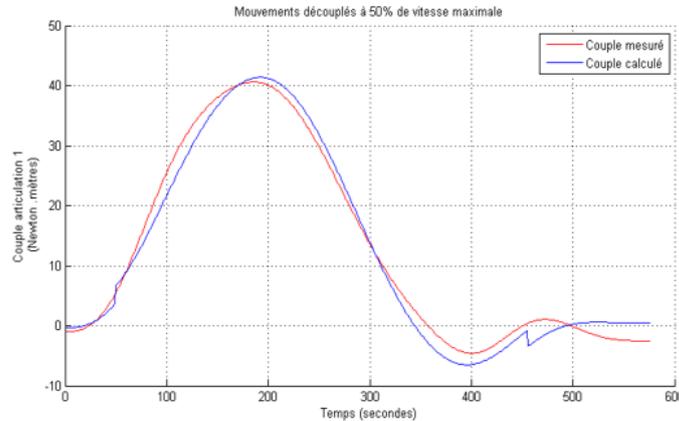


Figure 2-19 : Couple mesuré et calculé après identification pour le mouvement 1.

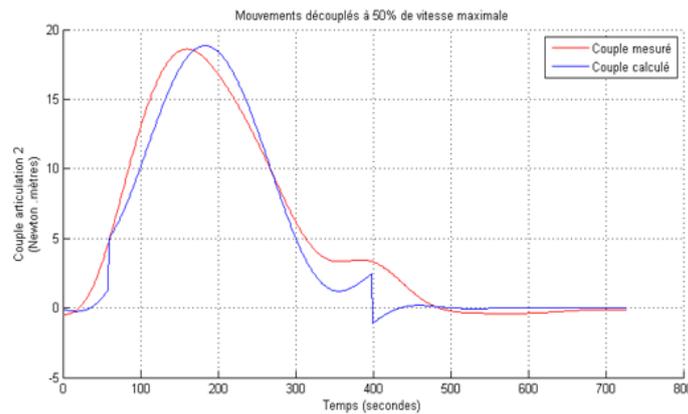


Figure 2-20 : Couple mesuré et calculé après identification pour le mouvement 2.

Pour réaliser l'identification des raideurs et des amortissements des articulations, nous couplons à la comparaison réalisée par l'équation (2-11), une comparaison entre les fréquences propres mesurées et estimées par le modèle.

Les paramètres identifiés se trouvent dans le Tableau 2-6.

Param. Identif.	A kg.m ²	B kg.m ²	D kg.m ²	I_1 N.m ²	I_2 N.m ²	F_{s1} N.m	F_{s2} N.m	F_{v1} N.m	F_{v2} N.m	k_1 N.m/rad	k_2 N.m/rad
Valeurs	0,81154	0,3156	1,4	0,08182	0,212	2,73	3,61	23,126	8,915	124743	12062

Tableau 2-6 : Paramètres dynamiques identifiés.

Nous déduisons finalement les masses et les positions des centres de masse à partir des paramètres A , B et D identifiés :

$$L_{c_2} = \frac{B}{D} = 225,396 \text{ mm et } m_2 = \frac{B}{L_{c_2}^2} = 6,212 \text{ kg}$$

Les valeurs de m_1 et L_{C_1} ne peuvent pas être déterminées séparément. Le paragraphe suivant présente la validation du modèle identifié.

7.4 Validation du modèle dynamique identifié

Pour valider le modèle dynamique corps rigide identifié, une trajectoire aller-retour en ligne droite entre deux points choisis de manière aléatoire est effectuée par l'effecteur. Les mouvements au niveau des articulations sont illustrés sur la Figure 2-21. Les mouvements des deux articulations sont couplés.

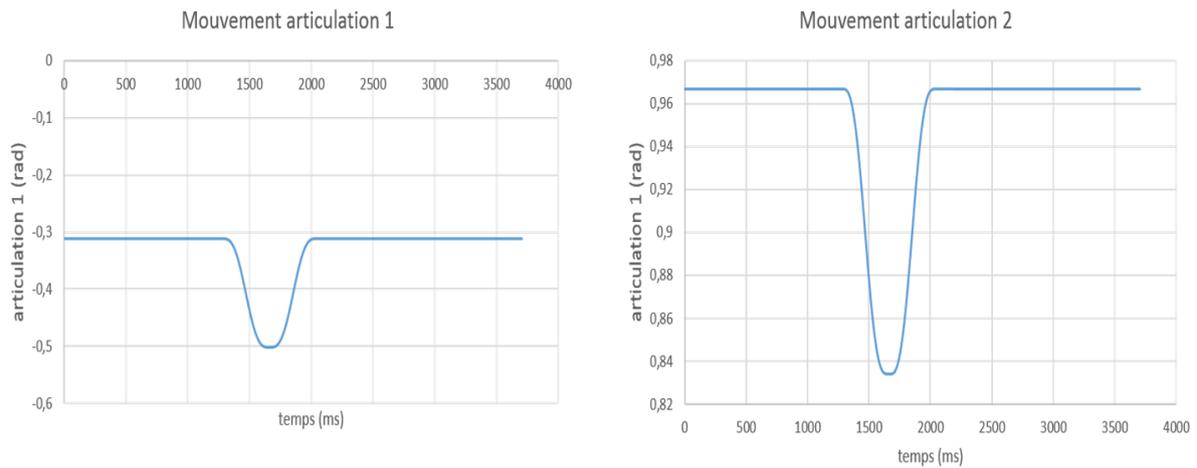


Figure 2-21 : Trajectoire suivie par les deux liaisons pivot pour la validation du modèle dynamique.

Les couples moteurs mesurés et estimés pour les articulations 1 et 2 sont présentés sur la Figure 2-22. L'erreur moyenne est de l'ordre de 1,44 N. m et l'écart type est de 3,17 N.m.

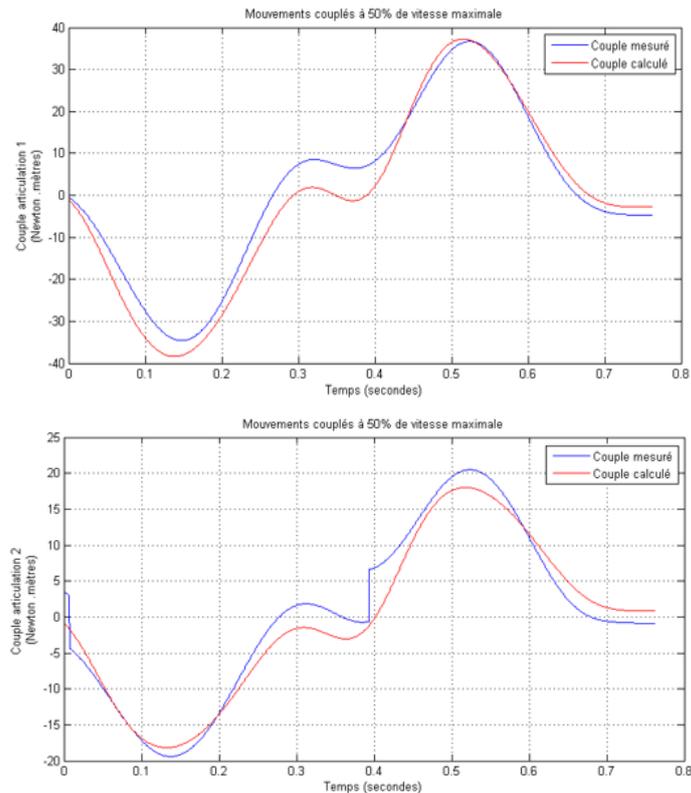


Figure 2-22: Couples mesurés et calculés lors du suivi de la trajectoire de validation.

Avec les valeurs de raideurs, nous obtenons par simulation de notre modèle une première fréquence propre pour la configuration bras tendu à 20,8 Hz et une deuxième fréquence propre à 92,13 Hz, pour la configuration bras plié à 45°, les fréquences propres sont de 21,45 Hz et 76 Hz, et pour la configuration bras plié à 90°, les fréquences propres sont de 23 Hz et 62,76 Hz. L'écart sur les valeurs de fréquences propre peut être liée à la difficulté de détermination expérimentale de ces valeurs et aux hypothèses de définition de notre modèle.

Toutefois, en ce qui concerne nos travaux, cette première identification nous permet d'avoir un ordre de grandeur des paramètres dynamiques de robot considéré comme léger pour des opérations de « Pick and Place ».

Afin de finaliser l'identification de notre modèle, nous devons identifier les amortissement c_1 et c_2 des deux articulations à partir des taux d'amortissements mesurés pour les modes 1 et 2.

7.5 Identification des paramètres d'amortissement au niveau des articulations

L'analyse modale nous a permis de déterminer les deux modes correspondant à la déformation des articulations 1 et 2. Un taux d'amortissement est évalué pour ces deux modes en fonction de la configuration du robot. Toutefois, nous ne considérons ici que la première configuration bras tendu car tous les accéléromètres sont orientés de la même façon (tangent au déplacement de chaque solide 1 et 2).

Afin de lier ces taux d'amortissement aux paramètres d'amortissement des articulations, les modes propres doivent être exprimés à partir du modèle du robot issu de l'équation (2-11). L'objectif est d'établir la matrice de passage entre la base des modes propres et la base des coordonnées articulaires.

A partir de l'équation (2-13), nous déterminons les coordonnées des deux vecteurs $\mathbf{Q}_1 = \begin{pmatrix} q_{11} \\ q_{21} \end{pmatrix}$ et $\mathbf{Q}_2 = \begin{pmatrix} q_{12} \\ q_{22} \end{pmatrix}$ représentant les 2 premiers modes propres dans le repère articulaire :

$$\lambda_1 = \frac{q_{11}}{q_{21}} = \frac{A_{12} \cdot \omega_1^2}{k_1 - A_{11} \cdot \omega_1^2} \text{ et } \lambda_2 = \frac{q_{12}}{q_{22}} = \frac{A_{12} \cdot \omega_2^2}{k_1 - A_{11} \cdot \omega_2^2} \quad (2-18)$$

λ_1 et λ_2 donnent le rapport des amplitudes des coordonnées des modes. Il est d'usage de les normaliser par rapport à une coordonnée de référence, dans notre cas q_2 (Altintas *et al.*, 2005). Ainsi, nous obtenons la matrice de passage suivant :

$$\mathbf{P} = (\mathbf{Q}_1 \quad \mathbf{Q}_2) = \begin{pmatrix} \lambda_1 & \lambda_2 \\ 1 & 1 \end{pmatrix} \quad (2-19)$$

Les modes sont orthogonaux les uns par rapport aux autres, ainsi les matrices de masse et de raideur sont transformées en coordonnées modales comme $\mathbf{A}_d = \mathbf{P}^T \mathbf{A} \mathbf{P} = \begin{pmatrix} A_{d1} & 0 \\ 0 & A_{d2} \end{pmatrix}$, $\mathbf{K}_d = \mathbf{P}^T \mathbf{K} \mathbf{P} = \begin{pmatrix} K_{d1} & 0 \\ 0 & K_{d2} \end{pmatrix}$ et $\mathbf{C}_d = \mathbf{P}^T \mathbf{C} \mathbf{P} = \begin{pmatrix} C_{d1} & 0 \\ 0 & C_{d2} \end{pmatrix}$.

Les taux d'amortissement ζ_1 et ζ_2 mesuré pour les 2 modes (Tableau 2-5) permettent de déterminer $C_{d1} = 2 \cdot \zeta_1 \cdot \sqrt{K_{d1} \cdot A_{d1}}$ et $C_{d2} = 2 \cdot \zeta_2 \cdot \sqrt{K_{d2} \cdot A_{d2}}$.

Les paramètres d'amortissement c_1 et c_2 sont alors déterminés :

$$\mathbf{C} = [\mathbf{P}^T]^{-1} \cdot [\mathbf{C}_d] \cdot [\mathbf{P}]^{-1} = \begin{bmatrix} c_1 & 0 \\ 0 & c_2 \end{bmatrix} \quad (2-20)$$

Finalement la matrice d'amortissement est déduite de la matrice diagonale en utilisant la matrice de passage $[\mathbf{P}]$ par une relation inverse et ensuite les valeurs des amortissements au niveau de chaque liaison flexible sont déduites séparément :

Les valeurs des amortissements au niveau de chaque liaison pivot calculées à partir des valeurs identifiées sont : $c_1 = 57,484 \text{ N.m.s.rad}^{-1}$ et $c_2 = 12,903 \text{ N.m.s.rad}^{-1}$.

Tout comme pour la fréquence propre, la précision d'identification est discutable. Pour affiner cette identification des travaux supplémentaires doivent être menés pour lier ces paramètres à la trajectoire réelle suivi par l'effecteur.

8 Conclusion

Dans ce chapitre, une modélisation dynamique est présentée. La méthode d'identification des paramètres associés est introduite. Elle s'appuie sur une mesure au Laser Tracker, la mesure des couples moteurs et une analyse modale expérimentale. L'exploitation de l'analyse modale s'appuie sur l'hypothèse d'une structure de robot sans liaisons. L'analyse des modes propres par leur déformée et leur fréquence propre permet d'identifier les paramètres de raideurs des liaisons.

Ces travaux permettent d'avoir une bonne estimation des grandeurs du modèle de robot et constitue la base sur laquelle s'appuie la définition d'un schéma de commande adapté aux robots légers à articulations flexibles présenté au chapitre suivant.

Chapitre 3 Proposition d'une stratégie de commande adaptée aux robots flexibles

1 Introduction

Dans le second chapitre, des premiers essais expérimentaux sur le Scara S600 nous ont permis de constater la présence de phénomènes vibratoires lors de l'arrêt du mouvement. Un modèle dynamique en considérant les corps rigides et les liaisons flexibles a été établi. Ce modèle nous permet de proposer une commande référencée modèle du robot Scara S600 prenant en compte les flexibilités des liaisons.

Dans ce contexte, nous définissons dans un premier temps une commande classique de type PID dans l'espace articulaire du robot. Cette commande nous permet de quantifier le gain apporté par une commande référencée modèle. Puis, en se basant sur le modèle dynamique inverse, nous développons une loi de commande en couple calculé prenant en considération les flexibilités au niveau des liaisons pivots.

Pour valider le bénéfice de cette loi de commande, nous utilisons la co-simulation que propose le logiciel Simulink (modélisation de la loi de commande) avec le logiciel Adams (modélisation mécanique du robot Scara S600). Le modèle Adams est construit à partir des données dynamiques identifiées. Une interpolation de la trajectoire dans l'espace articulaire complète cet environnement de simulation.

De même, une méthodologie de réglage des gains du correcteur en fonction du temps de réponse à 5% est mise en place afin d'avoir un comportement du régime transitoire de la commande en boucle fermée identique pour chaque loi de commande testée.

Dans la suite de ce chapitre, les deux schémas de commande PID et référencé modèle sont présentés avant de présenter l'environnement de simulation et les résultats.

2 Définition de la loi de commande en position classique (PID)

Les régulateurs PID sont les correcteurs les plus utilisés pour réaliser la commande de robot industriel. Même les systèmes de commande les plus complexes peuvent comporter un module de contrôle PID. La commande PID notée aussi (correcteur, régulateur, contrôleur) est composée de trois termes respectivement : P à action proportionnelle, I à action intégrale et D à fonction dérivée (Figure 3-1). Elle agit sur l'erreur entre la consigne et l'estimation de la position réelle du robot.

Le robot est considéré comme un système linéaire et chacune de ses articulations est asservie par une commande décentralisée de type PID à gains constants. Les avantages de cette commande sont la facilité d'implantation et le faible coût en calcul (Khalil and Dombre, 2000).

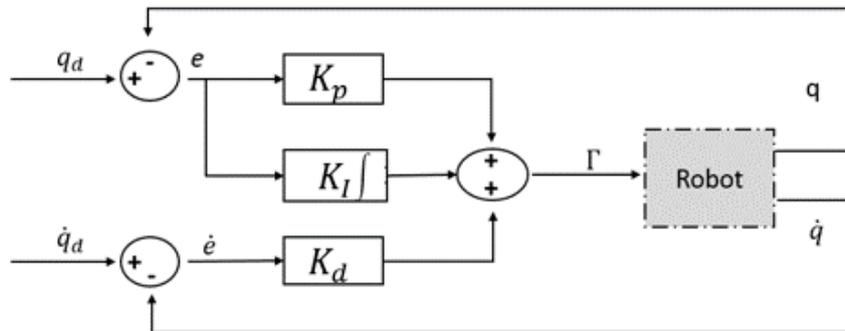


Figure 3-1 : Schéma de commande classique PID.

Toutefois, pour les mouvements rapides, des dépassements de consigne et une mauvaise précision de suivi de trajectoire peuvent être observés, ce qui représente un handicap pour les tâches à forte dynamique nécessitant grande précision de pose comme les opérations de « Pick and Place ».

Dans ce travail de recherche, l'organe terminal du robot se déplace dans un plan horizontal, ce qui ne nécessite pas la mise en place du gain intégral. En effet, lorsque les effets de la gravité n'interviennent pas, une loi de commande de type PD est asymptotiquement stable (Lozano *et al.*, 1999).

Ainsi, nous comparons dans ce chapitre la loi de commande proposée avec une commande de type PD dans le cas du mouvement des deux premiers axes du robot Scara S600.

3 Proposition d'une loi de commande pour des robots à articulations flexibles

Dans ce paragraphe, nous définissons une loi de commande en couple calculé appliquée à un manipulateur sériel plan à deux degrés de liberté à articulations flexibles. Le comportement de la structure du robot considéré comme rigide s'écrit à partir de l'équation (2-9) :

$$\Gamma_m = \mathbf{A}(\mathbf{q}) \cdot \ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}_c(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_v \cdot \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_s \cdot \text{sign}(\dot{\mathbf{q}}) \quad (3-1)$$

Chapitre 3 : Proposition d'une stratégie de commande adaptée aux robots flexibles

Ainsi, le principe de la commande en couple calculé est de déterminer les couples appliqués à chaque moteur en remplaçant leurs accélérations par une loi de commande \mathbf{U} telle que :

$$\mathbf{U} = \ddot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{k}_p \mathbf{e} + \mathbf{k}_d \dot{\mathbf{e}} \quad (3-2)$$

Avec \mathbf{k}_p est le vecteur des gains proportionnels, \mathbf{k}_d est le vecteur des gain dérivés, \mathbf{e} est le vecteur des erreurs d'asservissement et $\dot{\mathbf{e}}$ est le vecteur des dérivées de l'erreur d'asservissement.

La loi de commande ainsi développée impose à l'erreur d'asservissement une dynamique du second ordre de la forme suivante :

$$\ddot{\mathbf{e}} + \mathbf{k}_d \dot{\mathbf{e}} + \mathbf{k}_p \mathbf{e} = 0 \quad (3-3)$$

L'erreur d'asservissement \mathbf{e} et sa dérivé $\dot{\mathbf{e}}$ convergent vers 0 suivant un second ordre déterminé par les gains d'asservissement. En prenant en considération les flexibilités présentes dans les liaisons pivots dans la nouvelle loi de commande proposée, l'équation du mouvement régissant la variable \mathbf{q}_e est :

$$\Gamma_m = \mathbf{C} \Delta \dot{\mathbf{q}}_e + \mathbf{k} \Delta \mathbf{q}_e + \mathbf{F}_v \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_s \cdot \text{sign}(\dot{\mathbf{q}}) = \Gamma_e + \mathbf{F}_v \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_s \cdot \text{sign}(\dot{\mathbf{q}}) \quad (3-4)$$

Où \mathbf{k} est le vecteur des raideurs des articulation, \mathbf{C} est le vecteur des amortissements des articulations et $\Delta \mathbf{q}_e = \mathbf{q} - \mathbf{q}_e$.

Ainsi, $\Delta q_{e_i} = \frac{\Gamma_{e_i}}{k_i + p \cdot c_i}$ en passant l'équation (3-4) dans le domaine de Laplace.

D'après l'équation (2-11),

$$\Gamma_e = \mathbf{A}(\mathbf{q}_e) \cdot \ddot{\mathbf{q}}_e + \mathbf{C}_c(\mathbf{q}_e, \dot{\mathbf{q}}_e) \dot{\mathbf{q}}_e \quad (3-5)$$

Ainsi,

$$\Gamma_m = \mathbf{A}(\mathbf{q}_e) \cdot \ddot{\mathbf{q}}_e + \mathbf{C}_c(\mathbf{q}_e, \dot{\mathbf{q}}_e) \dot{\mathbf{q}}_e + \mathbf{F}_v \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_s \cdot \text{sign}(\dot{\mathbf{q}}) \quad (3-6)$$

Ces relations (équations (3-4) et (3-6)) forment la base de la nouvelle loi de commande basée sur le modèle dynamique d'un manipulateur à deux degrés de liberté à articulations flexibles. Le schéma de commande correspondant à cette loi de commande en couples calculés est défini sur la Figure 3-2.

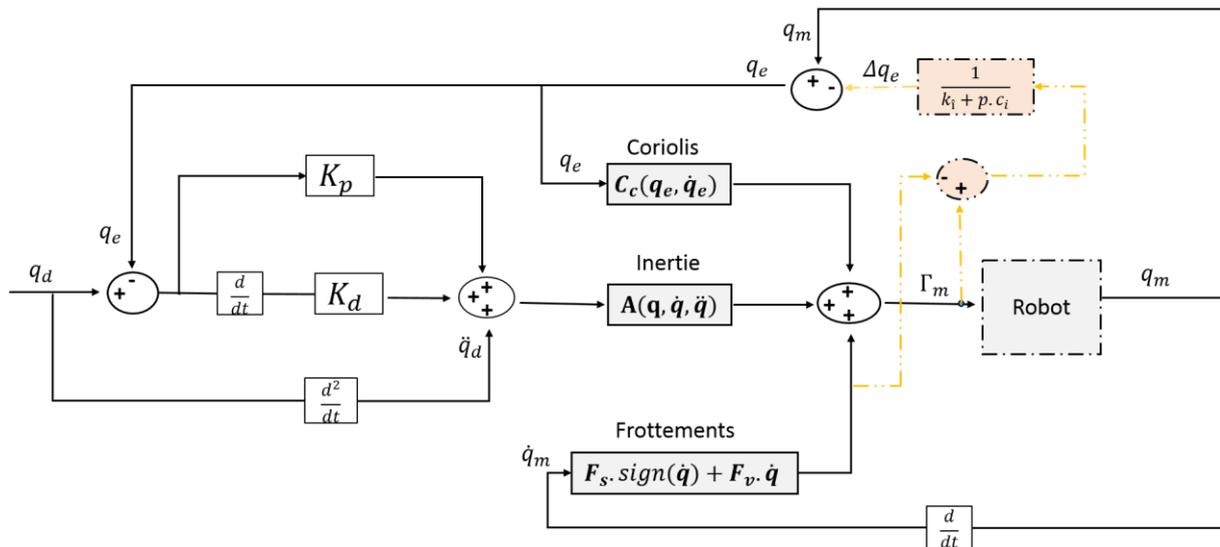


Figure 3-2 : Nouvelle loi de commande en couple calculé pour manipulateur à articulations flexibles.

Ce schéma de commande est donc basé sur le modèle proposé au chapitre précédent. L'erreur de modélisation résiduelle est, en partie, issue des erreurs des identifications réalisées. Comme précédemment pour la commande classique, les déplacements sont dans un plan (x, y). Le réglage de la commande du correcteur est réalisé de sorte que les fréquences propres de la structure du robot ne soient pas sollicitées (Khalil and Dombre, 2000).

Ainsi, pour valider et identifier le gain de la loi de commande proposée, des simulations sont réalisées et explicitées dans la section qui suit.

3.1 Simulations.

Une co-simulation utilisant Adams et Simulink est utilisée. Les paramètres introduits dans Adams sont issus des phases d'identification du Chapitre 2. Les deux lois de commande présentées dans les paragraphes précédents sont implémentées dans Simulink. Pour compléter cet environnement de simulation, nous devons mettre en place une méthode d'interpolation de la trajectoire cohérente avec les méthodes employées pour les robots industriels lors de mouvement à forte dynamique.

Dans la suite de cette section, nous définissons dans un premier temps la loi de mouvement dans l'espace articulaire considéré avant de détailler la méthode de réglage des gains employée.

3.1.1 Interpolation de trajectoire.

La génération de trajectoires est importante pour les robots manipulateurs puisqu'elle produit l'entrée du système de commande pour exécuter la tâche désirée avec des performances satisfaisantes (Perumaal and Jawahar, 2013). Il existe différents types de trajectoires définies selon les tâches à accomplir (trajectoire point à point (P.T.P), trajectoire P.T.P avec obstacles, trajectoire à vitesse contrôlée...). Ainsi, Deux types de mouvement existent en robotique : le mouvement lié au suivi d'une trajectoire et le

mouvement point à point. Dans le premier cas, l'effecteur du robot suit une trajectoire définie en amont comme dans les applications d'usinage, de coupe et de soudage (Thompson and Patel, 1987). En mode point à point comme pour les opérations de « Pick and Place », seuls les points initial et final sont importants. Les manipulateurs effectuent une trajectoire libre entre ces deux points. Les trajectoires générées doivent définir un mouvement en termes de position et de vitesse afin de maintenir une précision attendue de suivi et d'éviter d'exciter les modes propres du système piloté (Erkorkmaz and Altintas, 2001).

Parmi les fonctions d'interpolation les plus représentatives dans la planification de trajectoire, les polynômes sont largement employés (Biagiotti and Melchiorri, 2008). Généralement, lorsqu'une précision de suivi de trajectoire élevée est nécessaire des polynômes de degré élevé sont appliqués. Toutefois, des problèmes d'instabilité et de convergence peuvent apparaître (Pateloup *et al.*, 2006). Pour pallier à ce problème de stabilité, des travaux proposent d'interpoler les trajectoires à l'aide de Splines (Bazaz and Tondu, 1999)(Ata, 2007)(Tsai, Nien and Yau, 2010). Par exemple, Thompson utilise les courbes B-Splines pour l'interpolation de la trajectoire dans l'espace articulaire, ce qui permet de contrôler la vitesse et l'accélération maximum ainsi que la continuité en courbure de la trajectoire (Thompson and Patel, 1987). Cette méthode permet de réduire les vibrations causées par les flexibilités du robot.

Dans le cadre de ce travail, nous nous intéressons à la définition d'une génération de trajectoire d'un robot Scara Cobra S600 pour les opérations de « pick and place ». La trajectoire généralement utilisée dans la littérature, pour cette famille de robots et d'application, est un polynôme de degré cinq (Khalil and Dombre, 2000). Ce type d'interpolation permet de maîtriser les sollicitations dynamiques du robot. Cette interpolation est faite dans l'espace articulaire. Dans la suite de ce paragraphe, nous décrivons l'interpolation mise en place dans le simulateur.

3.1.2 *Interpolation de trajectoire dans l'espace articulaire pour des opérations de « pick and place »*

La phase de génération de trajectoire se situe entre les phases de programmation et d'exécution de la tâche. Les points de passage programmés ou appris pour planifier ces déplacements peuvent être exprimés soit dans l'espace articulaire, soit dans l'espace cartésien (Figure 3-3).

Nous notons $q(T_i)$ et $x(T_i)$ respectivement les valeurs de consignes en coordonnées articulaires et cartésiennes transmises au système de génération de trajectoire. Ils représentent les points programmés par l'opérateur afin de spécifier la trajectoire désirée de l'effecteur du robot. Ainsi, les trajectoires peuvent être générées dans les deux espaces articulaire et cartésien. Le choix de l'espace dépend des spécifications de la trajectoire et de la tâche à accomplir.

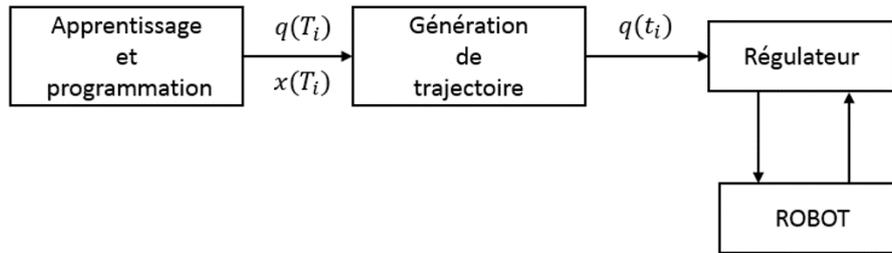


Figure 3-3 : Principe de la génération de trajectoire.

Pour les opérations de Pick and Place, la trajectoire P.T.P est la plus utilisée. Dans la suite de ce travail, nous choisissons de réaliser une planification dans l'espace articulaire pour les raisons suivantes (Figure 3-4) :

- Le mouvement est minimal sur chaque articulation.
- Les vitesses et accélérations articulaires maximales sont connues et fixées.
- L'absence de configurations singulières lors du mouvement.
- Ce type de mouvement convient pour le déplacement rapide.
- Il n'y a pas de contrainte sur la trajectoire pour aller d'un point à un autre.

Cet espace est généralement utilisé par les algorithmes de régulation qui se basent sur des informations proprioceptives. La génération de trajectoire est ensuite réalisée sous forme d'un algorithme simple intégrant les contraintes cinématiques des actionneurs (Piazzini and Visioli, 2000). Les contraintes dynamiques sont ignorées lors de cet étape de calcul, c'est l'avantage majeur de l'approche conjointe génération de trajectoire et loi de commande.

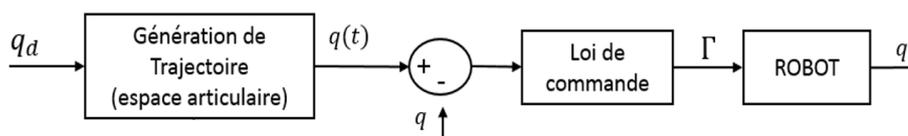


Figure 3-4 : Génération de trajectoire dans l'espace articulaire.

Il existe plusieurs lois pour la génération du mouvement dans l'espace articulaire. Ainsi, dans le paragraphe suivant, nous définissons la loi de génération de trajectoire utilisée pour la commande du robot modélisé dans notre simulateur.

3.1.3 Choix de la loi de génération de trajectoire.

Plusieurs fonctions mathématiques permettent de satisfaire le passage d'une position initiale à $t=0$ à une position finale désirée à $t=t_f$ (dans l'espace cartésien ou articulaire). Nous définissons brièvement l'interpolation polynomiale de degré trois et cinq, la loi Bang-Bang et la loi trapézoïdale en vitesse (Khalil and Dombre, 2012) :

- Interpolation de degré 3 : ce type d'interpolation assure la continuité des trajectoires en position et vitesse mais pas en accélération (Figure 3-5 a).
- Interpolation de degré 5 : L'interpolation polynomiale de degré cinq (Figure 3-5 b) assure des trajectoires continues en positions, vitesses et accélérations.
- Loi Bang-Bang : le mouvement est matérialisé par une phase d'accélération constante jusqu'à $\frac{1}{2} t_f$ puis par une phase de freinage constante (Figure 3-6 a). Le mouvement est donc continu en position et en vitesse, mais discontinu en accélération.
- Loi trapézoïdale en vitesse : ce type de trajectoire permet d'engendrer un mouvement continu en vitesse en saturant à la fois la vitesse et l'accélération (Figure 3-6 b).

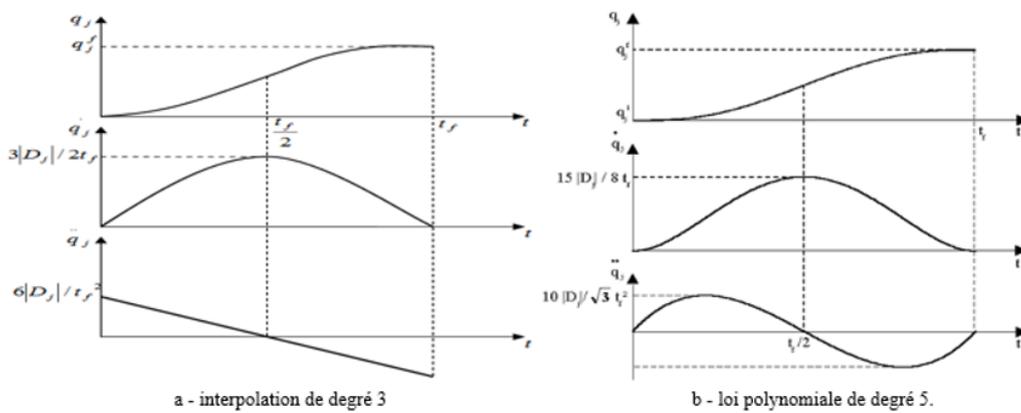


Figure 3-5 : Interpolation polynomiale de degrés 3 et 5 (Khalil and Dombre, 2012).

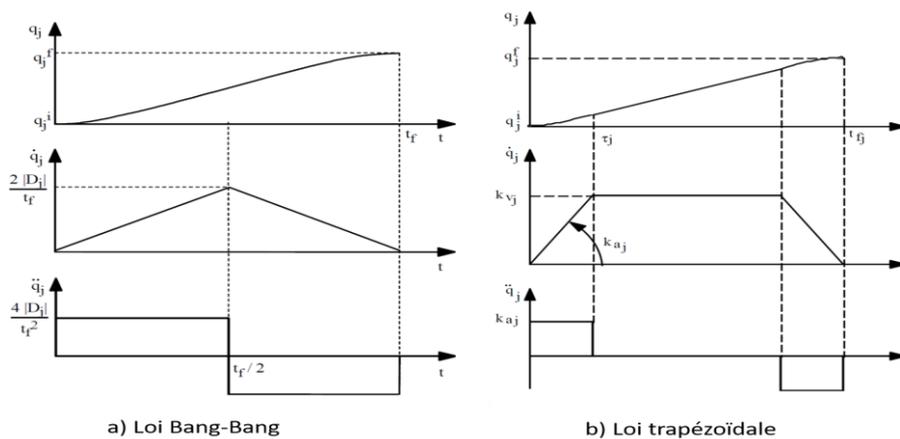


Figure 3-6 : Lois des générations de trajectoire de type Bang-Bang ou trapézoïdale (Khalil and Dombre, 2012).

La détermination de la loi de mouvement est influencée par plusieurs critères d'optimisation. Parmi lesquels nous citons :

- Temps optimal : les fonctions d'interpolations sont généralement optimales par rapport au temps suivant les critères cinématiques spécifiés. Toutefois, lors de l'arrêt du mouvement, la flexibilité des articulations des robots génère un phénomène vibratoire dont les fréquences sont liées aux modes propres, ainsi le temps de stabilisation s'ajoute au temps total du cycle. Ce problème de manque de stabilisation peut être compensé en développant un système de commande adapté.
- Optimalité en énergie : l'interpolation de trajectoire est calculée suite à une minimisation de l'énergie consommée par les moteurs.
- Optimalité en continuité de mouvement : la continuité est l'une des caractéristiques des lois polynomiales. L'utilisation de ce type de loi de génération de trajectoire limite l'excitation de la structure. Par contre, ce type de mouvement ne peut pas être optimal par rapport au temps (Bearee, 2005).

Le calcul polynomial constitue un outil pratique pour le calcul de la trajectoire des robots. Pour des opérations de Pick and Place de charges lourdes et à grande vitesse, la continuité en accélération doit être assurée pour ne pas exciter les modes propres de la structure du robot. Ceci nécessite une interpolation du degré cinq qui assure la continuité du mouvement en position, vitesse et accélération (Khalil and Dombre, 2000).

Dans nos travaux de recherche, la trajectoire suivie tout au long du mouvement du robot durant l'exécution d'une tâche est ainsi celle d'un polynôme de degré cinq. Ce type d'interpolation est largement utilisé par les robots industriels. Dans la partie suivante, nous détaillons les équations d'un polynôme de degré cinq qui seront appliquées pour définir la trajectoire dans l'espace de travail articulaire du robot.

3.1.4 Interpolation de la trajectoire avec un polynôme de degré cinq

Considérons les deux premières articulations du robot. Dans le cas d'opération de « Pick and Place », seules les positions initiales et finales de l'effecteur doivent être atteintes. Soit \mathbf{q}_i et \mathbf{q}_f les vecteurs des valeurs des coordonnées articulaires qui correspondent respectivement aux configurations initiale et finale qui doivent être atteinte et soit \mathbf{k}_v et \mathbf{k}_a les vecteurs des vitesses et accélérations maximales des articulations considérées.

Le mouvement entre \mathbf{q}_i et \mathbf{q}_f en fonction du temps t est décrit par l'équation générique suivante :

$$\mathbf{q}(t) = \mathbf{q}_i + r(t)(\mathbf{q}_f - \mathbf{q}_i) \quad 0 < t < t_f \quad (3-1)$$

$r(t)$ est une fonction du temps tel que $r(0) = 0$ et $r(t_f) = 1$.

Dans le cas d'une opération classique de « Pick and Place », les conditions initiales sont :

$$\begin{cases} \mathbf{q}(0) = \mathbf{q}_i \\ \mathbf{q}(t_f) = \mathbf{q}_f \end{cases} \quad \begin{cases} \dot{\mathbf{q}}(0) = \mathbf{0} \\ \dot{\mathbf{q}}(t_f) = \mathbf{0} \end{cases} \quad \begin{cases} \ddot{\mathbf{q}}(0) = \mathbf{0} \\ \ddot{\mathbf{q}}(t_f) = \mathbf{0} \end{cases} \quad (3-2)$$

Nous avons choisi d'interpoler la trajectoire articulaire par un polynôme de degré 5, la forme générale est l'équation suivante :

$$\mathbf{q}(t) = \mathbf{a}_0 + \mathbf{a}_1 t + \mathbf{a}_2 t^2 + \mathbf{a}_3 t^3 + \mathbf{a}_4 t^4 + \mathbf{a}_5 t^5 \quad (3-3)$$

Les relations donnant la vitesse et l'accélération sont déduites par dérivation par rapport au temps :

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{q}} = \mathbf{a}_1 + 2\mathbf{a}_2 t + 3\mathbf{a}_3 t^2 + 4\mathbf{a}_4 t^3 + 5\mathbf{a}_5 t^4 \\ \ddot{\mathbf{q}} = 2\mathbf{a}_2 + 6\mathbf{a}_3 t + 12\mathbf{a}_4 t^2 + 20\mathbf{a}_5 t^3 \end{cases} \quad (3-4)$$

A partir des conditions aux limites exprimées dans l'équation (3-2), les coefficients suivants sont déduits :

$$\begin{cases} \mathbf{a}_0 = \mathbf{q}_i \\ \mathbf{a}_1 = \mathbf{0} \\ \mathbf{a}_2 = \mathbf{0} \end{cases} \quad (3-5)$$

Nous obtenons aussi un système de trois équations et trois inconnues :

$$\begin{cases} \mathbf{a}_3 = \frac{10}{t_f^3} (\mathbf{q}_f - \mathbf{q}_i) \\ \mathbf{a}_4 = \frac{15}{t_f^4} (\mathbf{q}_f - \mathbf{q}_i) \\ \mathbf{a}_5 = \frac{6}{t_f^5} (\mathbf{q}_f - \mathbf{q}_i) \end{cases} \quad (3-6)$$

Finalement, la fonction de position de degré cinq s'écrit sous la forme :

$$r(t) = 10 \left(\frac{t}{t_f}\right)^3 - 15 \left(\frac{t}{t_f}\right)^4 + 6 \left(\frac{t}{t_f}\right)^5 \quad (3-7)$$

La vitesse maximale est atteinte pour $t = \frac{t_f}{2}$, elle a pour expression :

$$|\dot{\mathbf{q}}_{\max}| = \frac{15|\mathbf{q}_f - \mathbf{q}_i|}{8t_f} \quad (3-8)$$

L'accélération est nulle en $t = \frac{t_f}{2}$ et elle admet un maximum :

$$|\ddot{\mathbf{q}}_{\max}| = \frac{10|\mathbf{q}_f - \mathbf{q}_i|}{\sqrt{3} t_f^2} \quad (3-9)$$

Le temps de parcours minimum de l'articulation j d'après les équations (3-8) et (3-9) est :

$$t_{fj} = \max[|\dot{q}_{j \max}|, |\ddot{q}_{j \max}|] = \max\left[\frac{15|q_{fj} - q_{ij}|}{8\dot{q}_j}, \sqrt{\frac{10|q_{fj} - q_{ij}|}{\sqrt{3} \ddot{q}_{j \max}}}\right] \quad (3-10)$$

Le temps de parcours entre la position de l'effecteur initiale est :

$$t_f = \max(t_{f1}, \dots, t_{fn}) \quad (3-11)$$

Après la définition d'une loi de génération de trajectoire permettant de maîtriser la sollicitation dynamique de la structure du robot, l'étape suivante consiste à proposer un réglage adéquat des gains de la boucle de commande.

3.1.5 Réglage des gains de la commande PD

Corriger (ou réguler) un système, c'est améliorer ses performances intrinsèques (précision, rapidité, régulation) tout en garantissant sa stabilité (Figure 3-7).

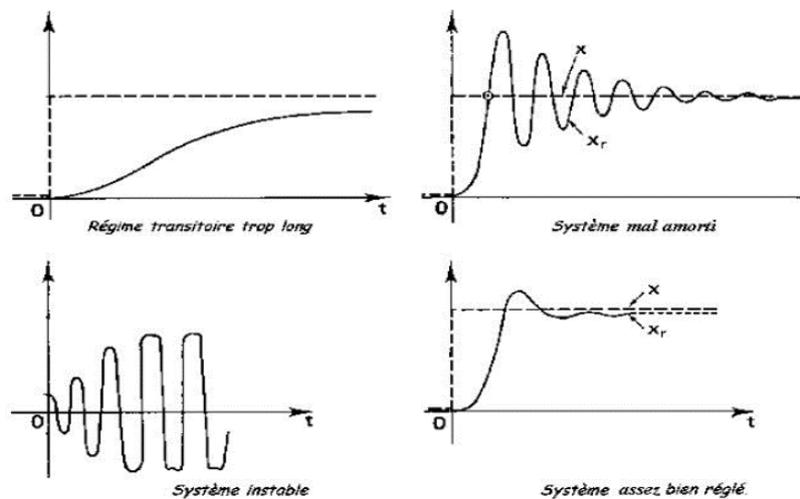


Figure 3-7 : Exemples de systèmes asservis (Khalil and Dombre, 2000).

Après avoir choisi le type de correcteur à mettre en place, une méthode de réglage des gains est établie. Dans ces travaux, nous utilisons un correcteur de type PD. Le schéma général de la boucle fermée d'un correcteur PD est donné par la Figure 3-8.

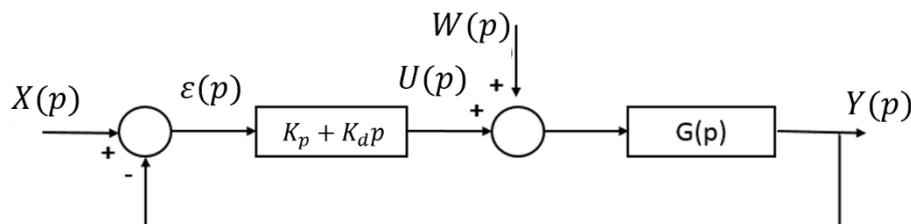


Figure 3-8 : Schéma d'une boucle de commande avec un correcteur PD.

Dans cette partie, nous présentons une méthode de synthèse des correcteurs permettant de maîtriser le régime transitoire.

Un correcteur PD peut être décrit par une équation différentielle de type :

$$U(p) = K_p \varepsilon(p) + K_d p \varepsilon(p) \quad (3-12)$$

Où $\varepsilon(p)$ désigne le signal d'entrée du correcteur (ou signal d'erreur), $U(p)$ le signal de sortie du correcteur (ou signal de commande), K_d le gain dérivé et K_p le gain proportionnel.

La fonction de transfert $G(p)$ représente le modèle dynamique inverse du robot exprimant l'évolution en fonction du temps des variables articulaires vis-à-vis du couple appliqué. Cette fonction de transfert est obtenue à partir d'une équation différentielle du deuxième ordre ayant comme forme (eq (3-5)).

Ainsi, dans le cas d'une commande en couple calculé, le signal de commande est égal au couple appliqué ($U(p) + W(p) = \Gamma(p)$). Ainsi :

$$\Gamma(p) = Ap^2Y(p) + C_cpY(p) = K_p\varepsilon(p) + K_dp\varepsilon(p) + W(p) \quad (3-13)$$

Ainsi, en considérant que $W(p) = Ap^2X(p) + C_cpX(p)$, alors :

$$-Ap^2\varepsilon(p) - C_cp\varepsilon(p) = K_p\varepsilon(p) + K_dp\varepsilon(p) \quad (3-14)$$

Ainsi,

$$A(p^2 + A^{-1}(C_c + K_d)p + A^{-1}K_p)\varepsilon(p) = 0 \quad (3-15)$$

L'erreur suit une équation différentielle du second ordre de la forme :

$$A(p^2 + 2\xi\omega_0p + \omega_0^2)\varepsilon(p) = 0 \quad (3-16)$$

Avec $\omega_0^2 = A^{-1}K_p$ et $2\xi\omega_0 = A^{-1}(C_c + K_d)$.

Le réglage de K_p et K_d permet de maîtriser le comportement transitoire de l'erreur. Un amortissement à 1 peut être choisi pour annuler les oscillations et une pulsation propre définit en fonction du temps de réponse $tr_{5\%}$ de la boucle de commande (Paccot, Andreff and Martinet, 2009).

Le réglage des gains devient donc :

$$\begin{cases} K_p = A\omega_0^2 \\ K_d = 2A\xi\omega_0 - C_c \end{cases} \quad avec \quad \begin{cases} \omega_0 \approx \frac{5}{tr_{5\%}} \\ \xi = 1 \end{cases} \quad (3-17)$$

Ce réglage est adapté à la commande en couple calculé utilisant un correcteur PD et nécessite la mise en place d'une anticipation $W(p) = Ap^2X(p) + C_cpX(p)$.

3.1.6 Réglage des gains de la nouvelle loi de commande

Dans le cas de la nouvelle loi de commande présentée Figure 3-2 :

$$U(p) = K_p\varepsilon(p) + K_dp\varepsilon(p) + p^2q_d(p) \quad (3-18)$$

Ainsi le couple moteur s'exprime :

$$\begin{cases} \Gamma_m(p) = Ap^2q_e(p) + C_cpq_e(p) + Fvpq_m(p) + F_s \cdot \text{sign}(\dot{q}_m) \\ \Gamma_m(p) = AU(p) + C_cpq_e(p) + Fvpq_m(p) + F_s \cdot \text{sign}(\dot{q}_m) \end{cases} \quad (3-19)$$

Ainsi $U(p) = p^2q_e(p)$.

Ainsi,

$$(p^2 + K_dp + K_p)\varepsilon(p) = 0 \quad (3-20)$$

L'erreur suit une équation différentielle du second ordre de la forme :

$$(p^2 + 2\xi\omega_0p + \omega_0^2)\varepsilon(p) = 0 \quad (3-21)$$

Avec $\omega_0^2 = K_p$ et $2\xi\omega_0 = K_d$.

Le réglage des gains devient donc :

$$\begin{cases} K_p = \omega_0^2 \\ K_d = 2\xi\omega_0 \end{cases} \quad \text{avec} \quad \begin{cases} \omega_0 \approx \frac{5}{t_{r5\%}} \\ \xi = 1 \end{cases} \quad (3-22)$$

Pour cette loi de commande, les gains ne sont plus fonction de l'inertie et de Coriolis.

Nous venons de définir une loi de génération de mouvement qui assure la continuité du mouvement en position, vitesse et accélération et un réglage adéquat des gains proportionnels et dérivés des deux axes du robot. Dans la partie suivante nous développons une commande en position du robot en utilisant l'outil de co-simulation Adams et Simulink.

3.2 Expérimentations et résultats

Afin de valider l'apport de la prise en compte du comportement flexible des liaisons actionnées du robot, nous avons défini une maquette numérique de co-simulation Adams-Simulink. Ce type de co-simulation peut être mise en place pour valider un concept de commande avant une implémentation sur un robot physique afin de dissocier les erreurs d'identification du comportement particulier de la loi de commande employée.

Dans cette partie nous débutons par une description de la maquette numérique de co-simulation Adams –Simulink. En second lieu, nous définissons les réglages et la trajectoire désirée pour les deux liaisons pivots considérés (courbes de consignes). Nous effectuons ensuite une simulation avec une commande en couple calculé classique PD puis avec une commande basée modèle afin de les comparer.

3.2.1 Maquette de co-simulation Adams-Simulink

La maquette numérique d'un robot à 2 degrés de liberté a été développée sous le logiciel Adams. Les dimensions et caractéristiques dynamiques correspondent à celle identifié sur le robot Scara S600 de la plateforme technologique de SIGMA Clermont. Les lois de commande

sont implémentées sous Simulink et permettent la mise en mouvement de la maquette numérique définie dans Adams via un co-simulation.

La flexibilité des liaisons est représentée sous Adams par un ressort de torsion linéaire modélisé par une raideur et un amortissement (dont les valeurs sont issues de l'identification présentée dans le chapitre 2). Deux segments de masse négligeable par rapport à celle des deux axes du robot ($m_1 = m_2 = 0,15 \text{ kg}$) sont ajoutés pour réaliser la simulation avec liaisons flexibles (Figure 3-9). C'est le mouvement de ces 2 segments qui est piloté. Les segments sont en liaison pivot avec les éléments du robot et le mouvement est transmis par les ressorts.

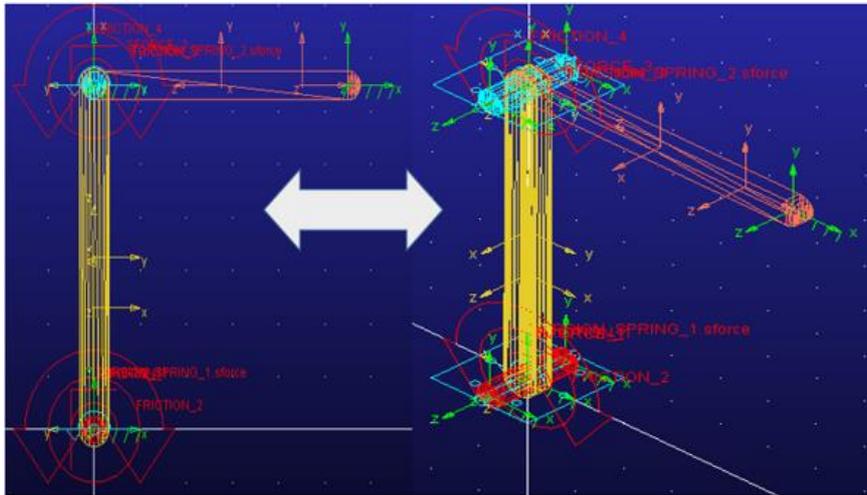


Figure 3-9 : Maquette du robot étudié avec des articulations flexibles sous Adams.

La maquette du robot est définie de manière géométrique (dimensions, positions, configuration...) et de manière dynamique (masse, inertie, position des centres de gravité et d'inerties des composants...) à l'aide des paramètres identifiés précédemment. Nous rappelons que les valeurs géométriques identifiées des deux axes sont 324,489 millimètres pour L_1 et 275,019 millimètres pour L_2 . Pour les paramètres dynamiques, les valeurs utilisées sont précisées dans le Tableau 3-1.

Param. utilisés	m_1 kg	m_2 kg	L_{c1} m	L_{c2} m	I_1 N.m ²	I_2 N.m ²	F_{s1} N.m	F_{s2} N.m	F_{v1} N.m	F_{v2} N.m
Valeurs	12	6,21	0,1145	0,2254	0,08182	0,212	2,73	3,61	23,126	8,915
Param. utilisés	k_1 N.m/rad	k_2 N.m/rad	C_1 N.m.s/rad	C_2 N.m.s/rad						
Valeurs	124743	12062	57,5	12,9						

Tableau 3-1 : Paramètres dynamiques de la maquette Adams.

3.2.2 Consignes articulaires

Les vitesses (K_{v1} et K_{v2}) et les accélérations (K_{a1} et K_{a2}) maximales des deux premières liaisons pivots du robot Scara S600 issues des données du robot sont :

$$K_{v1} = 386 \text{ } ^\circ/\text{s} \quad K_{a1} = 386 \text{ } ^\circ/\text{s}^2$$

$$K_{v2} = 720 \text{ } ^\circ/\text{s} \quad K_{a2} = 720 \text{ } ^\circ/\text{s}^2$$

Une simulation pour une trajectoire d'interpolation de degré cinq est réalisée avec les limites maximales de vitesse et d'accélération du robot étudié. Initialement, le robot est positionné dans une configuration où les bras sont perpendiculaires. Les positions cartésiennes initiales et désirées de l'effecteur du robot ainsi que celles des articulations sont définies dans le Tableau 3-2.

Positions initiales	Positions désirées
$P_x = 0,324489 \text{ m}$	$P_x = -0,1709 \text{ m}$
$P_y = 0,275019 \text{ m}$	$P_y = 0,498 \text{ m}$
$q_1 = \pi/2 \text{ radians}$	$q_{1f} = 3*\pi/4 \text{ radians}$
$q_2 = -\pi/2 \text{ radians}$	$q_{2f} = -1 \text{ radians}$

Tableau 3-2 : Positions initiales et désirées dans l'espace articulaire et l'espace cartésien.

Les courbes d'évolutions des consignes des positions cartésiennes et articulaires au cours du temps pour une interpolation de degré cinq sont présentées respectivement sur la Figure 3-10 et la Figure 3-11.

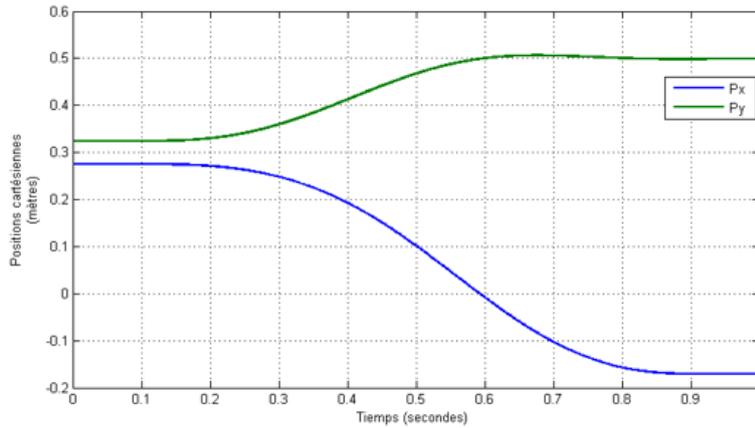


Figure 3-10 : Trajectoires consignes dans l'espace cartésien.

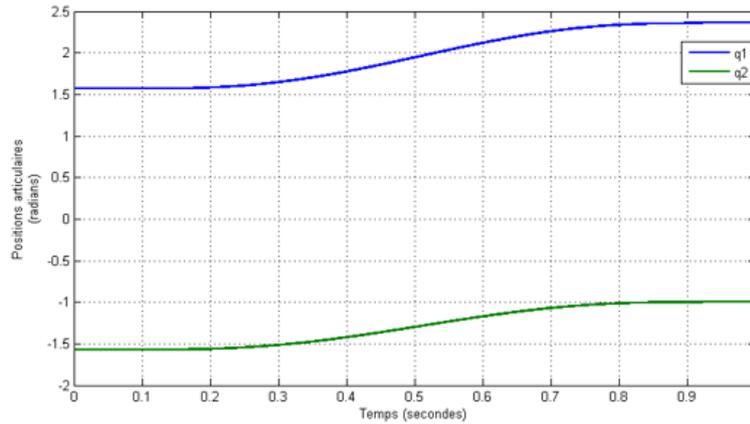


Figure 3-11 : Trajectoires articulars consignes.

Les courbes d'évolution des vitesses et accélérations articulars consignes sont présentent sur la Figure 3-12 et la Figure 3-13.

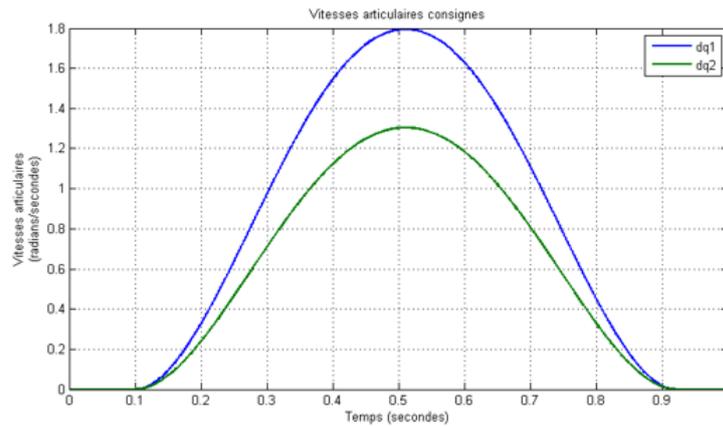


Figure 3-12 : Vitesses articulars consignes.

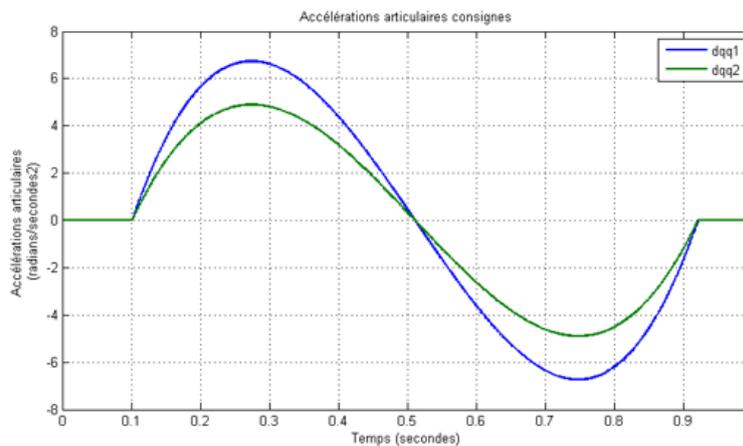


Figure 3-13 : Accélérations articulars consignes.

Les vitesses et accélérations maximales ont été respectées le long de la trajectoire suivie. Les résultats de l'interprétation se trouvent dans le Tableau 3-3.

Données	Scara S600 (Données)	Interpolation de degré cinq
$\dot{q}_1(\text{max})$ rad/s	6,737	1,8
$\dot{q}_2(\text{max})$ rad/s	12,5664	1,3045
$\ddot{q}_1(\text{max})$ rad/s ²	6,737	6,737
$\ddot{q}_2(\text{max})$ rad/s ²	12,5664	4,9

Tableau 3-3 : Vitesses et accélérations maximales atteintes sur les trajectoires consignées.

Pour valider la loi de commande proposée, des simulations sont réalisées et explicitées dans les sections suivantes.

3.2.3 Simulations

Nous débutons par une commande classique en couple calculé suivie d'une commande basée modèle et finissons par un tableau bilan de comparaison des deux lois de commandes.

3.2.3.1 Commande en couple calculé avec une anticipation

La nouvelle stratégie de commande présentée dans la section précédente (Figure 3-2) est comparée avec une commande en couple calculé avec une anticipation et un correcteur de type PD (Figure 3-14) réglée en utilisant la méthode de Khalil (Khalil and Dombre, 2012). Les performances en simulation de cette commande sont la référence de comparaison avec les performances de la nouvelle stratégie.

Ces commandes ne prennent pas en compte le comportement flexible des articulations motorisées. Le but de cette comparaison est de confirmer que la loi de commande basée modèle présentée dans nos travaux permet de diminuer le temps nécessaire pour aller d'un point à un autre avec une précision importante sur la pose finale.

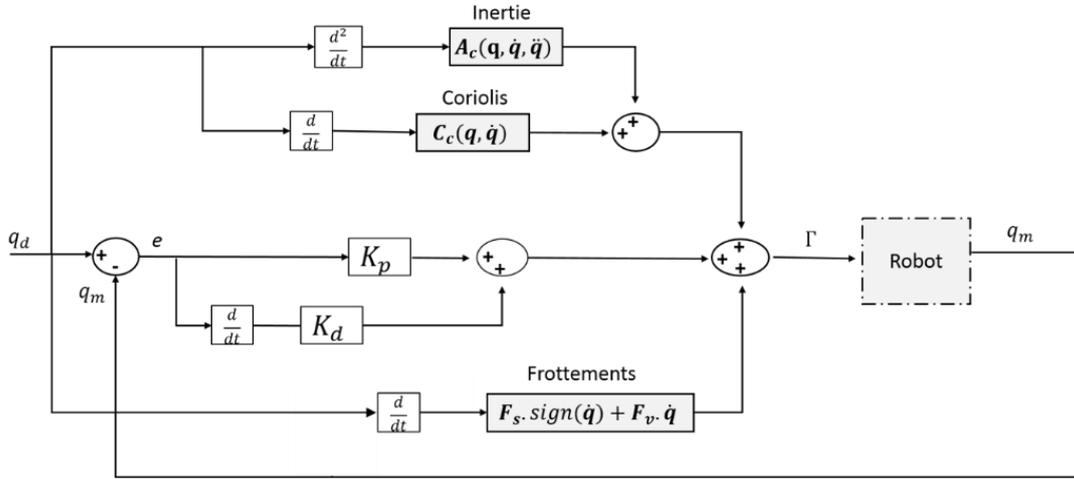


Figure 3-14 : Schéma d'une commande en couple calculé avec anticipation.

Le réglage des gains se fait à partir de l'équation (3-17). Les termes des matrices d'inerties et de Coriolis \mathbf{A} et \mathbf{C}_c maximaux sont :

$$\mathbf{A}_{max} = \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} \\ a_{21} & a_{22} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1,9117 & 0,773 \\ 0,773 & 0,5276 \end{pmatrix}$$

$$\mathbf{C}_{c_{max}} = \begin{pmatrix} c_{c11} & c_{c12} \\ c_{c21} & c_{c22} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1,14 & 0,5 \\ 0,5 & 0 \end{pmatrix}$$

Ainsi, dans l'équation (3-17), \mathbf{A} est remplacée par le premier élément a_{11} qui désigne la valeur maximale de la matrice \mathbf{A}_{max} et a pour valeur 1,9117. De même, \mathbf{C}_c est remplacé par l'élément c_{11} de la matrice $\mathbf{C}_{c_{max}}$ et a pour valeur 1,14. Pour un réglage adéquat des gains et un comportement stable, nous choisissons un temps de réponse à 5% ($t_{r5\%}$) de 0,103 secondes. Ainsi $w_0 = \frac{5}{tr_{5\%}} = 48,2$ rad/s, les gains obtenus pour les deux axes de rotations sont :

$$K_{d1} = K_{d2} = 2A\xi w_0 - C_c = 2a_{11}\xi w_0 - c_{11} = 184$$

$$K_{p1} = K_{p2} = Aw_0^2 = a_{11}w_0^2 = 4441$$

A noter que, pour un temps de réponse inférieur à 0,103 secondes, et donc pour des grands gains K_p et K_d , l'erreur de suivi diminue, mais le comportement du système devient instable et des vibrations au niveau des trajectoires articulaires apparaissent causant des imprécisions au niveau de la pose (Figure 3-15).

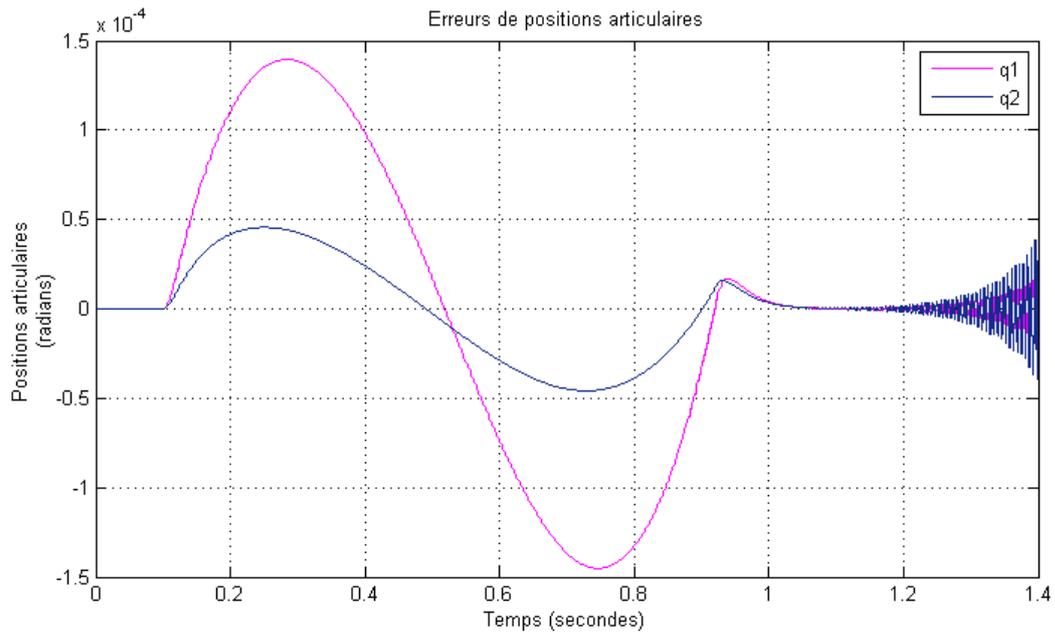


Figure 3-15 : Erreurs de suivi de trajectoire dans l'espace articulaire.

Les erreurs de suivi de trajectoire dans les deux espaces cartésien et articulaire pour cette commande PD sont présentées sur la Figure 3-16 et la Figure 3-17.

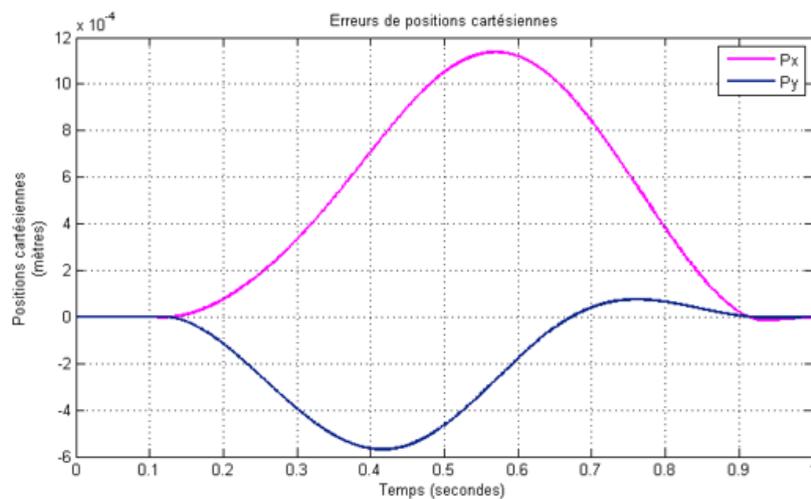


Figure 3-16 : Erreurs de suivi de trajectoire de la commande PD dans l'espace cartésien.

Chapitre 3 : Proposition d'une stratégie de commande adaptée aux robots flexibles

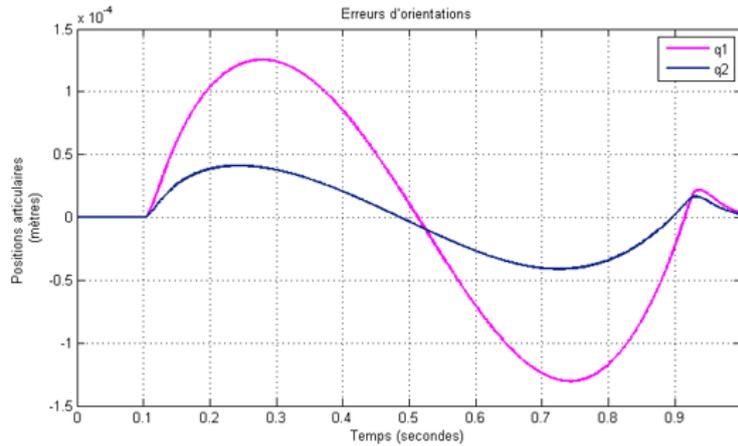


Figure 3-17 : Erreurs de suivi de trajectoire de la commande PD dans l'espace articulaire.

Le Tableau 3-4 résume les résultats de simulation de la commande en couple calculé classique.

Commande PD avec anticipation		Erreur maximale	Erreur moyenne	Ecart type
Espace cartésien	P_x (m)	$1,2 \cdot 10^{-3}$	$0,45 \cdot 10^{-3}$	$0,43 \cdot 10^{-3}$
	P_y (m)	$5,8 \cdot 10^{-4}$	$-0,1606 \cdot 10^{-3}$	$0,22 \cdot 10^{-3}$
Espace articulaire	q_1 (rad)	$0,1304 \cdot 10^{-3}$	$5,7 \cdot 10^{-7}$	$0,83 \cdot 10^{-4}$
	q_2 (rad)	$0,0411 \cdot 10^{-3}$	$2,761 \cdot 10^{-7}$	$0,2641 \cdot 10^{-4}$

Tableau 3-4 : Résumé des résultats de simulation de la commande classique en couple calculé avec anticipation.

Pour atteindre la pose finale avec une précision de $1\mu\text{m}$, il a fallu $1,0205\text{ s}$ avec cette commande (Figure 3-18).

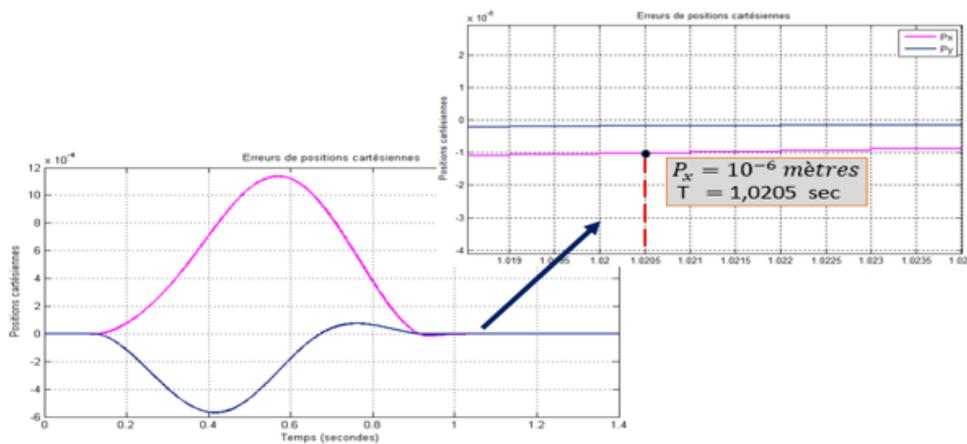


Figure 3-18 : Temps de déplacement pour la commande classique.

Dans la suite de cette section, nous présentons des simulations de la commande intégrant les flexibilités des liaisons que nous avons définie.

3.2.3.2 Simulation de la commande en couple calculé intégrant les flexibilités articulaires

La mise en œuvre de cette loi de commande exige le calcul du modèle dynamique considérant les articulations flexibles et l'identification des paramètres dynamiques et des flexibilités. L'observateur de la déformation induite par la flexibilité nous permet d'estimer le mouvement articulaire réalisé par le bras du robot. L'utilisation d'un correcteur PD dans un tel schéma de commande aboutit à une maîtrise de l'erreur de suivi de trajectoire.

La trajectoire consigne ou désirée est la même que celle suivie pour une loi de commande PD, le réglage des gains utilisé est celui défini dans l'équation (3-22). Pour cette loi, nous choisissons un temps de réponse à 5% ($t_{r5\%}$) de 0,0143 secondes pour le réglage des gains afin d'obtenir un comportement stable. Ainsi $w_d = \frac{5}{t_{r5\%}} = 350$ rad/s, les gains obtenus pour les deux axes de rotations sont :

$$K_{d1} = 700 \quad , \quad K_{p1} = 122500$$

$$K_{d2} = 700 \quad , \quad K_{p2} = 122500$$

A noter qu'en diminuant le temps de réponse, le système tend à devenir instable. Un exemple du comportement vibratoire se trouve sur la Figure 3-19. Pour un temps de réponse à 5% de 0,0125 secondes, $w_d = 5/t_{r5\%} = 400$ rad/s, les gains proportionnels et dérivés obtenus pour les deux axes de rotations sont respectivement 800 et 160000.

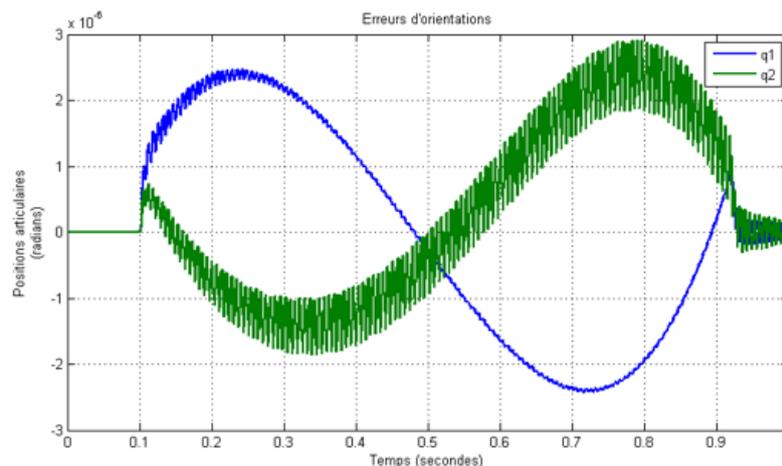


Figure 3-19 : Erreurs de suivi de trajectoires dans l'espace articulaire pour un réglage instable.

Les courbes d'évolution de l'erreur de suivi de trajectoire dans les deux espaces articulaire et cartésien (Figure 3-20 et Figure 3-21) sont tracées.

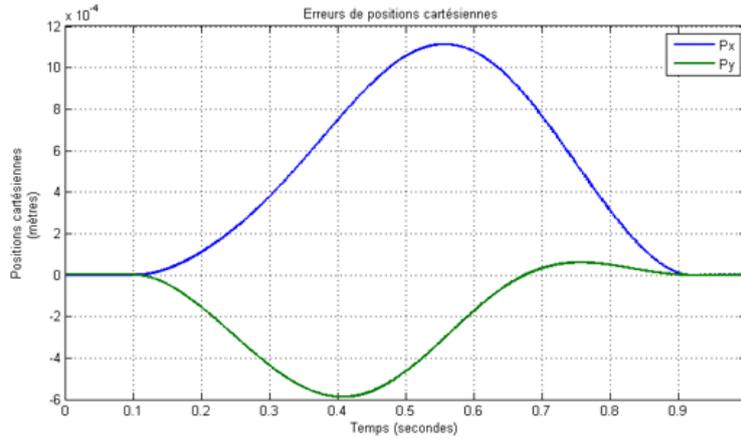


Figure 3-20 : Erreur de suivi de trajectoires dans l'espace cartésien pour la nouvelle loi de commande.

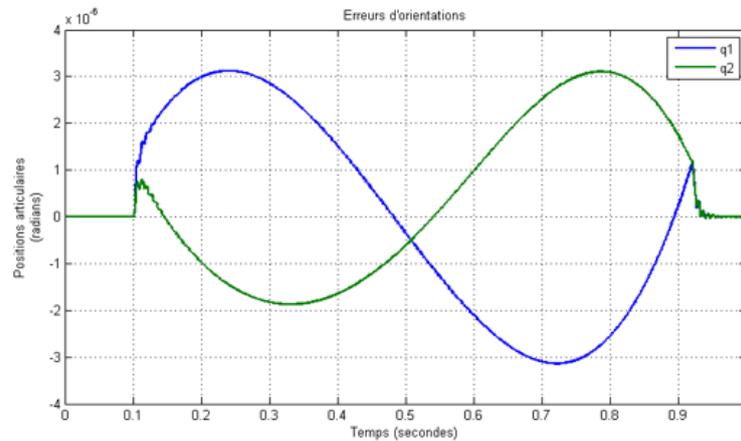


Figure 3-21 : Erreur de suivi de trajectoires dans l'espace articulaire pour la nouvelle loi de commande.

Le Tableau 3-5 résume les résultats de simulation de la commande en couple calculé intégrant la flexibilité des liaisons (nommé CTC dans les tableaux suivants).

Commande CTC		Erreur maximale	Erreur moyenne	Ecart type
Espace cartésien	P_x (m)	$1,1 \cdot 10^{-3}$	$0,4454 \cdot 10^{-3}$	$0,4102 \cdot 10^{-3}$
	P_y (m)	$5,8 \cdot 10^{-4}$	$-0,1733 \cdot 10^{-3}$	$0,2257 \cdot 10^{-3}$
Espace articulaire	q_1 (rad)	$0,3122 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-10}$	$0,2037 \cdot 10^{-5}$
	q_2 (rad)	$0,3107 \cdot 10^{-5}$	$0,3234 \cdot 10^{-6}$	$0,1614 \cdot 10^{-5}$

Tableau 3-5 : Résumé des résultats de simulation de la nouvelle commande.

Durant les deux phases de début et de fin de la tâche ($t < 0,1$ secondes et $t > 0,92$ secondes), le comportement du robot est stable et l'erreur de position est de l'ordre de 10^{-9} mètres et l'erreur d'orientation

de l'ordre de 10^{-10} rad. Pour atteindre la pose finale avec une précision de $1\mu\text{m}$, il a fallu $0,913$ s avec cette commande (Figure 3-22).

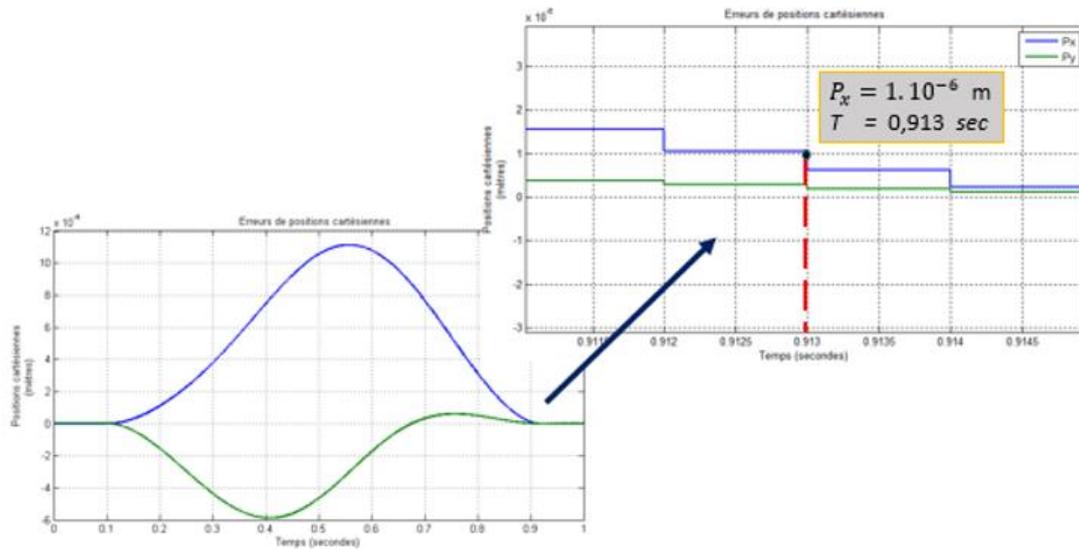


Figure 3-22 : Temps de déplacement pour la nouvelle commande.

.3.2.3.3 Comparaison

Un tableau de comparaison des performances d'une commande en couple calculé classique avec la nouvelle loi de commande intégrant les flexibilités est proposé (Tableau 3-6).

Comparaison	Erreur max		Erreur moyenne		Ecart type	
	CTC	classique	CTC	classique	CTC	classique
$P_x \cdot 10^{-3}$ m	1,1	1,2	0,4454	0,45	0,4102	0,43
$P_y \cdot 10^{-3}$ m	0,58	0,58	-0,1733	-0,1606	0,2257	0,22
$q_1 \cdot 10^{-3}$ rad	$0,3138 \cdot 10^{-2}$	0,1304	$-9 \cdot 10^{-7}$	$5,7 \cdot 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-3}$	0,083
$q_2 \cdot 10^{-3}$ rad	$0,3107 \cdot 10^{-2}$	0,0411	$3,24 \cdot 10^{-4}$	$2,761 \cdot 10^{-3}$	$1,6 \cdot 10^{-3}$	0,02641

Tableau 3-6 : Comparaison commande classique (commande en couple calculé avec anticipation) et la nouvelle commande (CTC).

Finalement, nous comparons le temps nécessaire pour atténuer la précision de pose finale inférieure à $1\mu\text{m}$ des deux lois de commandes présentées. Le temps pris pour une loi de commande en couple calculé avec anticipation est de $1,0205$ s alors que pour la nouvelle loi de commande, nous sommes à $0,913$ s soit un bénéfice de 10% . Ce qui montre bien la pertinence de la loi de commande basée modèle permettant de prédire la déformation présente dans les liaisons.

4 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté une loi de commande basée sur le modèle dynamique inverse d'un robot à liaisons flexibles. Les simulations réalisées grâce à une co-simulation Adams-Simulink ont montré que cette loi de commande peut réduire le temps de déplacement de l'ordre de 10% pour une trajectoire décrite grâce à un polynôme de degré cinq. Le modèle de robot utilisé pour le simulateur est un modèle qui paraît fiable pour représenter le comportement réel d'une cellule robotisée au vu des travaux de la littérature.

Cette loi de commande nécessite l'établissement d'un modèle dynamique intégrant les flexibilités du robot. Le chapitre suivant s'intéresse alors à l'impact d'erreurs de modélisation sur les performances de cette commande.

Chapitre 4 Etude de la sensibilité des performances de la commande aux défauts de modélisation

1 Introduction

La loi de commande développée est basée sur un modèle dynamique avec les liaisons flexibles du robot considéré. Ainsi, il existe une erreur entre le comportement du modèle et le comportement réel du robot. Afin de garantir les performances de la commande, il est nécessaire d'analyser la sensibilité de la nouvelle loi de commande basée modèle aux erreurs de modélisation et d'identification.

Dans ce contexte, l'erreur de suivi de trajectoire et son temps de parcours sont définis comme critères de performance de la commande. Nous étudions l'influence des variations des paramètres du modèle sur ces critères.

Dans un premier temps, afin de déterminer la sensibilité de la nouvelle stratégie de commande aux erreurs de modélisation, chaque source d'erreur est considérée de manière séparée afin de déterminer son influence par simulations numériques. Les résultats des simulations sont résumés dans un tableau bilan et confirment la sensibilité principale de la loi de commande aux paramètres inertiels, aux raideurs et amortissement articulaires. Ces trois paramètres sont sujets à des imprécisions d'identification.

Ainsi différentes simulations sont réalisées en négligeant les termes d'amortissement et de raideur au niveau de l'observateur mis en place dans la nouvelle loi de commande. Dans un second temps, nous considérons des erreurs d'identification au niveau des paramètres du modèle dynamique utilisés dans la commande. A noter que nous utilisons pour toutes les commandes dans ce chapitre le même réglage du système de correction des gains proportionnels et dérivés que celui présenté dans le chapitre précédent afin que le comportement transitoire de la commande soit identique. Ainsi, les gains peuvent varier d'une commande à une autre.

Dans un premier temps, nous présentons une étude analytique de l'influence des erreurs de modélisation et d'identification avant de réaliser des simulations permettant de quantifier leur influence sur les performances des systèmes.

2 Etude des paramètres influents sur l'erreur d'asservissement

Le modèle dynamique d'un robot plan (en cas d'absence de la force de gravité) à articulations flexibles peut s'écrire à partir des équations de mouvements suivantes :

$$\begin{cases} \mathbf{K}\mathbf{q} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{A}(\mathbf{q}_e) \cdot \ddot{\mathbf{q}}_e + \mathbf{C}_c(\mathbf{q}_e, \dot{\mathbf{q}}_e) \cdot \dot{\mathbf{q}}_e + \mathbf{K}\mathbf{q}_e + \mathbf{C}\dot{\mathbf{q}}_e \\ \Gamma_m = \mathbf{K}\mathbf{q} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_v \cdot \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_s \cdot \text{sign}(\dot{\mathbf{q}}) \end{cases} \quad (4-1)$$

En reformulant dans la relation précédente l'expression du couple Γ_m en fonction des paramètres dynamiques et des flexibilités articulaires nous obtenons :

$$\Gamma_m = \mathbf{A}(\mathbf{q}_e) \cdot \ddot{\mathbf{q}}_e + \mathbf{C}_c(\mathbf{q}_e, \dot{\mathbf{q}}_e) \cdot \dot{\mathbf{q}}_e + \mathbf{F}_s \cdot \text{sign}(\dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{F}_v \cdot \dot{\mathbf{q}} \quad (4-2)$$

Nous introduisons ensuite la notion d'estimation à l'aide du symbole $\hat{\cdot}$. Ainsi le vecteur des paramètres dynamiques décrivant le comportement réel du robot est noté $\boldsymbol{\xi}$, alors que celui des paramètres estimés est noté $\hat{\boldsymbol{\xi}}$. Nous distinguons ensuite le modèle dynamique décrivant le comportement réel du mécanisme (matrices \mathbf{A} et \mathbf{C}_c), de celui estimé composé des matrices $\hat{\mathbf{A}}$ et $\hat{\mathbf{C}}_c$. Ainsi, le correcteur \mathbf{U} est définie par la relation suivante :

$$\mathbf{U} = \ddot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{k}_p \mathbf{e} + \mathbf{k}_d \dot{\mathbf{e}} \quad (4-3)$$

Avec

$$\mathbf{e} = \mathbf{q}_d - \mathbf{q}_e \quad , \quad \dot{\mathbf{e}} = \dot{\mathbf{q}}_d - \dot{\mathbf{q}}_e \quad , \quad \ddot{\mathbf{e}} = \ddot{\mathbf{q}}_d - \ddot{\mathbf{q}}_e$$

\mathbf{q}_d est le vecteur de consigne articulaire et \mathbf{q}_e est le vecteur de mouvement articulaire après le système flexible de transmission de mouvement.

Les couples appliqués aux liaisons flexibles, en fonction des paramètres dynamiques estimés $\hat{\boldsymbol{\xi}}$, sont obtenus à partir du modèle suivant :

$$\Gamma_m = \hat{\mathbf{A}}(\mathbf{q}_e) \cdot \mathbf{U} + \hat{\mathbf{C}}_c(\mathbf{q}_e, \dot{\mathbf{q}}_e) \cdot \dot{\mathbf{q}}_e + \hat{\mathbf{F}}_s \cdot \text{sign}(\dot{\mathbf{q}}) + \hat{\mathbf{F}}_v \cdot \dot{\mathbf{q}} \quad (4-4)$$

Où

$$\hat{\mathbf{A}} = \mathbf{A}_{(\hat{\boldsymbol{\xi}})} \quad \text{et} \quad \hat{\mathbf{C}}_c = \mathbf{C}_{c(\hat{\boldsymbol{\xi}})}$$

Ainsi en combinant les équations (4-2) et (4-4), nous obtenons :

$$\hat{\mathbf{A}}(\mathbf{q}_e) \cdot \mathbf{U} + \hat{\mathbf{C}}_c(\mathbf{q}_e, \dot{\mathbf{q}}_e) \cdot \dot{\mathbf{q}}_e = \mathbf{A}(\mathbf{q}_e) \cdot \ddot{\mathbf{q}}_e + \mathbf{C}_c(\mathbf{q}_e, \dot{\mathbf{q}}_e) \cdot \dot{\mathbf{q}}_e \quad (4-5)$$

En substituant \mathbf{U} par son expression dans l'équation (4-3), la relation (4-5) devient :

$$\begin{aligned} & \widehat{\mathbf{A}}(\mathbf{q}_e) \cdot (\ddot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{k}_p \cdot \mathbf{e} + \mathbf{k}_d \cdot \dot{\mathbf{e}}) + \widehat{\mathbf{C}}_c(\mathbf{q}_e, \dot{\mathbf{q}}_e) \cdot \dot{\mathbf{q}}_e = \mathbf{A}(\mathbf{q}_e) \cdot \ddot{\mathbf{q}}_e + \mathbf{C}_c(\mathbf{q}_e, \dot{\mathbf{q}}_e) \cdot \dot{\mathbf{q}}_e \\ \Leftrightarrow & \widehat{\mathbf{A}}(\mathbf{q}_e) \cdot (\mathbf{k}_p \cdot \mathbf{e} + \mathbf{k}_d \cdot \dot{\mathbf{e}}) = \mathbf{A}(\mathbf{q}_e) \cdot \ddot{\mathbf{q}}_e - \widehat{\mathbf{A}}(\mathbf{q}_e) \cdot \ddot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{C}_c(\mathbf{q}_e, \dot{\mathbf{q}}_e) \cdot \dot{\mathbf{q}}_e - \widehat{\mathbf{C}}_c(\mathbf{q}_e, \dot{\mathbf{q}}_e) \cdot \dot{\mathbf{q}}_e + \\ & \widehat{\mathbf{A}}(\mathbf{q}_e) \cdot \ddot{\mathbf{q}}_e - \widehat{\mathbf{A}}(\mathbf{q}_e) \cdot \ddot{\mathbf{q}}_e \\ \Leftrightarrow & \widehat{\mathbf{A}}(\mathbf{q}_e) \cdot (\ddot{\mathbf{e}} + \mathbf{k}_d \cdot \dot{\mathbf{e}} + \mathbf{k}_p \cdot \mathbf{e}) = (\mathbf{A}(\mathbf{q}_e) - \widehat{\mathbf{A}}(\mathbf{q}_e)) \cdot \ddot{\mathbf{q}}_e + (\mathbf{C}_c(\mathbf{q}_e, \dot{\mathbf{q}}_e) - \widehat{\mathbf{C}}_c(\mathbf{q}_e, \dot{\mathbf{q}}_e)) \cdot \dot{\mathbf{q}}_e \end{aligned} \quad (4-6)$$

Posons $\widetilde{\mathbf{A}} = \mathbf{A} - \widehat{\mathbf{A}}$ et $\widetilde{\mathbf{C}}_c = \mathbf{C}_c - \widehat{\mathbf{C}}_c$.

La relation (4-6) peut finalement s'écrire sous la forme suivante :

$$\ddot{\mathbf{e}} + \mathbf{k}_d \cdot \dot{\mathbf{e}} + \mathbf{k}_p \cdot \mathbf{e} = \widehat{\mathbf{A}}(\mathbf{q}_e)^{-1} (\widetilde{\mathbf{A}}(\mathbf{q}_e) \cdot \ddot{\mathbf{q}}_e + \widetilde{\mathbf{C}}_c(\mathbf{q}_e, \dot{\mathbf{q}}_e) \cdot \dot{\mathbf{q}}_e) \quad (4-7)$$

La loi de commande ainsi développée impose à l'erreur d'asservissement une dynamique du second ordre de la forme suivante :

$$\ddot{\mathbf{e}} + \mathbf{k}_d \cdot \dot{\mathbf{e}} + \mathbf{k}_p \cdot \mathbf{e} = \mathbf{0} \quad (4-8)$$

Normalement, l'erreur d'asservissement \mathbf{e} et sa dérivée $\dot{\mathbf{e}}$ convergent vers 0 suivant un second ordre déterminé par les gains d'asservissement. Or, dans l'équation (4-7), le second membre n'est pas nul, mais fonction des matrices d'inertie et de Coriolis qui dépendent des estimations des paramètres inertiels et du mouvement généré par les flexibilités articulaires. Ceci montre la nécessité de prendre en considération les flexibilités présentes dans les articulations dans la nouvelle loi de commande proposée afin de minimiser l'erreur de précision de pose de l'effecteur.

Les paragraphes suivants portent alors sur la comparaison entre la nouvelle loi de commande (qui prend en compte les flexibilités à travers la boucle de retour), une commande qui ne prend pas en compte les flexibilités présentes au niveau des liaisons et une commande qui prend en compte les flexibilités des liaisons mais sans considérer l'amortissement.

2.1 Performance d'une commande dédiée aux robots rigides.

Les lois de commande que nous développons sont qualifiées sur les critères de la précision de pose finale atteinte et du temps de parcours. La comparaison de notre loi de commande dédiée aux robots à articulations flexibles (Figure 3-2), avec celle dédiée avec l'hypothèse d'un robot à articulations et corps rigides est tout d'abord réalisée (Figure 4-1). Ces deux lois sont appliquées au même simulateur de robot Scara à liaisons flexibles développé sous Adams au paragraphe 3.2.1. Les performances précédemment définies sont ensuite évaluées par des simulations réalisées à partir de ces deux lois de commande et la trajectoire définie sur la Figure 3-11.

Chapitre 4 : Etude de la sensibilité des performances de la commande aux défauts de modélisation

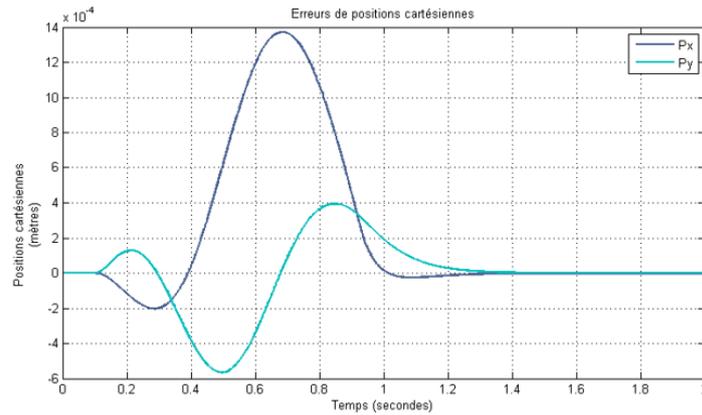


Figure 4-3 : Erreur de suivi de la trajectoire cartésienne pour la commande robot rigide.

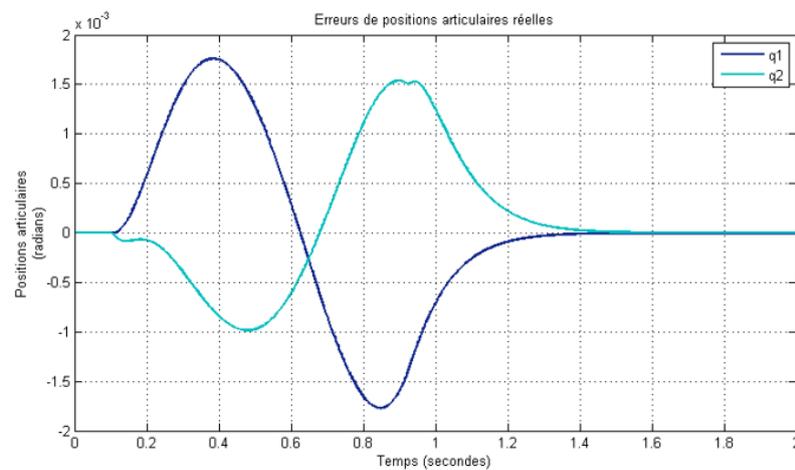


Figure 4-4 : Erreur de suivi de la trajectoire articulaire pour la commande robot rigide.

Une comparaison avec les performances de la nouvelle loi de commande basée modèle est présentée dans le Tableau 4-1.

Comparaison	Erreur max		Erreur moyenne		Ecart type	
	CTC	rigide	CTC	rigide	CTC	rigide
$P_x \cdot 10^{-3} \text{ m}$	1,1	1,4	0,4454	0,54	0,4102	0,5574
$P_y \cdot 10^{-3} \text{ m}$	0,58	0,6	-0,1733	-0,21	0,2257	0,3
$q_1 \cdot 10^{-3} \text{ rad}$	$0,3138 \cdot 10^{-2}$	1,7	$-9 \cdot 10^{-7}$	$8,8 \cdot 10^{-2}$	$2 \cdot 10^{-3}$	1,2
$q_2 \cdot 10^{-3} \text{ rad}$	$0,3107 \cdot 10^{-2}$	1,5	$3,24 \cdot 10^{-4}$	$6 \cdot 10^{-2}$	$1,6 \cdot 10^{-3}$	0,8

Tableau 4-1 : Comparaison des performances de la nouvelle loi de commande et de la commande robot rigide.

L'erreur maximale (1,4 mm) de suivi de trajectoire dans l'espace cartésien obtenue avec la commande robot rigide est bien comparable avec celle obtenue avec la nouvelle loi de commande basée

Chapitre 4 : Etude de la sensibilité des performances de la commande aux défauts de modélisation

modèle (1,1 mm). Le temps nécessaire pour atteindre une erreur de position de 1 μm est ensuite comparé pour les deux lois de commandes ayant la même méthode de réglage mais avec des gains différents. Le temps est de 0,913 s pour la nouvelle loi de commande basée modèle alors qu'elle est de 1,498 s pour la loi de commande robot rigide (Figure 4-5). Cet écart entre les deux méthodes s'explique par le gain très faible pour le cas ne considérant pas les flexibilités dans la boucle de retour.

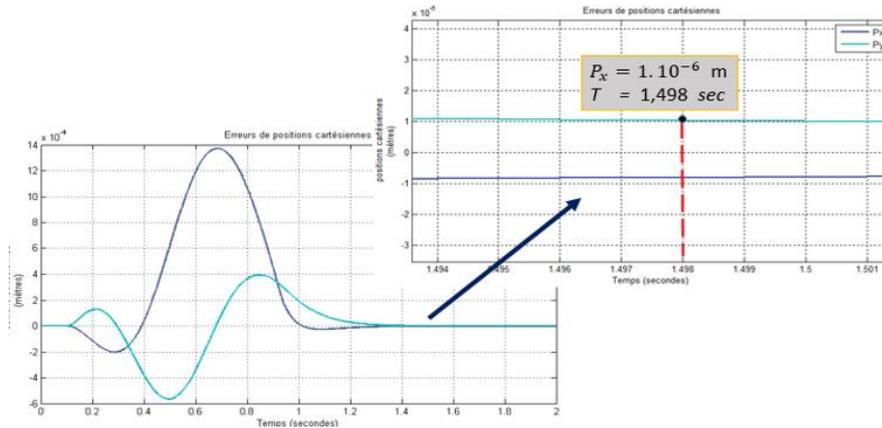


Figure 4-5 : Temps de parcours pour la loi de commande robot rigide.

Du fait de leurs structures différentes, les deux lois de commandes présentent des erreurs statiques et un temps de parcours différents (plus petits pour la nouvelle loi de commande basée modèle). Les propriétés de stabilité des deux commandes sont comparées en appliquant un gain dérivé supérieur à 14 pour la loi de commande dédiée aux robots rigides ce qui provoque des excitations au niveau des articulaires flexibles induisant un comportement vibratoire du robot.

Cette comparaison nous a permis de confirmer la robustesse de la nouvelle loi de commande basée modèle et la nécessité de la prise en compte des flexibilités articulaires pour augmenter la productivité du système. Dans la suite de ce travail, l'influence de l'amortissement (dans les liaisons pivots) est étudiée sur la précision et le temps de parcours de la loi de commande.

2.2 Performance d'une commande sans prise en compte des amortissements.

Nous présentons dans ce paragraphe une loi de commande sans paramètre d'amortissement dans la modélisation de liaison flexible. Cette loi de commande est alors implémentée dans le simulateur du robot avec les liaisons flexibles avec la même trajectoire que précédemment. Le but est de tester l'influence des amortissements sur les performances de la loi de commande basée modèle. L'équation du mouvement régissant la variable q_e pour un système flexible non amorti est de la forme suivante :

$$\Gamma_m = k \cdot \Delta q_e + \mathbf{F}_v \cdot \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_s \cdot \text{sign}(\dot{\mathbf{q}}) \Leftrightarrow \Delta q_e = \frac{\Gamma_m - (\mathbf{F}_v \cdot \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_s \cdot \text{sign}(\dot{\mathbf{q}}))}{k} \quad (4-9)$$

Chapitre 4 : Etude de la sensibilité des performances de la commande aux défauts de modélisation

Le schéma de commande correspondant à cette loi de commande non amortie est défini dans la Figure 4-6.

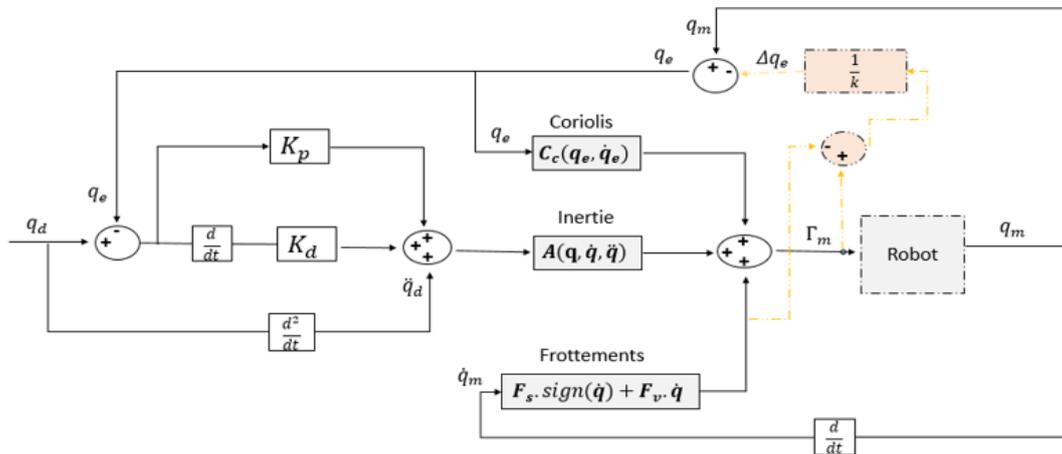


Figure 4-6 : Schéma de commande basée sur une modélisation sans amortissement des liaisons.

Nous remarquons dans le schéma de commande de la figure précédente que seules les raideurs interviennent dans l'observateur (block orange) à travers le terme \mathbf{k} , les amortissements ne sont pas considérés. Ainsi, des simulations sont réalisées et explicitées dans la section qui suit afin de voir l'effet de l'absence des amortissements dans la commande sur la précision, stabilité et temps de réponse du système.

Le même type de réglage des gains proportionnels et dérivés que celui de la nouvelle commande est appliqué pour ce type de commande. L'absence des amortissements au niveau de la modélisation des liaisons induit à un temps de réponse à 5% maximale de 0,28 s pour avoir un comportement stable. Les gains proportionnels et dérivés sont respectivement $K_p = 81$ et $K_d = 18$. L'évolution des erreurs de suivi de trajectoires cartésiennes et articulaires sont présentée sur les Figure 4-7 et Figure 4-8.

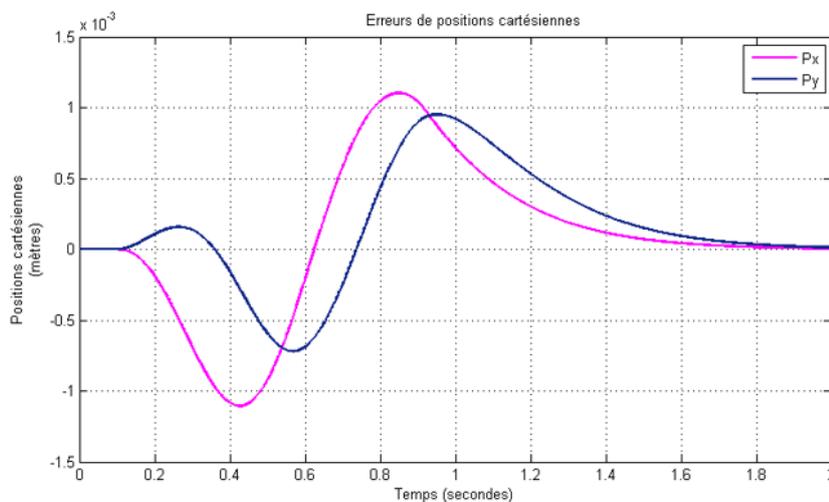


Figure 4-7 : Erreur de suivi de la trajectoire cartésienne pour la commande sans amortissement.

Chapitre 4 : Etude de la sensibilité des performances de la commande aux défauts de modélisation

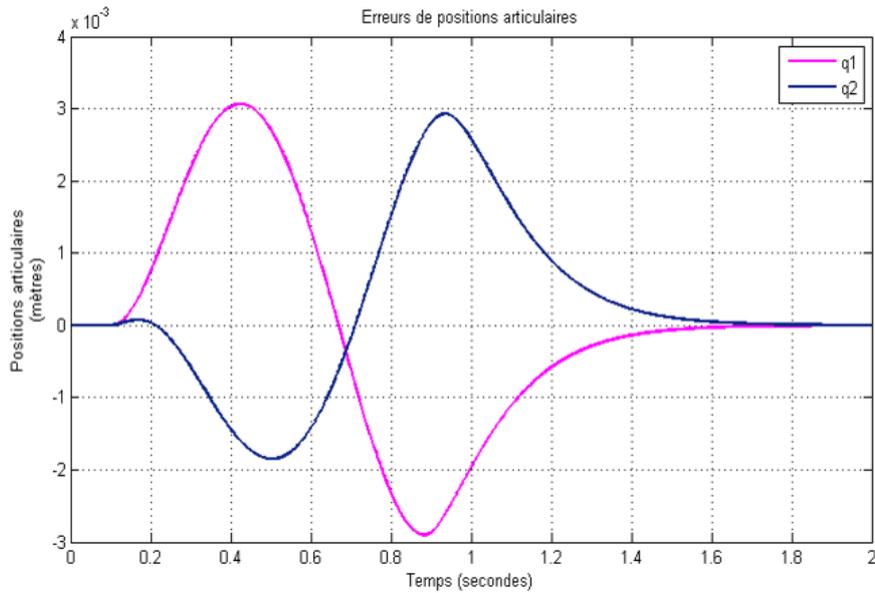


Figure 4-8 : Erreur de suivi de la trajectoire articulaire pour la commande sans amortissement.

Une comparaison de cette loi de commande avec la nouvelle loi de commande se trouve dans le Tableau 4-2.

Comparaison	Erreur max		Erreur moyenne		Ecart type	
	CTC	Ss amor.	CTC	Ss amor.	CTC	Ss amor.
$P_x \cdot 10^{-3}$ m	1,1	1,2	0,4454	0,8	0,4102	0,5697
$P_y \cdot 10^{-3}$ m	0,58	0,7	-0,1733	0,4	0,2257	0,4299
$q_1 \cdot 10^{-3}$ rad	$0,3138 \cdot 10^{-2}$	3,1	$-9 \cdot 10^{-7}$	5,4	$2 \cdot 10^{-3}$	2,7
$q_2 \cdot 10^{-3}$ rad	$0,3107 \cdot 10^{-2}$	2,9	$3,24 \cdot 10^{-4}$	4,5	$1,6 \cdot 10^{-3}$	2,1

Tableau 4-2 : Comparaison des performances de la nouvelle loi de commande et de la commande sans amortissement.

Les erreurs de suivi de trajectoire du système avec un commande sans amortissement sont importantes pour des opérations de « Pick and Place ». Elles sont dues à la souplesse du système en absence de considération des amortissements dans la boucle de commande. Ce problème d'imprécision peut être pallié en augmentant les gains pour que le système robotique converge plus vite et plus précisément vers la position désirée. Dans ce cas nous retombons sur un système instable. La prise en compte des amortissements dans la commande est alors nécessaire.

Le temps nécessaire pour atteindre une erreur de position de 1 μm est ensuite comparé pour les deux lois de commandes ayant la même méthode de réglage mais avec des gains différents. Le temps est

Chapitre 4 : Etude de la sensibilité des performances de la commande aux défauts de modélisation

de 0,913 s pour la nouvelle loi de commande basée modèle alors qu'elle est de 1,856 s pour la loi de commande sans amortissement (Figure 4-9).

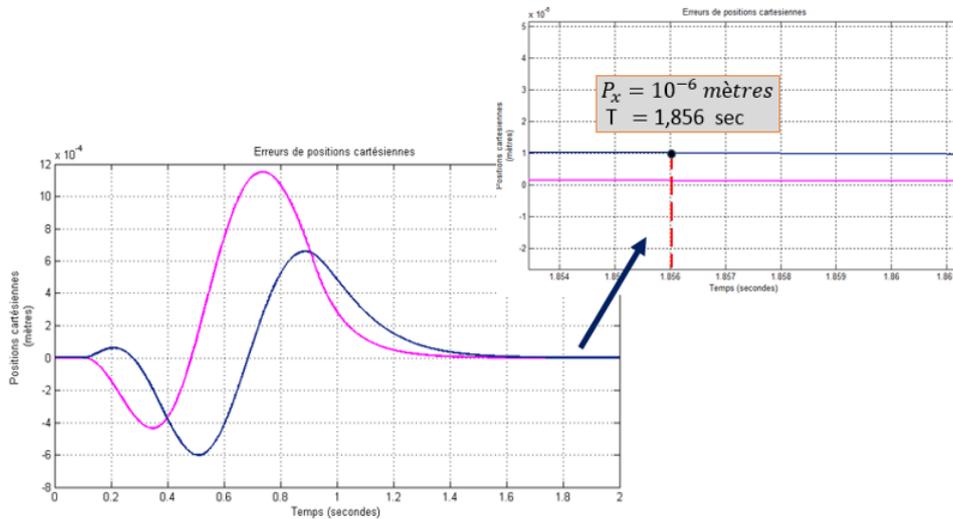


Figure 4-9 : Temps de parcours pour la loi de commande sans amortissement.

Cette loi de commande amène à des performances moins importantes que la nouvelle loi de commande et la loi de commande robot rigide.

2.3 Synthèses

Le Tableau 4-3 synthétise les résultats de simulation des systèmes commandés par les différentes lois de commande.

Lois de commandes	Erreur maximale (10 ⁻³ mètres)		tr _{5%} (s)	Système de correction	Temps nécessaire pour une précision de 1µm (s)	Précision de pose (m)
	X axis	Y axis				
CTC	1,1	0,58	0,0143	$K_p = 122500$ $K_d = 700$	0,913	10 ⁻⁹
Rigide	1,4	0,6	0,3846	$K_p = 169$ $K_d = 26$	1,498	10 ⁻⁶
PD avec anticipation	1,2	0,58	0,0185	$K_p = 4441$ $K_d = 184$	1,0205	10 ⁻⁶
Sans amortissement	1,2	0,57	0,28	$K_p = 81$ $K_d = 18$	1,856	10 ⁻⁶

Tableau 4-3 : Comparaison des performances des différentes lois de commandes.

Les résultats de comparaison présents dans le tableau confirment que la nouvelle loi de commande améliore les performances de plus de 10% en termes de temps de parcours dans le cas d'un robot présentant des flexibilités au niveau des liaisons.

Une analyse de sensibilité aux perturbations est menée dans la partie suivante afin de rendre compte des performances de la nouvelle loi de commande basée modèle intégrant les flexibilités.

3 Etude de sensibilité de la performance de la nouvelle loi de commande

Dans le but de déterminer la sensibilité de la nouvelle loi de commande basée modèle aux paramètres estimés (inerties, raideurs et amortissements articulaires), chaque type d'erreur de modélisation est isolé afin d'étudier son influence sur l'erreur d'asservissement. Ainsi, à partir de la relation de l'erreur de modélisation présente dans l'équation (4-7), nous étudions l'effet des inerties estimées, des raideurs et des amortissements articulaires présents dans le second membre de l'équation de l'erreur d'asservissements.

3.1 Effet des erreurs au niveau de l'estimation des inerties.

L'influence de l'estimation des propriétés inertielles du robot sur les performances de la nouvelle commande est étudiée dans cette partie. Dans ce cadre, nous considérons, dans un premier temps, une loi de commande avec des erreurs d'identification inférieures à 11% sur les paramètres inertiels (nous observons une modification de comportement pour cette valeur). Les réglages des gains PD étant toujours les mêmes ($K_d = 700$, $K_p = 122500$), les résultats de simulations confirment que la commande reste stable et converge. Dans un second temps, nous imposons des erreurs de +12% sur les termes de la matrice d'inertie estimée afin de voir le comportement de la commande. Les valeurs maximales de la matrice carrée d'inertie \mathbf{A}_{max} issues du schéma de commande, suite à des simulations, sont :

$$\mathbf{A}_{max} = \begin{pmatrix} 1,9117 & 0,773 \\ 0,773 & 0,5276 \end{pmatrix}$$

Ainsi, les résultats de simulation pour des erreurs de 12% sur les paramètres inertiels se trouvent dans la Figure 4-10. La Figure 4-10 montre bien la présence des vibrations liées aux phénomènes d'instabilités. Ce problème peut être pallié en appliquant un nouveau réglage par diminution des gains et par suite en augmentant le temps de réponse à 5%.

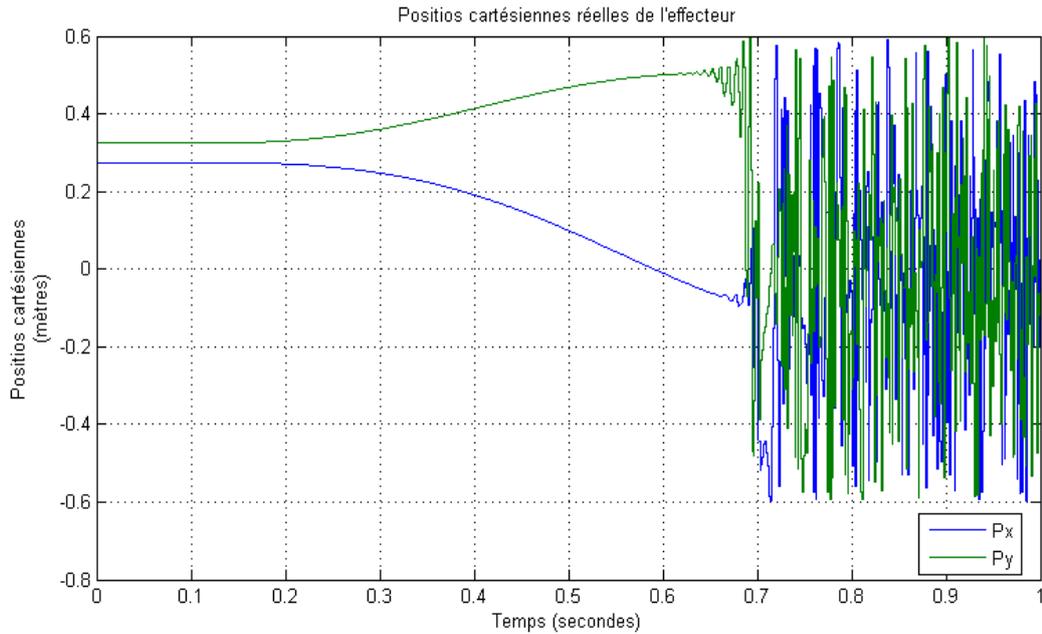


Figure 4-10 : Positions cartésiennes simulées de l'effecteur pour une variation de 12 % des paramètres de la matrice d'inertie estimée.

Nous constatons que la nouvelle loi de commande est sensible aux erreurs supérieures à 12% au niveau de l'estimation de la matrice d'inerties.

3.2 Effet des erreurs au niveau des raideurs articulaires

En second lieu, la pertinence de la nouvelle loi de commande basée modèle est évaluée pour un cas où les valeurs des raideurs articulaires sont erronées. Nous testons ensuite l'impact de ces erreurs sur les critères de performances de la commande par simulations. Nous rappelons que les valeurs nominales des vitesses et accélérations au niveau des deux liaisons flexibles sont respectivement :

$$\dot{q}_{e_{max}} = \begin{pmatrix} 1,8 \\ 1,3045 \end{pmatrix} \quad , \quad \ddot{q}_{e_{max}} = \begin{pmatrix} 6,737 \\ 4,9 \end{pmatrix}$$

Pour une erreur supérieure à 50% sur les raideurs articulaires, alors Δq_e tends vers 0, et le schéma de commande a un comportement similaire à la commande robot rigide ($q_e = q_m - \Delta q_e \approx q_m$).

Pour une erreur inférieure à 3 %, la commande est capable d'adapter la trajectoire face aux vibrations.

Par la suite nous traitons deux exemples pour des erreurs d'incertitudes de + 5% et +10% sur les raideurs articulaires.

- Erreurs de + 5%.

Chapitre 4 : Etude de la sensibilité des performances de la commande aux défauts de modélisation

En premier lieu, pour une erreur d'incertitude de +5% sur les raideurs articulaires, les nouvelles valeurs de k_1 et k_2 sont respectivement 130980 N.m/rad et 12664 N.m/rad. Le système est incontrôlable. Un exemple pour montrer les vibrations est présenté dans la Figure 4-11 .

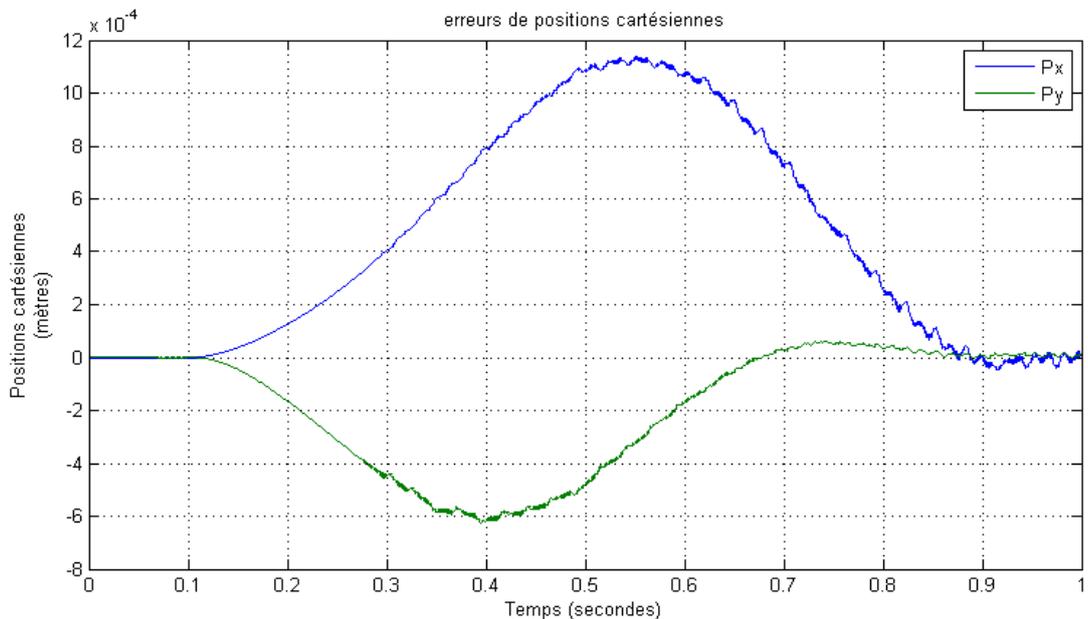


Figure 4-11: Erreurs de positions cartésiennes pour une erreur de 5% sur les raideurs articulaires.

Cette commande ayant des raideurs erronées à +5%, les performances se dégradent. L'impact de ces erreurs est alors plus important que ceux provenant des estimations des inerties dans le paragraphe précédent, ce qui peut être expliqué par la relation directe entre les flexibilités articulaires et le réglage des gains proportionnels et dérivés de la loi de commande.

- Erreurs de +10 %.

D'un autre côté, pour une erreur d'incertitude de + 10% sur les raideurs articulaires, les nouvelles valeurs de k_1 et k_2 sont respectivement 137217 N.m/rad et 13267 N.m/rad. Pour cette commande plus rigide, si nous appliquons le même correcteur PD où les gains sont identiques à :

1. ceux de la nouvelle loi de commande : le système est incontrôlable et la position désirée de l'effecteur n'est jamais atteinte.
2. ceux de la nouvelle loi de commande avec une erreur de +5% sur les raideurs : le système vibre (la précision de pose est de l'ordre de 10^{-4} m) (Figure 4-12).

Chapitre 4 : Etude de la sensibilité des performances de la commande aux défauts de modélisation

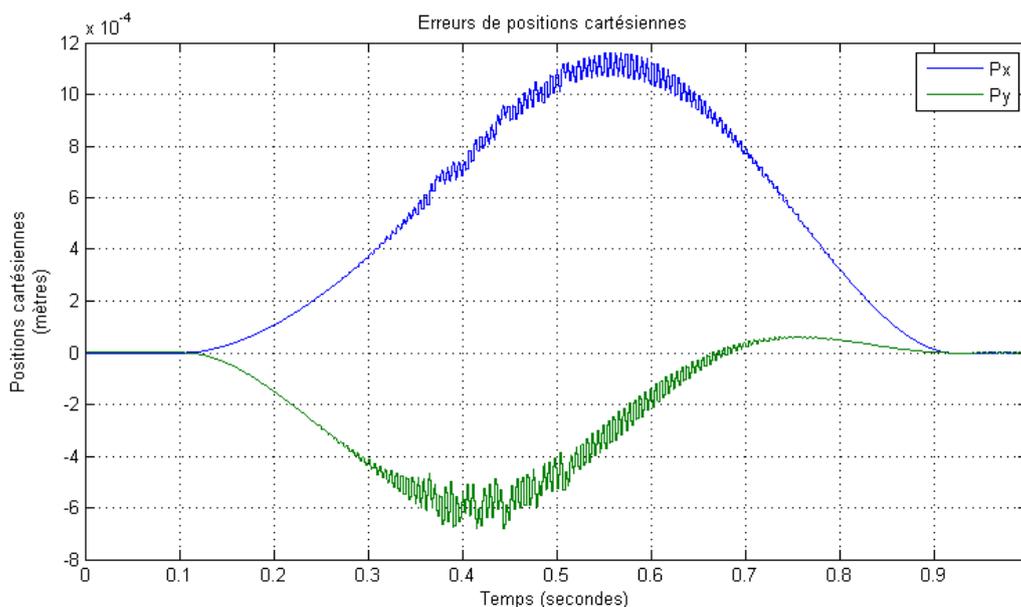


Figure 4-12 : Erreurs de positions cartésiennes pour une erreur de + 10% sur les raideurs articulaires en appliquant le même réglage que celui d'une erreur de + 5%.

Dans le cas où les erreurs dues aux raideurs sont supérieures à 10% et inférieures à 50%, nous serons obligés d'augmenter le temps de réponse à 5 % afin de pouvoir contrôler le système à travers un réglage proportionnel dérivé avec le même réglage mais avec des valeurs des gains de plus en plus petites. Ainsi, la relation entre les erreurs aux paramètres rigides et le temps de réponse à 5% amenant à un système stable est présentée dans la Figure 4-13 .

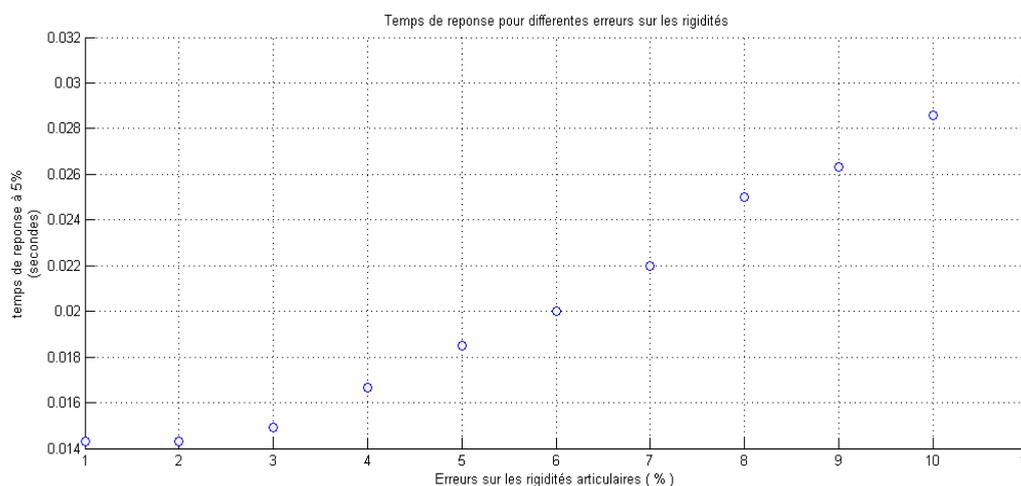


Figure 4-13: Relation temps de réponse à 5% - erreurs sur les raideurs articulaires.

Cette relation est quasi linéaire à partir d'une erreur de 3 % (la valeur à partir de laquelle les erreurs dues aux raideurs sont pénalisantes sur la commande) sur les raideurs articulaires.

3.3 Effet des erreurs au niveau des amortissements articulaires

Nous avons déjà vu dans ce chapitre dans l'exemple de la commande appliquée à un simulateur à liaison flexibles sans prise en considération des amortissements que ces derniers sont très influents sur la commande en termes de précision et de vitesse d'exécution de tâche. Dans ce cadre, nous étudions dans cette partie les effets dus à des valeurs erronées au niveau des amortissements pour des pourcentages de 5 et de 10 % d'erreur. Pour une erreur inférieure à 3 %, la commande est capable de maîtriser les vibrations. Pour rappel, les valeurs des amortissements au niveau de deux liaisons pivots sont 57,4 N.m. sec/rad et 12,9 N.m. sec/rad.

- Erreurs de + 5%.

Suite à l'ajout d'une erreur de 5% au niveau des amortissements des deux liaisons flexibles, les nouvelles valeurs sont 60,375 N.m. s/rad pour ξ_1 et 13,545 N.m. s/rad pour ξ_2 . L'impact de ces erreurs est notablement très important (légèrement moins important que celui des raideurs), du fait de la présence des vibrations (Figure 4-14). Dans cet exemple, le même réglage du correcteur PD ($K_p = 122500$ et $K_d = 700$) que celui de la nouvelle commande basée modèle est appliqué. Le système peut être contrôlé en augmentant le temps de réponse à 5% et par suite pour des valeurs plus petites des gains proportionnels et dérivés. Les performances de la commande sont ainsi minimisées.

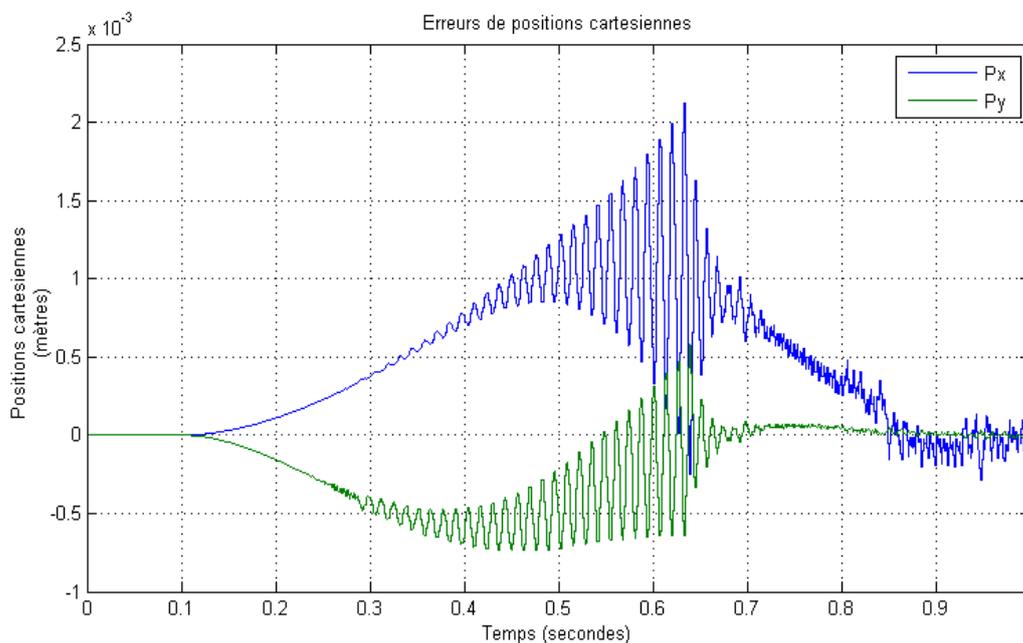


Figure 4-14: Erreurs de positions cartésiennes pour une erreur de +5 % sur les raideurs articulaires.

- Erreurs de + 10%.

Pour une erreur d'incertitude de + 10% sur les amortissements articulaires, les nouvelles valeurs de ξ_1 et ξ_2 sont respectivement 63,14 et 14,19 N.m. s/rad. Ces erreurs ont un effet beaucoup plus important

Chapitre 4 : Etude de la sensibilité des performances de la commande aux défauts de modélisation

que celui du paragraphe précédent. Suite à des simulations (Figure 4-15), le contrôle du robot est très difficile et il diverge vers des positions non désirées.

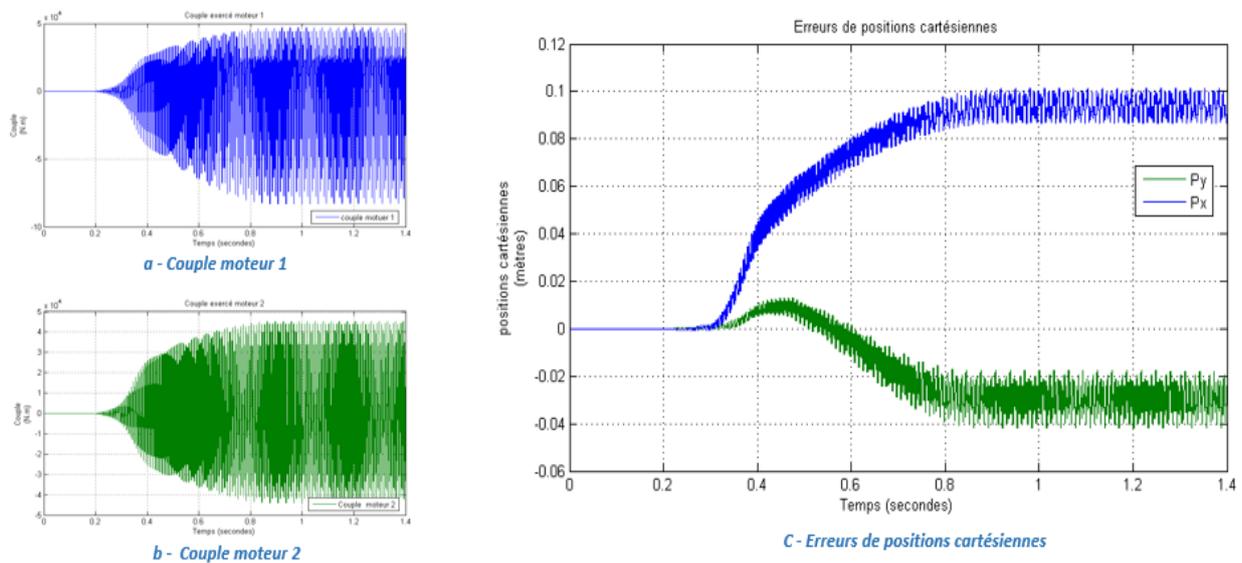


Figure 4-15: présence de vibrations. (a) couple moteur 1 (b) couple moteur 2 (c) Erreurs de positions cartésiennes.

Finalement, une analyse comparative entre les différentes sources d'erreurs à différents pourcentages est présentée dans le Tableau 4-4.

Commandes	$tr_{5\%}$ (s)	Réglage de gains	Temps de précision de $1\mu\text{m}$ (s)	Précision de pose (m)
Commande basée modèle (CTC)	0,0143	$K_p = 122500$ $K_d = 700$	0,913	10^{-9}
CTC avec erreurs de 12% sur les inerties	0,0154	$K_p = 105625$ $K_d = 650$	0,923	10^{-8}
CTC avec erreurs de 5% sur les raideurs	0,0185	$K_p = 64800$ $K_d = 540$	0,927	10^{-7}
CTC avec erreurs de 10% sur les raideurs	0,0286	$K_p = 30625$ $K_d = 350$	0,932	10^{-7}
CTC avec erreurs de 5% sur les amortissements	0,0192	$K_p = 57600$ $K_d = 520$	0,926	10^{-8}
CTC avec erreurs de 10% sur les amortissements	0,0358	$K_p = 19600$ $K_d = 280$	0,942	10^{-6}

Tableau 4-4 : Analyse de sensibilité comparative entre les différents types d'erreurs à différents pourcentages.

4 Conclusion.

Ce chapitre montre que la prise en compte des flexibilités au niveau des articulations du robot dans la conception d'une loi de commande est indispensable afin de maîtriser les vibrations et améliorer les critères de performances de l'opération. Cette hypothèse est confirmée suite au calcul des erreurs d'asservissements qui montrent bien l'influence des flexibilités articulaires sur ces derniers et aux comparaisons effectuées avec d'une part une loi de commande ne considérant pas les flexibilités dans les liaisons (commande dédiée aux robots rigides) et d'autre part une loi ne considérant pas les amortissements appliqués au même simulateur à liaisons flexibles.

En second lieu, le calcul de l'erreur d'asservissement montre bien sa sensibilité aux erreurs des paramètres inertiels estimés ainsi qu'à l'estimation des raideurs et amortissements articulaires. Une étude de sensibilité de ces paramètres est effectuée (en isolant chaque type d'erreur) afin de voir leur impact. Un tableau comparatif des résultats des simulations est finalement présenté.

Conclusion et perspectives

L'objectif de ce travail de thèse est de développer une loi de commande avancée afin de maîtriser le comportement vibratoire des robots sériels durant les opérations de Pick and Place. Dans ce cadre, nos travaux ont été conduits sur un robot à deux degrés de liberté à articulations flexibles de façon à ce que les développements autour de cette loi de commande soit applicable à des robots plus complexes.

Le simulateur développé au cours de ce travail modélise le comportement réel du robot Scara cobra S600. Les maquettes géométriques et dynamiques du robot ont été entièrement paramétrées.

La première partie de ce travail a porté sur une étude bibliographique sur des lois de commandes présentes dans la littérature dédiées aux robots à liaisons flexibles. Un état de l'art décrivant l'origine des flexibilités articulaires et les différentes méthodes de modélisations des liaisons flexibles a été élaboré en premier lieu.

En second lieu, nous avons effectué une modélisation et une identification des paramètres géométriques et dynamiques du Scara. La principale source d'erreurs statiques de positionnement a pour origine les défauts géométriques. L'identification géométrique a été faite sur une trajectoire en forme de cercle effectuée par l'effecteur et les mesures ont été faites à l'aide d'un laser Tracker. Ainsi, les valeurs identifiées ont été réutilisées comme nouvelles valeurs des paramètres géométriques. Cette méthode nous a permis d'améliorer la précision de pose de l'effecteur.

Nous avons aussi présenté une démarche d'identification des paramètres dynamiques. Le modèle d'identification a été établi sous forme linéaire par rapport aux paramètres dynamiques. Les valeurs des paramètres inertiels, de masses, des positions des centres de masse et des frottements visqueux ont été identifiés par application des algorithmes de minimisation. Les paramètres des frottements secs ont été identifiés en utilisant un déplacement à petite vitesse (axe par axe). Une analyse modale expérimentale effectuée sur le robot Scara (pour 2 configurations des robots) nous a permis d'identifier les modes propres et taux d'amortissements associés. Les raideurs articulaires sont calculées ensuite à partir des deux premières fréquences propres relatives à des déformées modales prépondérantes au niveau des

Conclusion et perspectives

articulations et les amortissements sont déduits à partir des taux d'amortissement modaux issus de l'identification modale. La validation des résultats a été effectuée en comparant les couples déduits à partir de la mesure du courant moteur avec les couples calculés à travers le modèle dynamique inverse en effectuant une trajectoire allé/retour effectuée par l'effecteur dans son espace de travail. Finalement, les résultats trouvés sont satisfaisants vis-à-vis des résidus obtenus après optimisation.

Dans le troisième chapitre, nous avons développé et mis en place un simulateur sous le logiciel (Adams) représentant le comportement réel du robot Scara à flexibilité articulaires. La loi de commande basée modèle dédiée aux robots flexibles est ensuite développée sous Simulink. Nous effectuons ensuite une Co-simulation Adams/Simulink afin de vérifier les propriétés de cette loi de commande. La flexibilité a été intégrée dans ce schéma de commande comme fonction de retour d'observation. Avant d'arriver à ce stade, nous avons défini en premier lieu une trajectoire polynomiale de degré cinq dans l'espace articulaire du robot et un système de réglage du système de correction PD. Cette loi de commande a été comparée avec une commande classique appliquée au même simulateur. Les résultats de simulations en temps de réponse et erreur maximale et moyennes de trajectoires dans l'espace cartésien montrent bien la pertinence de la loi de commande proposée dans ce manuscrit.

Finalement nous avons effectué une étude de sensibilité de la loi de commande ainsi développée. Nous avons pu démontrer par des calculs que les flexibilités articulaires influent sur l'erreur d'asservissement. Dans ce contexte des exemples de comparaison avec, une loi de commande ne prenant pas en considération les flexibilités articulaires et une autre ne considérant pas les amortissements, appliquées sur le même simulateur ont été présentées permettant ainsi de valider la performance de la loi de commande proposée.

Les travaux présentés dans ce manuscrit ouvrent plusieurs perspectives :

- Dans le cas des applications industrielles, les techniques développées dans ce travail de thèse sur un robot plan à deux axes devraient être appliquées sur des robots multiaxes. L'extension à des robots à plusieurs degrés de liberté ne présente donc pas de difficulté d'un point de vue méthodologique, toutefois des perturbations dues aux couplages entre les axes peuvent apparaître. Ainsi, le réglage des gains peut varier d'un axe à un autre, et l'ajout du gain intégral pourra être nécessaire pour compenser la gravité.
- Concernant la génération de trajectoires, plusieurs autres lois (selon la configuration et la famille du robot) peuvent assurer la stabilisation du positionnement d'axes synchronisés. Il pourrait être alors pertinent d'étudier la cohérence entre la méthodologie

de génération de trajectoire et la stratégie de commande pour améliorer la performance de robots à articulations flexibles.

- Dans l'approche de commande envisagée, plusieurs points détaillés ci-dessous permettent d'améliorer encore la précision de pose de l'effecteur :
 - I. Les méthodes suivies pour l'identification des paramètres géométriques et dynamiques sont pertinentes aux vues de leur simplicité de mise en œuvre, leur accord avec les besoins industriels et les résultats obtenus. Concernant l'identification géométrique, nous jugeons que ces méthodes peuvent apporter une certaine amélioration en précision. Concernant l'identification des paramètres dynamiques, les masses et les positions des centres de masse ont été regroupés en des grands termes à identifier, ils ont été déduits après par calcul. La masse et la position du centre de masse du premier axe ne peuvent pas être calculées séparément. La première a alors été fixée et la deuxième déduite. Il serait maintenant pertinent de confronter notre approche à d'autres méthodes pour identifier des pistes d'amélioration.
 - II. Quant à la modélisation et l'identification de la flexibilité des liaisons, nous avons effectué des protocoles expérimentaux pour identifier les paramètres de raideur et d'amortissement à la suite d'une analyse modale expérimentale. Pour valider la pertinence de cette méthode, nous devons comparer les résultats obtenus avec d'autres méthodes comme l'ajout de sollicitation mécanique. Pour réaliser ces essais, un système de sollicitation du robot au niveau de l'effecteur doit être conçu.

Bibliographie

Adept (2007) *Adept CobraTM s600 - Data Sheet*. Available at: http://roboticturnkeysolutions.com/robots/adept/datasheet/Cobra_s600.pdf.

Adept (2013) 'Adept Cobra s600/s800 Robot, User's Guide'.

Adept (2018a) *Adept Quattro parallel robot*. Available at: <http://www.adept.com/products/robots/parallel/quattro-s650h/general> (Accessed: 20 March 2018).

Adept (2018b) *Six-Axis Robot - Adept Viper s650, 2018*. Available at: <http://www.adept.com/products/robots/6-axis/viper-s650/general> (Accessed: 29 January 2018).

Al-Ashoor, R. A. *et al.* (1992) 'Robust adaptative controller design for flexible joint manipulators', *Robotics & Computer-Integrated Manufacturing*, 9(2), pp. 101–112.

Alici, G. and Shirinzadeh, B. (2005) 'Enhanced Stiffness Modeling , Identification and Characterization for Robot Manipulators', *IEEE Transactions on robotics*, 21(4), pp. 554–564.

Altintas, Y. *et al.* (2005) 'Virtual Machine Tool', *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 54(2), pp. 115–138. doi: 10.1016/S0007-8506(07)60022-5.

Andres De La Esperanza, F., Gracia Calandin, L. and Tornero Montserrat, J. (2012) 'Implementation and testing of a CAM postprocessor for an industrial redundant workcell with evaluation of several fuzzified Redundancy Resolution Schemes', *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 28, pp. 265–274. doi: 10.1016/j.rcim.2011.09.008.

Andrès Vivas, O. (2004) *Contribution à l'identification et à la commande des robots parallèles*. Université Montpellier II.

Arrouk, K. (2012) *Techniques de conception assistée par ordinateur (CAO) pour la caractérisation de l'espace de travail de robots manipulateurs parallèles*. Université Blaise

Bibliographie

Pascal - Clermont II.

Ata, A. a (2007) 'Optimal Trajectory Planning of Manipulators: A Review', *Journal of Engineering Science and Technology*, 2(1), pp. 32–54.

Bai, Y., Zhuang, H. and Roth, Z. S. (2003) 'Experiment study of PUMA robot calibration using a laser tracking system', in *SMCia 2003 - Proceedings of the 2003 IEEE International Workshop on Soft Computing in Industrial Applications*. New York, pp. 139–144. doi: 10.1109/SMCIA.2003.1231359.

Bazaz, S. A. and Tondu, B. (1999) 'Minimum time on-line joint trajectory generator based on low order spline method for industrial manipulators', *Robotics and Autonomous Systems*, 29(4), pp. 257–268. doi: 10.1016/S0921-8890(99)00058-5.

Bearee, R. (2005) *Prise en compte des phénomènes vibratoires dans la génération de commande des machines-outils à dynamique élevée*. Arts et Métiers ParisTech.

Béarée, R. and Olabi, A. (2013) 'Dissociated jerk-limited trajectory applied to time-varying vibration reduction', *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 29(2), pp. 444–453. doi: 10.1016/j.rcim.2012.09.014.

Belcaphi, F. (2015) *La robotique industrielle: guide pratique*. Available at: <https://www.usinenouvelle.com/expo/guides-d-achat/robotique-industrielle-6> (Accessed: 10 March 2018).

Berger, R. and ElMaraghy, H. (1992) 'Feedback linearization control of flexible joint robots', *Robotics & Computer-Integrated Manufacturing*, 9(3), pp. 239–246.

Besnard, S. (2000) *Etalonnage géométrique des robots série et parallèles*. Université de Nantes.

Besnard, S. and Khalil, W. (1999) 'Calibration of parallel robots using two inclinometers', in. Detroit, MI, USA, pp. 1758–1763.

Biagiotti, L. and Melchiorri, C. (2008) *Trajectory Planning for Automatic Machines and Robots*. Springer-V.

Bittencourt, A. C. *et al.* (2010) 'An extended friction model to capture load and temperature effects in robot joints', in *IEEE/RSJ 2010 International Conference on Intelligent Robots and Systems, IROS 2010 - Conference Proceedings*. Taipei, Taiwan, pp. 6161–6167. doi: 10.1109/IROS.2010.5650358.

- Book, W. J. (1990) 'Modeling, design, and control of flexible manipulator arms: a tutorial review', in *29th IEEE Conference on Decision and Control*. Honolulu, Hawaiï, pp. 500–506 vol.2. doi: 10.1109/CDC.1990.203648.
- Brogadh, T. (2002) 'PKM Research - Important Issues , as seen from a Product Development Perspective at ABB', in *Proceedings of WORKSHOP on Fundamental Issues and Future Research Directions for Parallel Mechanisms and Manipulators*, pp. 68–82.
- Canudas de Wit, C. and Aubin, A. (1991) 'Robot parameter identification via sequential hybrid estimation algorithm', in *Proceedings. 1991 IEEE International Conference on Robotics and Automation*. Sacramento, USA, pp. 952–957. doi: 10.1109/ROBOT.1991.131712.
- Chedmail, P., Dombre, E. and Wenger, P. (1998) *La CAO en robotique*. Hermes Science Publications.
- Clavel, R. (1994) 'Robots parallèles', *Techniques de l'ingénieur*.
- Colas, F. (2007) *Synthèse et réglage de lois de commande adaptées aux axes souples en translation – Application aux robots cartésiens 3 axes*. Ecole Centrale de Lille.
- Colin, A. (1995) 'Bras de manipulation et robots industriels', *Techniques de l'ingénieur*.
- Dado, M. and Soni, A. H. (1987) 'Dynamic reponse analysis of 2-R robot with flexible joints', in *IEEE International Conference of Robotic and Automation*, pp. 479–483.
- Das, M. T. and Dülger, L. C. (2005) 'Mathematical modelling, simulation and experimental verification of a scara robot', *Simulation Modelling Practice and Theory*, 13(3), pp. 257–271. doi: 10.1016/j.simpat.2004.11.004.
- Denavit, J. and Hartenberg, R. S. (1955) 'A kinematic notation for lower pair mechanism based on matrices', *Trans. of ASME, journal of Applied Mechanics*, 22, pp. 215–221.
- Drezner, Z. and Nof, S. Y. (1984) 'On optimizing bin picking and insertion plans for assembly robots', *IIE Transactions (Institute of Industrial Engineers)*, 16(3), pp. 262–270. doi: 10.1080/07408178408974693.
- Dumas, C. *et al.* (2011) 'Joint Stiffness Identification of Industrial Serial Robots', *Robotica*, pp. 1–20.
- Dumas, C. (2012) *Développement de méthodes robotisées pour le parachèvement de pièces métalliques et composites*. Université de Nantes.

Bibliographie

Dwivedy, S. K. and Eberhard, P. (2006) 'Dynamic analysis of flexible manipulators, a literature review', *Mechanism and Machine Theory*, 41(7), pp. 749–777. doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2006.01.014.

Elatta, A. Y. *et al.* (2004) 'An overview of robot calibration', *Information technology journal*, 3(1), pp. 74–78.

Erkorkmaz, K. and Altintas, Y. (2001) 'High speed CNC system design. Part I: Jerk limited trajectory generation and quintic spline interpolation', *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41(9), pp. 1323–1345. doi: 10.1016/S0890-6955(01)00002-5.

Le Flohic, J. (2015) *Vers une commande basée modèle des machines complexes : application aux machines-outils et machines d'essais mécaniques*. Université Blaise Pascal - Clermont II.

Le Flohic, J. *et al.* (2017) 'Model-based method for feed drive tuning applied to serial machine tool', *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. doi: 10.1007/s00170-017-1212-2.

Le Flohic, J. *et al.* (2018) 'Application of hybrid force/position control on parallel machine for mechanical test', *Mechatronics*. Elsevier, 49(December 2017), pp. 168–176. doi: 10.1016/j.mechatronics.2017.12.006.

Gautier, M., Janot, A. and Vandanjon, P. O. (2013) 'A new closed-loop output error method for parameter identification of robot dynamics', *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 21(2), pp. 428–444. doi: 10.1109/TCST.2012.2185697.

Gautier, M. and Poignet, P. (2001) 'Extended Kalman filtering and weighted least squares dynamic identification of robot', *Control Engineering Practice*, 9(12), pp. 1361–1372. doi: 10.1016/S0967-0661(01)00105-8.

Gautier, M. and Poignet, P. (2002) 'Identification en Boucle Fermée par Modèle Inverse des Paramètres Physiques de Systèmes Mécatroniques', *Journal Européen des Systèmes Automatisés (JESA)*, 36(3), pp. 465–480.

Germain, C. (2013) *Conception d'un robot parallèle à deux degrés de liberté pour des opérations de prise et de dépose*. Ecole Centrale de Nantes. Available at: <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-01108739>.

Ghorbel, F., Hung, J. Y. and Spong, M. W. (1989) 'Adaptive control of flexible joint manipulators', in *Proceedings, 1989 International Conference on Robotics and Automation*,

pp. 1188–1193. doi: 10.1109/ROBOT.1989.100141.

Gogu, G., Coiffet, P. and Barroco, A. (1997) *Représentation des déplacements des robots*. Hermes Science Publications.

Good, M. C., Sweet, L. M. and Strobel, K. L. (1985) ‘Dynamic Models for Control System Design of Integrated Robot and Drive Systems’, *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 107(1), p. 53. doi: 10.1115/1.3140707.

Goswami, A., Quaid, A. and Peshkine, M. (1993) ‘Complete parameter identification of a robot from partial pose information’, *Control Systems*, 13(5), pp. 957–963.

Guillo, M. (2016) ‘Robot haute précision : application au soudage par friction malaxage’, *Bulletin Technique, Institut Maupertuis*.

Gutiérrez, J. (2016) *Modélisation et Identification géométrique de robots utilisés pour des opérations d’usinage*. Université Blaise Pascal - Clermont II.

Hage, H., Bidaud, P. and Jardin, N. (2011) ‘Practical consideration on the identification of the kinematic parameters of the Staubli TX90 robot’, in *13th World Congress in Mechanism and Machine Science*. Guanajuato, Mexico, pp. 19–25.

Hamon, P. (2011) *Modélisation et identification dynamiques des robots avec un modèle de frottement sec fonction de la charge et de la vitesse*. Université de Nantes.

Hamon, P., Gautier, M. and Garrec, P. (2011) ‘New dry friction model with load- and velocity-dependence and dynamic identification of multi-dof robots’, in *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation*. Shanghai, China, pp. 1077–1084. doi: 10.1109/ICRA.2011.5980126.

Harmonic Drive (2018) *Harmonic drive*. Available at: http://www.harmonicdrive.net/_hd/content/ApplicationHandbooks/SCARARobotElbowAxis.pdf (Accessed: 29 January 2018).

Hollerbach, J. M. and Wampler, C. W. (1996) ‘The calibration index and taxonomy for robot kinematic calibration methods’, *International journal of robotics research*, 15(6), pp. 573–591.

Hopler, R. and Thummel, M. (2004) ‘Symbolic computation of the inverse dynamics of elastic joint robots’, *IEEE International Conference on Robotics and Automation, 2004. Proceedings. ICRA '04. 2004*, 5(April), pp. 4314–4319. doi: 10.1109/ROBOT.2004.1302396.

Bibliographie

IFR (2016) *IFR - Presentation market overview 2016*. Available at: https://ifr.org/downloads/press/02_2016/Presentation_market_overviewWorld_Robotics_29_9_2016.pdf (Accessed: 11 August 2017).

Ikits, M. and Hollerbach, J. M. (1997) 'Kinematic calibration using a plane constraint', in *Proceedings of International Conference on Robotics and Automation*. albuquerque, NM, USA, pp. 3191–3196. doi: 10.1109/ROBOT.1997.606774.

ISO 9283, I. (1993) *Manipulating Industrial Robots – Performance Criteria and Related Test Methods*.

Janot, A., Vandanjon, P.-O. and Gautier, M. (2014) 'A Generic Instrumental Variable Approach for Industrial Robot Identification', *IEEE Trans. Control Syst. Technol.*, 22(1), pp. 132–145. doi: 10.1109/TCST.2013.2246163.

Khalil, W. and Dombre, E. (2000) *Modélisation et commande des robots*. Hermes Science Publications.

Khalil, W. and Dombre, E. (2012) 'Bases de la modélisation et de la commande des robots robots-manipulateurs de type série', pp. 1–52.

Khalil, W. and Kleinfinger, J.-F. (1986) 'A new geometric notation for open and close-loop robots', in *Conference International on Robotics and Automation*. USA, pp. 1174–1179.

Khorasani, K. (1990) 'Nonlinear Feedback Control of Flexible Joint Manipulators: A Single Link Case Study', *IEEE Transactions on Automatic Control*, 35(10), pp. 1145–1149. doi: 10.1109/9.58558.

Kokotovic, P., Khali, H. and O'reilly, J. (1987) *Singular perturbation methods in control: analysis and design*. Philadelphia: Society for Industrial and Applied Mathematics.

Kozuszek, K. (2005) *KUKA Robotics Corporation Announces New KUKA KR 100-2 PA Palletizing Robot; New Carbon Fiber Composite Robot Increases Productivity for Medium Payload Palletizing Applications*. Available at: <https://www.businesswire.com/news/home/20050217005533/en/KUKA-Robotics-Corporation-Announces-New-KUKA-KR> (Accessed: 6 April 2018).

Lehmann, C. *et al.* (2013) 'Robot joint modeling and parameter identification using the clamping method', *IFAC Proceedings Volumes (IFAC-PapersOnline)*, pp. 813–818. doi: 10.3182/20130619-3-RU-3018.00226.

- Liu, C., Xiang, X. and Poignet, P. (2011) ‘Adaptive tracking control of rigid-link flexible-joint robot manipulator with uncertainties’, in *IFAC Proceedings Volumes (IFAC-PapersOnline)*. Milano, Italy: IFAC, pp. 10300–10306. doi: 10.3182/20110828-6-IT-1002.02347.
- Ljung, L. (2011) *System identification toolbox, The Matlab user’s guide*.
- Lozano, R. *et al.* (1999) ‘PD control of robot manipulators with joint flexibility, actuators dynamics and friction’, *Automatica*, 35(10), pp. 1697–1700. doi: 10.1016/S0005-1098(99)00083-7.
- M’Saad, M. and Chabassier, J. (2012) ‘Commande adaptative des systèmes’, *Techniques de l’Ingénieur*, (0), pp. 0–25.
- Makarov, M. (2013) *Contribution à la modélisation et la commande robuste de robots manipulateurs à articulations flexibles. Applications à la robotique interactive*. Supélec. Available at: <https://hal.archives-ouvertes.fr/tel-00844738>.
- Meggiolaro, M. A. and Dubowsky, S. (2000) ‘An analytical method to eliminate the redundant parameters in robot calibration’, in *the 2000 IEEE International Conference on Robotics & Automation*. San Francisco, CA, USA, pp. 3609–3615. doi: 10.1109/robot.2000.845294.
- Mejri, S. (2016) *Identification et modélisation du comportement dynamique des robots d’usinage*. Université Blaise Pascal - Clermont II.
- Merlet, J.-P. (2006) *Parallel Robots*. Springer. doi: 10.1007/1-4020-4133-0.
- Moberg, S. (2010) *Modeling and Control of Flexible Manipulators*. doi: 10.7210/jrsj.12.172.
- Moussavi, S. (2016) *Analyse de la stabilité e de la coupe d’un procédé d’usinage robotisé*. Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II.
- Nabat, V. (2007) *Robots parallèles à nacelle articulée Du concept à la solution industrielle pour le pick-and-place*. Université Montpellier II.
- Nagata, F. *et al.* (2007) ‘CAD/CAM-based position/force controller for a mold polishing robot’, *Mechatronics*, 17(4–5), pp. 207–216. doi: 10.1016/j.mechatronics.2007.01.003.
- Olabi, A. (2011) *Amélioration de la précision des robots industriels pour des applications d’usinage à grande vitesse*. École Nationale Supérieure d’Arts et Métiers.
- Olabi, A. *et al.* (2012) ‘Improving the accuracy of industrial robots by offline compensation of joints errors’, *2012 IEEE International Conference on Industrial Technology, ICIT 2012*,

Bibliographie

Proceedings, pp. 492–497. doi: 10.1109/ICIT.2012.6209986.

Östring, M., Gunnarsson, S. and Norrlöf, M. (2003) ‘Closed-loop identification of an industrial robot containing flexibilities’, *Control Engineering Practice*, 11(3), pp. 291–300. doi: 10.1016/S0967-0661(02)00114-4.

Oueslati, M. (2013) *Contribution à la modélisation dynamique , l’identification et la synthèse de lois de commande adaptées aux axes flexibles d’un robot industriel*. Arts et Métiers ParisTech - Centre de Lille.

Paccot, F., Andreff, N. and Martinet, P. (2009) ‘A Review on the Dynamic Control of Parallel Kinematic Machines: Theory and Experiments’, *The International Journal of Robotics Research*, 28(3), pp. 395–416. doi: 10.1177/0278364908096236.

Pateloup, V. *et al.* (2006) ‘HSM-adapted tool path calculation for pocketing’, *Machining Science and Technology*. Taylor & Francis, 10(2), pp. 181–196. doi: 10.1080/10910340600710063.

Perumaal, S. S. and Jawahar, N. (2013) ‘Automated trajectory planner of industrial robot for pick-and-place task’, *International Journal of Advanced Robotic Systems*, 10. doi: 10.5772/53940.

Piazzzi, A. and Visioli, A. (2000) ‘Global minimum-jerk trajectory planning of robot manipulators’, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 47(1), pp. 140–149. doi: 10.1109/41.824136.

Priel, M. (1990) *Les robots industriels : caractéristiques, performance et choix*,. collection AFNOR Technique.

Qin, J. (2013) *Commande hybride position/force robuste d’un robot manipulateur utilisé en usinage et/ou en soudage*. Arts et Métiers ParisTech - Centre de Metz.

Rahimi, H. N. and Nazemizadeh, M. (2013) ‘Dynamic analysis and intelligent control techniques for flexible manipulators: a review’, *Advanced Robotics*, 28(2), pp. 63–76. doi: 10.1080/01691864.2013.839079.

Rauf, A., Pervez, A. and Ryu, J. (2006) ‘Experimental results on kinematic calibration of parallel manipulators using a partial pose measurement device’, *IEEE Transactions on Robotics*, 22(2), pp. 379–384. doi: 10.1109/TRO.2006.862493.

- Rauf, A. and Ryu, J. (2001) 'Fully autonomous calibration of parallel manipulators by imposing position constraint', in *the 2001 IEEE International Conference on Robotics & Automation*. Seoul, Coréen, pp. 2389–2394. doi: 10.1109/ROBOT.2001.932979.
- Renaud, P. *et al.* (2005) 'Kinematic Calibration of Parallel Mechanisms: A Novel Approach Using Legs Observation', *Robotics, IEEE Transactions on Robotics*, 21(4), pp. 529–538. doi: 10.1109/TRO.2005.847606.
- Renders, J.-M. *et al.* (1991) 'Kinematic Calibration and Geometrical Parameter Identification for Robots', *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 7(6), pp. 721–732. doi: 10.1109/70.105381.
- Rostami Kandroodi, M. *et al.* (2011) 'Variable structure control and anti-control of flexible joint manipulator with experimental validation', *2011 IEEE International Conference on Mechatronics, ICM 2011 - Proceedings*, pp. 294–299. doi: 10.1109/ICMECH.2011.5971298.
- Sayahkarajy, M., Mohamed, Z. and Faudzi, A. A. M. (2016) 'Review of modelling and control of flexible-link manipulators', *Journal of systems and control engineering*. doi: 10.1177/0959651816642099.
- Siciliano, B. and Khatib, O. (2008) *Handbook of Robotics*. Springer.
- Spong, M. W. (1987) 'Modeling and Control of Elastic Joint Robots', *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 109(4), p. 310. doi: 10.1115/1.3143860.
- Stäubli (2018) *Stäubli, 2018*. Available at: http://www.wikiwand.com/de/Stäubli_International (Accessed: 29 January 2018).
- Subrin, K. (2013) *Optimisation du comportement de cellules robotiques par gestion des redondances : application à la découpe de viande et à l ' Usinage Grande Vitesse*. Université Blaise Pascal - Clermont II.
- Sweet, L. M. and Good., M. C. (1984) 'Re-definition of the robot motion control problem: Effects of plant dynamics, drive system constraints, and user requirements', in *IEEE 23rd Conference on Decision and Control*, pp. 724–732. doi: 10.1109/CDC.1984.272105.
- Thompson, S. E. and Patel, R. V. (1987) 'Formulation of Joint Trajectories for Industrial Robots Using B-Splines', *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, IE-34(2), pp. 192–199. doi: 10.1109/TIE.1987.350954.

Bibliographie

Tomei, P. (1991) 'A Simple PD Controller for Robots with Elastic Joints', *IEEE Transactions on Automatic Control*, 36(10), pp. 1208–1213. doi: 10.1109/9.90238.

Tsai, M. S., Nien, H. W. and Yau, H. T. (2010) 'Development of a real-time look-ahead interpolation methodology with spline-fitting technique for high-speed machining', *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 47(5–8), pp. 621–638. doi: 10.1007/s00170-009-2220-7.

Veitschegger, W. and Chi-haur Wu (1987) 'A method for calibrating and compensating robot kinematic errors', in *Proceedings. 1987 IEEE International Conference on Robotics and Automation*. Raleigh, NC, USA, pp. 39–44. doi: 10.1109/ROBOT.1987.1087839.

Wang, J., Zhang, H. and Fuhlbrigge, T. (2009) 'Improving Machining Accuracy with Robot Deformation Compensation', *The 2009 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*. St. Louis, USA, pp. 3826–3831.

Wang, K. (2016) *Modélisation d'un robot manipulateur en en vue de la commande robuste en force utilisé en soudage FSW*. École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers.

Zhang, D. G. and Zhou, S. F. (2006) 'Dynamic analysis of flexible-link and flexible-joint robots', *Applied Mathematics and Mechanics (English Edition)*, 27(5), pp. 695–704. doi: 10.1007/s10483-006-0516-1.

Ziegler, J. G. and Nichols, N. B. (1942) 'Optimum settings for automatic controllers', *Transactions of the ASME*, 115(June 1993), pp. 220–222. doi: 10.1115/1.2899060.

Zou, T. *et al.* (2014) 'Parameter identification and controller design for flexible joint of Chinese space manipulator', *2014 IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics, IEEE ROBIO 2014*, pp. 142–147. doi: 10.1109/ROBIO.2014.7090321.

Développement d'une loi de commande avancée pour la maîtrise des vibrations des robots sériels à liaisons flexibles

Résumé

De nos jours, les exigences en productivité dans le monde industriel imposent aux robots un comportement optimal en termes de précision géométrique et dynamique, et en termes de temps de réponse. Ainsi, la présence des flexibilités dans les liaisons pivots des structures mécaniques légères se déplaçant à grande vitesse et sous charges importantes peut limiter dynamiquement la précision et le temps de stabilisation sur la pose finale du robot. La problématique traitée dans ces travaux concerne la maîtrise des vibrations des robots sériels à liaisons flexibles durant les opérations de prise et dépose (Pick and Place).

Dans ces travaux, nous effectuons une modélisation et une identification expérimentale des paramètres géométriques et dynamique d'un robot à liaisons flexible. Ce modèle sera utilisé dans la synthèse d'une loi de commande basée modèle dédiée aux robots à flexibilité articulaire. Cette stratégie permet de réduire les vibrations lors des phases exigeantes dynamiquement.

Des simulations sur un robot Scara sont alors conduites pour valider la pertinence de cette loi de commande qui intègre un modèle des flexibilités présentes dans les liaisons pivots dans le schéma de commande. Nous appliquons sur le même simulateur du robot à liaisons flexibles trois autres stratégies de commande afin de faire une comparaison (commande PD, commande dédiée aux robots rigides et commande ne considérant pas les amortissements). Le schéma de la loi de commande basée modèle permet de respecter la précision de pose finale avec une diminution du temps de stabilisation.

Finalement, Le calcul de l'erreur d'asservissement nous a permis de constater l'influence des erreurs de modélisation de la flexibilité sur la précision de la tâche. Dans ce contexte, une analyse de sensibilité aux paramètres influents est établie.

Mots clés : commande référencé modèle, robot sériel à articulation flexible, modélisation dynamique, identification dynamique, robot Scara

Development of an advanced control law for vibration control of flexible link serial robots

Abstract

Nowadays, the demand of productivity in the industrial world of robotics require robots to behave optimally in terms of geometric and dynamic accuracy and response time. Thus, the presence of flexibilities in rotational joints can dynamically limit the position control of manipulators having lighter arms, higher payload-to-weight ratio and doing tasks at high speed. The problem addressed in this work concerns the vibration control of serial robots with flexible joints performing Pick and Place tasks.

In this work, we carry out modelling and experimental identification of the geometric and dynamic parameters of a robot with flexible joints. This model is then used in the synthesis of a model-based control law dedicated to manipulators with flexible joints. This strategy reduces vibrations resulting from joints sensitivity during dynamically demanding phases.

Simulations on a Scara robot are then conducted to validate the relevance of the proposed control law which integrates joint flexibilities in the form of a feedback loop in the control diagram. To this end, three other control strategies (PD control, control dedicated to rigid structures and control not considering damping) are applied to the same simulator in order to make a comparative analysis. The diagram of the model-based control law allows to respect the set point with a reduction in the stabilization time.

Finally, the calculation of the servo error allowed us to see the influence of flexibility modeling errors on the accuracy of the task. In this context, the sensitivity of this control law is evaluated through a sensitivity analysis.

Keywords: based model control law, flexible link serial robot, dynamic modeling and calibration, Scara robot