



N° d'ordre : 2013-10-TH



THÈSE DE DOCTORAT

Domaine : STIC

Spécialité : Automatique

**École Doctorale « Sciences et Technologies de l'Information,
des Télécommunications et des Systèmes »**

Présentée par :

Maria MAKAROV

Sujet :

**Contribution à la Modélisation et la Commande Robuste
de Robots Manipulateurs à Articulations Flexibles
- Applications à la Robotique Interactive**

Soutenue le 21 mai 2013 devant les membres du jury :

M.	Didier	DUMUR	Supélec	Co-encadrant
M.	Maxime	GAUTIER	IRCCYN	Rapporteur
M.	Mathieu	GROSSARD	CEA LIST	Co-encadrant
M.	Edouard	LAROCHE	Université de Strasbourg	Examinateur
M.	Philippe	POIGNET	LIRMM	Rapporteur
Mme	Isabelle	QUEINNEC	LAAS-CNRS	Examinatrice
M.	Pedro	RODRIGUEZ-AYERBE	Supélec	Directeur de thèse
M.	Eric	WALTER	LSS	Président du jury

Résumé

Le développement actuel de robots manipulateurs dédiés à l'interaction avec l'homme permet d'envisager des scénarios d'assistance pour lesquels l'homme et le robot partagent un même espace de travail, aussi bien dans le contexte industriel de production que dans les domaines d'aide à la personne. Les flexibilités des structures mécaniques, innovantes et légères, conçues à cet effet, peuvent constituer une source de limitations dynamiques pour la commande en position de tels robots, tout comme des robots industriels sous charge importante, en particulier lorsque les informations provenant de capteurs moteur sont seules disponibles.

La problématique traitée dans cette thèse concerne la commande de mouvement de robots manipulateurs à articulations flexibles à partir des seules mesures moteur, devant être performante malgré la présence des flexibilités, et compatible avec un scénario de fonctionnement interactif.

Le premier objectif de performance est atteint grâce à l'identification expérimentale d'un modèle flexible représentatif du système, et l'usage de ce modèle pour la synthèse de lois de commande prédictives et robustes. La procédure d'identification expérimentale mise en œuvre résulte en une caractérisation du système flexible dans le domaine fréquentiel adaptée à la synthèse de lois de commandes robustes. Afin de satisfaire à la fois les spécifications de performance en suivi de trajectoire, d'amortissement et de robustesse en stabilité, une structure de commande cascade est ensuite envisagée, composée d'une boucle interne amortissante, et d'une boucle externe mettant en œuvre des stratégies de commande prédictive et robuste. Les aspects prédictifs et robustes sont abordés à travers deux approches complémentaires fondées sur la commande prédictive de type GPC (*Generalized Predictive Control*) et la commande H_∞ . Des méthodes permettant d'une part de tenir compte de gabarits fréquentiels pour la robustification dans le cadre de la synthèse GPC, et d'autre part d'introduire un comportement anticipatif dans la synthèse H_∞ sont présentées. Les performances de ces deux stratégies sont analysées à travers une évaluation expérimentale des lois de commande ainsi synthétisées.

Le deuxième objectif de sécurité est abordé à travers un algorithme de détection de collisions du robot avec son environnement sans capteur d'effort et en présence d'incertitudes de modélisation. Afin de séparer efficacement les effets dynamiques des collisions de ceux des erreurs de modélisation, une stratégie de filtrage et de décision tenant compte de l'état du système est proposée. Afin de rendre la méthode proposée robuste aux variations paramétriques du système et de s'affranchir d'un nombre élevé d'expérimentations, une procédure d'adaptation en ligne des paramètres des filtres est mise en place. La validation expérimentale montre une très bonne sensibilité de détection, compatible avec les normes et les recommandations de sécurité relatives à la robotique collaborative.

Abstract

In the past few years, safety concerns in the context of human-robot interaction fostered the development of lightweight robot manipulators, with numerous applications in industrial and service fields where human operators and robot share the same physical workspace. These lightweight innovative mechanical structures often exhibit flexibilities which can limit performances of traditional control designs, especially when measurements from motor sensors are only available.

The present thesis addresses the problem of motion control of robot manipulators with flexible joints using motor sensors only, for an improved performance in presence of flexibilities, and compatible with an interactive operational scenario.

The primary objective of performance is achieved through the experimental identification of a flexible model of the system and the use of this model for the design of predictive and robust control laws. An experimental identification procedure is first proposed, providing a characterization of the flexible system in the frequency domain suitable for robust control design. In order to satisfy the requirements relative to the trajectory tracking, vibration damping and robust stability, a cascade control structure is considered, consisting of an inner damping loop and an outer predictive and robust control loop. Both predictive and robust properties are achieved through two complementary approaches based either on predictive (Generalized Predictive Control, GPC) or H_∞ control frameworks. The first approach consists in a robustification of predictive control laws under frequency constraints, and the second aims at introducing an anticipative behavior in the H_∞ design problem. An experimental evaluation and analysis of the two strategies is provided.

The second objective of security is addressed by the development of an algorithm for human-robot collision detection, without force sensors and in the presence of modeling uncertainties. In order to efficiently separate the dynamic effects of the collisions of the effects due to modeling errors, the proposed approach is based on a gray-box modeling of the residual between the applied and the estimated torques, appropriate filtering and state-dependent dynamic thresholding. An on-line adaptation of the parameters of the filters is proposed to avoid extensive identification experiments and to assure a good robustness of the detection algorithm to the variations in the system parameters under different operating conditions. The experimental evaluation demonstrates a good detection sensitivity consistent with the safety standards and recommendations for collaborative robotics.

Remerciements

Ces travaux de thèse ont été réalisés dans le cadre du projet Digiteo Roboteo, visant à la mise en œuvre d'une plate-forme robotique. Cette plate-forme a pour but le développement d'applications dans les domaines d'assistance robotique, de manipulation et des véhicules autonomes.

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude à MM. Didier Dumur, Mathieu Grossard et Pedro Rodriguez-Ayerbe, mes co-encadrants et directeur de thèse, qui par leur encadrement parfait ont contribué à ce que ce travail de recherche se déroule dans les meilleures conditions. Je les remercie pour leurs nombreux conseils, leur disponibilité et leur soutien tout au long de ces trois années de thèse. Je souhaiterais de plus remercier M. Didier Dumur, tout d'abord pour ses cours d'Automatique qui ont confirmé mon intérêt pour cette discipline lors de ma 2^e année d'études d'ingénieur, et ensuite en tant que Chef du Département Automatique de Supélec, pour avoir cru en mes capacités.

Je remercie MM. Yann Perrot et Patrick Boucher pour m'avoir accueillie, respectivement, au Laboratoire de Robotique Interactive du CEA-LIST et au Département Automatique de Supélec, et m'avoir donné l'opportunité d'effectuer une thèse en lien avec les domaines qui m'ont toujours intéressée.

J'adresse toute ma reconnaissance aux membres du jury de soutenance de thèse pour leurs observations enrichissantes et leurs conseils. Je remercie tout spécialement M. Maxime Gautier, Professeur à l'IRCCyN, et M. Philippe Poignet, Professeur au LIRMM, pour avoir accepté d'être rapporteurs de ma thèse. Je remercie vivement M. Eric Walter, Directeur de Recherche CNRS au LSS, de m'avoir fait l'honneur de présider mon jury, ainsi que Mme Isabelle Queinsec, Directeur de Recherche CNRS au LAAS-CNRS, et M. Edouard Laroche, Professeur à l'Université de Strasbourg, pour avoir accepté d'y participer.

Je souhaite remercier l'ensemble de mes collègues du Laboratoire de Robotique Interactive du CEA LIST. Je remercie Alex Caldas pour la collaboration à l'occasion de son travail de fin d'études qui a permis la mise en œuvre expérimentale d'une nouvelle méthode de détection de collisions, ainsi que toutes les personnes dont l'aide et l'expérience m'ont été précieuses pour la compréhension des systèmes robotiques en général et du robot ASSIST en particulier - Julie Bonnemason, Catherine Bidard, Pascal Chambaud, Frank Geffard, Philippe Garrec, Nolwenn Kammerer, Fares Kfoury, Xavier Lamy, Dominique Ponsort, Alain Riwan, Alexandre Verney. Merci à Marc Itchah et Benoît Perochon pour les dépannages ayant permis de maintenir le bras robot ASSIST en bonne santé. Je remercie également les doctorants Benoit Huard, Julie Dumora, Niccolo Tosi, Pauline Maurice et Frank Gonzalez.

Mes sincères remerciements vont aux membres du Département Automatique de Supélec,

Dominique Beauvois, Gilles Duc, Emmanuel Godoy, Sorin Olaru, Guillaume Sandou, Houria Siguerdidjane, Cristina Stoica, Sihem Tebbani, Cristina Vlad, ainsi qu'à tous les doctorants du Département.

Je remercie Anne Goué, Elodie Rénividaud et Josiane Dartron pour leur aide précieuse dans toutes les questions administratives, ainsi que Léon Marquet pour les dépannages informatiques.

Je remercie mes parents, mes grands-parents et mes amis pour leurs encouragements et leur soutien.

Table des matières

1	Introduction	1
1.1	Contexte de l'étude	1
1.1.1	Assistant robotique en milieu industriel	2
1.1.2	Des robots légers et flexibles	4
1.2	Objectifs de la thèse	5
1.2.1	Dispositif expérimental - le robot ASSIST	5
1.2.2	Cahier des charges	8
1.2.2.1	Commande de mouvement	8
1.2.2.2	Interaction sûre	8
1.2.3	Problématiques de recherche	9
1.3	Organisation du document	10
2	Robots manipulateurs à articulations flexibles - modélisation et commande	11
2.1	Modèles de robots manipulateurs	12
2.1.1	Terminologie générale	12
2.1.2	Robots à corps et articulations rigides	12
2.1.2.1	Description géométrique	12
2.1.2.2	Modèle dynamique rigide	13
2.1.3	Robots à corps rigides et articulations flexibles	14
2.1.3.1	Origine des flexibilités	14
2.1.3.2	Modèles dynamiques à articulations flexibles	15
2.2	Commande de robots à articulations flexibles	18
2.2.1	Approche par perturbation singulière	19
2.2.2	Linéarisation et compensations	21
2.2.2.1	Linéarisation par bouclage	21
2.2.2.2	Commande autour d'une trajectoire	24
2.2.2.3	Compensation de gravité	25
2.2.3	Approches de commande particulières	25
2.2.3.1	Contrôle de vibrations	25
2.2.3.2	Commande adaptative	26
2.2.3.3	Commande robuste	27
2.2.3.4	Mesures réduites et observateurs	28
2.2.3.5	Autres approches de commande	29
2.3	Discussion	30
3	Identification pour la commande de robots à articulations flexibles	31
3.1	Méthodes d'identification de robots manipulateurs	32

3.1.1	Identification de robots rigides	32
3.1.2	Identification de robots à articulations flexibles	34
3.1.2.1	Identification à partir de mesures complémentaires	34
3.1.2.2	Identification à partir de mesures moteur seules	37
3.1.2.3	Discussion	39
3.2	Analyse du système expérimental	40
3.2.1	Principe d'actionnement	40
3.2.2	Evaluation de la linéarité des transmissions	41
3.3	Approche d'identification pour la commande	44
3.3.1	Objectifs et modélisation	45
3.3.1.1	Motivations et résumé de la méthode proposée	45
3.3.1.2	Pré-compensation rigide	47
3.3.2	Identification	50
3.3.2.1	Mise en place du protocole expérimental	50
3.3.2.2	Estimations de réponses fréquentielles multivariables	53
3.3.2.3	Identification des paramètres flexibles	54
3.3.3	Application au robot ASSIST	55
3.3.3.1	Protocole expérimental	55
3.3.3.2	Résultats expérimentaux	58
3.3.3.3	Caractérisation des incertitudes	62
3.4	Conclusion	63
4	Commande de mouvements prédictive robuste	65
4.1	Position du problème de commande	66
4.1.1	Exemple introductif	66
4.1.2	Structure générale de commande proposée	68
4.1.2.1	Approche de commande générale	68
4.1.2.2	Structure cascade pour l'amortissement de vibrations	69
4.1.3	Cahier des charges de la boucle de commande externe	73
4.1.3.1	Suivi de trajectoire articulaire	73
4.1.3.2	Fonctions de transferts d'intérêt	74
4.2	Commande prédictive robuste	75
4.2.1	Commande prédictive et robotique	76
4.2.1.1	Principe général	76
4.2.1.2	Applications en robotique	77
4.2.2	Commande prédictive de type GPC	80
4.2.2.1	Méthode de synthèse	80
4.2.2.2	Robustification de lois de commande GPC	82
4.2.3	Application au cas du robot ASSIST	85
4.2.3.1	Synthèse à partir du modèle double intégrateur	86
4.2.3.2	Application de lois de commande robustifiées	90
4.3	Commande H_∞ pour le suivi de trajectoire	93
4.3.1	Applications de la commande H_∞ en robotique	93
4.3.2	Commande H_∞ classique	95
4.3.2.1	Approche standard	95
4.3.2.2	Application au cas du robot ASSIST	95
4.3.3	Commande H_∞ à deux degrés de liberté et anticipation	100

4.3.3.1	Principe général et exemples	100
4.3.3.2	Application au cas du robot ASSIST	101
4.4	Comparaison expérimentale	108
4.4.1	Suivi moteur	108
4.4.2	Rejet de perturbations au niveau de l'effecteur du robot	112
4.5	Conclusion	115
5	Vers une interaction sûre avec l'opérateur humain	117
5.1	Robots collaboratifs et sécurité	118
5.1.1	Evaluation des risques	118
5.1.2	Méthodes de détection de collision	120
5.2	Détection de collision sous incertitudes de modélisation	121
5.2.1	Nécessité de méthodes avancées de détection	121
5.2.1.1	Exemple introductif	121
5.2.1.2	Analyse de la génération de résidus	123
5.2.2	Méthode proposée	125
5.2.2.1	Modélisation du résidu	125
5.2.2.2	Evaluation du résidu - filtrage et seuil dynamique	126
5.2.2.3	Formulation récursive	127
5.2.3	Mise en œuvre expérimentale	130
5.2.3.1	Réglages et analyse préliminaire	130
5.2.3.2	Caractérisation expérimentale de la sensibilité	134
5.3	Conclusion	139
	Conclusion générale	141
	Bibliographie	145
	Publications personnelles	161
	Annexe A Dispositif expérimental et pré-déterminations	163
A.1	Dispositif expérimental	163
A.2	Paramètres des corps rigides	163
A.2.1	Description géométrique	163
A.2.2	Paramètres dynamiques du robot 2 axes	165
A.3	Dispositif expérimental de mesure externe	167
	Annexe B Effets de pré-compensations - étude des systèmes linéarisés	169
B.1	Forme d'état en fonction de θ et q	169
B.1.1	Linéarisation	169
B.1.2	Evaluation d'une pré-compensations fondée sur le modèle rigide	170
B.2	Forme d'état en fonction de θ	171
	Annexe C Outils mathématiques	173
	Annexe D Paramétrisation de Youla	175
	Annexe E Critères de sécurité	177

Table des figures

1.1	Coûts de production selon le volume et le type d'automatisation du poste (Hägele et al., 2002).	2
1.2	Assistant robotique sur chaîne de production.	3
1.3	Scénario de fonctionnement interactif avec détection de collision, réaction à une collision détectée et reprise du fonctionnement nominal.	4
1.4	Robot ASSIST avec les deux axes actionnés j_3, j_4 et les autres ddl.	7
1.5	Architectures des bras humain et robotique.	7
2.1	Agencement des corps dans une chaîne cinématique ouverte et repères associés.	13
2.2	Représentation schématique de l'articulation rigide i avec l'inertie moteur J_{mot} , l'inertie de l'étage de réduction J_{red} et l'inertie côté charge M_{ii}	13
2.3	Éléments de transmission flexibles.	15
2.4	Représentation schématique d'une articulation flexible.	16
2.5	Représentation schématique d'un robot 2 axes à corps rigides et articulations flexibles.	16
2.6	Structure de commande cascade dans l'approche par perturbation singulière.	20
2.7	Commande linéarisante par bouclage pour le suivi de trajectoire.	23
2.8	Commande autour d'une trajectoire nominale.	24
2.9	Modèle monovariable simplifié avec perturbation (Hori et al., 1994; Park et Lee, 2007; Bang et al., 2010).	29
3.1	Modèle d'une articulation flexible à 3 corps	38
3.2	Vérin à câble.	40
3.3	Brins long et court constitutifs de la boucle de câble.	41
3.4	Caractéristique statique qualitative de la raideur d'une transmission.	42
3.5	Comparaison des angles moteur et articulaire reconstruit pour des mouvements quasi-statiques des axes 3 et 4.	43
3.6	Absence d'hystérésis notable.	43
3.7	Réponse articulaire à un créneau filtré de position moteur (axe 3).	44
3.8	(a) Boucle de compensation interne appliquée au robot ASSIST et (b) représentation équivalente pour la commande.	45
3.9	Résumé de l'approche d'identification pour la commande proposée.	46
3.10	Réponse fréquentielle théorique locale d'un robot à deux ddl flexible pré-compensé sur modèle rigide.	49
3.11	Schéma d'identification en boucle fermée.	51
3.12	Configurations utilisées pour l'estimation expérimentale des réponses fréquentielles.	55

3.13	Spectre plat - influence de l'amplitude sur la réponse fréquentielle de l'axe 4 (bleu : amplitude A_1 , rouge : amplitude $A_2 > A_1$).	57
3.14	Apports d'un spectre de référence modifié (bleu) par rapport à un spectre de référence plat (rouge) - exemple de l'axe 4.	57
3.15	Réponses fréquentielles expérimentales de (Σ) en fonction des configurations testées, et configuration nominale P1 (rouge).	58
3.16	Cohérences pour l'estimation en configuration P1.	59
3.17	Spectres des signaux d'entrée et de sortie pour les deux axes pour les différentes réalisations d'un signal d'entrée (gris foncé), valeurs moyennes (bleu) et niveau de bruit associé (gris clair).	60
3.18	Réponses multivariées expérimentale \hat{G}_0 (points) et paramétrique théorique G_0 (trait continu) dans la configuration nominale P1, et écart-type empirique de l'estimateur non paramétrique $\hat{\sigma}_{\hat{G}}$ (pointillés).	61
3.19	Phases des réponses multivariées expérimentale \hat{G}_0 (points) et paramétrique théorique G_0 (trait continu) dans la configuration nominale P1.	61
3.20	Amplitudes de la différence $G_0(\omega_k) - \hat{G}_i(\omega_k)$ en fonction des configurations et valeur maximale représentative de l'incertitude $\Delta_G(\omega_k)$	63
4.1	Référence et erreur en suivi moteur obtenue avec deux réglages différents d'une commande PD appliquée à (Σ)	67
4.2	Effet d'une perturbation (masse de 1kg supprimée brusquement en bout de bras) pour deux réglages différents d'une commande PD appliquée à (Σ)	67
4.3	Rappel de la structure avec (a) une boucle de compensation interne, et (b) représentation équivalente pour la commande.	68
4.4	Schéma-bloc de la structure de commande HAC/LAC.	69
4.5	Superposition des lieux des pôles discrets en boucle fermée pour les axes 3 et 4, en fonction du gain g_i de la boucle interne (le diagramme est symétrique par rapport à l'axe réel).	71
4.6	Schéma bloc de la structure de commande HAC/LAC - représentation équivalente après amortissement.	71
4.7	Valeurs singulières maximales des incertitudes liées à G_Δ (avant amortissement) et G_Δ^d (après amortissement), notées respectivement $\bar{\sigma}(\Delta_G)$ et $\bar{\sigma}(\Delta_G^d)$, et approximation de cette dernière par le filtre W_Δ	72
4.8	Schéma d'analyse de la robustesse de la stabilité.	72
4.9	Suivi d'une trajectoire moteur pré-définie à partir de la trajectoire articulaire.	74
4.10	Schéma de commande général - notations employées pour les signaux.	75
4.11	Principe de l'horizon glissant dans la commande prédictive.	76
4.12	Commande GPC - correcteur polynomial RST équivalent.	81
4.13	Système incertain et commande RST - exemple de l'incertitude additive directe.	84
4.14	Effets du polynôme de perturbation $C(z^{-1})$	87
4.15	Evaluation du correcteur GPC sur le système flexible.	88
4.16	Expérience de suivi de trajectoire - position de l'axe 3 obtenue avec les correcteurs PID, CTC et GPC2 sans charge.	88
4.17	Expérience de suivi de trajectoire - erreurs et courants moteurs obtenus avec les correcteurs PID, CTC et GPC2 sans charge.	89

4.18	Expérience de suivi de trajectoire - erreurs moteur obtenues avec les correcteurs PID, CTC et GPC2 avec et sans charge (les courbes correspondant au GPC sont superposées).	89
4.19	Diagrammes de Bode des modèles amortis et des modèles simplifiés considérés pour la synthèse de la commande GPC robustifiée.	90
4.20	Réponses indicielles discrètes des modèles amortis et des modèles simplifiés considérés pour la synthèse de la commande GPC robustifiée.	91
4.21	Gabarit temporel sur le rejet de perturbation en entrée, et réponses temporelles avant et après robustification de la commande GPC (modèle de synthèse). . .	92
4.22	Transferts KS_y pour la commande GPC avant et après robustification évalué sur le modèle amorti complet, comparés à la borne de robustesse $1/W_\Delta$ (zones de dépassement ombrées).	92
4.23	Problème H_∞ standard.	95
4.24	Système augmenté pour la synthèse de la commande H_∞ à 1 ddl.	96
4.25	Condition de stabilité robuste - comparaison du correcteur CTC1 avec le correcteur H_∞ à 1 ddl et structure HAC/LAC.	98
4.26	Réponses indicielles dans les sept configurations d'identification obtenues avec le correcteur H_∞ à 1 ddl et structure HAC/LAC.	98
4.27	Signaux de référence moteur pour l'expérience de suivi.	99
4.28	Erreur moteur obtenue avec le correcteur CTC1 (rouge) et le correcteur H_∞ à 1 ddl et structure HAC/LAC (bleu).	99
4.29	Principe de la commande avec <i>preview</i>	100
4.30	Structures de commande avec <i>preview</i> de référence ou de perturbation (Peng et Tomizuka, 1991).	101
4.31	Schéma de commande à deux degrés de liberté avec anticipation.	102
4.32	Correcteurs <i>feedback</i> continus initiaux et réduits.	103
4.33	Transferts en boucle fermée du modèle d'évaluation avec le correcteur <i>feedback</i> non réduit discrétisé (traits pleins), et pondérations utilisées dans la synthèse pour les axes 3 et 4 (traits pointillés).	105
4.34	Correcteurs <i>feedforward</i> continus initiaux et réduits.	105
4.35	Comparaison du correcteur complet <i>feedback</i> et <i>feedforward</i> avec le correcteur <i>feedback</i> seul à travers les transferts S_y et KS_y (modèle d'évaluation non simplifié).	106
4.36	Evaluation en simulation du correcteur complet <i>feedback</i> et <i>feedforward</i> sur le modèle d'évaluation non simplifié : comparaison des réponses temporelles indicielles obtenues avec le correcteur <i>feedback</i> , et rejet de perturbation (pas d'effet du correcteur <i>feedforward</i>).	107
4.37	Comparaison de l'erreur moteur en suivi de trajectoire avec les correcteurs GPC avant robustification (rouge), GPC après robustification (bleu), et CTC2 (gris).	109
4.38	Comparaison de l'erreur moteur en suivi de trajectoire avec les correcteurs GPC après robustification (bleu), H_∞ à 2 ddl et anticipation (vert), et CTC2 (gris).	110
4.39	Erreur moteur en suivi de trajectoire avec le correcteur GPC avant robustification sans charge (trait plein) et avec charge de 1kg (trait pointillé).	111
4.40	Erreur moteur en suivi de trajectoire avec le correcteur GPC robustifié sans charge (trait plein) et avec charge de 1kg (trait pointillé).	111

4.41	Erreur moteur en suivi de trajectoire avec le correcteur Hinf à 2 ddl et anticipation sans charge (trait plein) et avec charge de 1kg (trait pointillé).	112
4.42	Rejet de perturbation avec les correcteurs GPC avant robustification (rouge), GPC après robustification (bleu) et CTC2 (gris).	113
4.43	Rejet de perturbation avec les correcteurs GPC robustifié (bleu) et H_∞ à 2 ddl et anticipation (vert).	113
4.44	Rejet de perturbation avec le correcteur GPC avant robustification sans charge (trait plein) et avec charge de 1kg (trait pointillé).	114
4.45	Rejet de perturbation avec le correcteur GPC robustifié sans charge (trait plein) et avec charge de 1kg (trait pointillé).	114
4.46	Rejet de perturbation avec le correcteur H_∞ à 2 ddl sans charge (trait plein) et avec charge de 1kg (trait pointillé).	114
5.1	Scénarios de contact possibles (Haddadin et al., 2009) : 1) impact sans contrainte, 2) impact avec contrainte partielle, 3) impact avec contrainte, 4) coincement dans la structure du robot, 5) impact secondaire.	118
5.2	Étapes d'un algorithme de détection de collision.	120
5.3	Mise en évidence des effets d'une collision non détectée à partir de la comparaison de deux essais identiques réalisés sans, puis avec collisions indiquées par les zones ombrées.	122
5.4	Comparaison du couple réel appliqué au robot avec le couple prévu par le modèle rigide identifié - couples et résidus pour une trajectoire sinusoïdale modulée en fréquence.	124
5.5	Dépendance du résidu à l'état du robot (exemple de l'axe 3, trajectoire en créneaux de vitesse d'amplitude croissante).	124
5.6	Méthodes d'évaluation du résidu - comparaison avec différents seuils en présence d'incertitudes de modélisation.	125
5.7	Procédure d'évaluation du résidu proposée, comportant une étape de filtrage et une comparaison avec un seuil dynamique.	127
5.8	Implantation pratique de la méthode d'évaluation de résidu proposée, avec adaptation des coefficients des filtres par moindres carrés récursifs (MCR), et filtrage additionnel.	131
5.9	Évaluation de l'algorithme sur l'exemple introductif - résidu (non filtré), et signal logique d'alerte produit par l'algorithme de détection.	132
5.10	Évaluation de l'algorithme sur l'exemple introductif - gain statique de $G_b^{-1}(z)$ en fonction du temps.	133
5.11	Évaluation de l'algorithme sur l'exemple introductif - diagramme de Bode de $G_b(z)$ au différents instants de la trajectoire.	134
5.12	Observabilité d'une force appliquée au niveau de l'effecteur en fonction de la configuration - couples articulaires correspondant à une force verticale de 1N, pour des positions de l'axe 3 et 4 comprises entre $-\pi/2$ et $\pi/2$	135
5.13	Représentation schématique des conditions de collision.	135
5.14	Dispositif expérimental.	136
5.15	Effets d'une force non détectée et trajectoire en position suivie.	136
5.16	Forces mesurées lors d'impacts détectés en fonction de la vitesse de collision et de la raideur, et signaux d'alertes produit par l'algorithme de détection. . .	137
5.17	Exemple de collision détectée sur l'axe 4.	138

5.18	Exemple de collision détectée sur l'axe 3.	139
A.1	Représentation schématique du dispositif expérimental.	163
A.2	Paramètres géométriques selon le formalisme DHM pour des structures ouvertes simples.	164
A.3	Modélisation géométrique et repères DHM associés.	164
A.4	Validation de l'identification rigide sur des trajectoires sinusoïdales autour de 0,2 ; 0,0 rad - axe 3 (amplitude 0,3rad, fréquence 0,3Hz) et axe 4 (amplitude 0,4rad, fréquence 0,5Hz)	166
A.5	Représentation schématique du dispositif expérimental pour la mesure au tracker laser.	167
B.1	Ensemble des configurations évaluées.	171
B.2	Variations du système linéarisé non compensé (bleu) et compensé avec prise en compte de l'inertie <i>totale</i> et gravité (rouge) en fonction de la configuration.	172
D.1	Boucle fermée avec correcteur stabilisant K_0	175

Liste des tableaux

1.1	Particularités des robots interactifs dans les fonctionnalités recherchées	3
1.2	Exemples de robots légers à 7 degrés de liberté	6
3.1	Méthodes d'identification de robots à articulations flexibles	35
3.2	Paramètres flexibles identifiés à partir de réponses fréquentielles dans différentes configurations.	62
4.1	Lois de commande proposées dans l'objectif de précision et robustesse.	69
4.2	Principaux transferts considérés.	75
4.3	Transfert P selon le type d'incertitude non structurée considérée.	84
4.4	Marges de stabilité des correcteurs GPC1 et GPC2 évalués sur le double intégrateur de synthèse.	86
4.5	Erreur de suivi moteur maximale avec ou sans charge obtenue pour les correcteurs synthétisés sous l'hypothèse rigide	88
4.6	Marges de stabilité des correcteurs GPC avant et après robustification évalué sur le modèle amorti non simplifié.	91
4.7	Marges de stabilité du correcteur H_∞ à 1 ddl.	97
4.8	Marges de stabilité des correcteurs <i>feedback</i> réduits discrétisés appliqués au modèle d'évaluation.	103
4.9	Résumé de la synthèse H_∞ à 2ddl et anticipation.	104
4.10	Résumé des lois de commande synthétisées dans ce chapitre.	108
4.11	Erreurs moteur maximales observées en suivi de trajectoire.	109
5.1	Forces minimales détectées dans les conditions expérimentales considérées. . .	138
A.1	Paramètres du modèle géométrique.	165
A.2	Paramètres du modèle dynamique inverse rigide - notations	165
A.3	Paramètres dynamiques identifiés.	166
E.1	Extrait des recommandations de l'IFA établissant les valeurs maximales des forces, pressions et constantes de déformation pour le corps humain (IFA, 2009).177	

Acronymes et abréviations

CARIMA	<i>Controlled AutoRegressive Integrated Moving Average</i>
CTC	<i>Computed Torque Control</i>
ddl	degré(s) de liberté
DHM	(formalisme de) Denavit-Hartenberg modifié
DMC	<i>Dynamic Matrix Control</i>
ETFE	<i>Empirical Transfer Function Estimate</i>
GPC	<i>Generalized Predictive Control</i>
LQG	(commande) Linéaire Quadratique Gaussienne
MCR	Moindres Carrés Récursifs
MDI	Modèle Dynamique Inverse
MGD	Modèle Géométrique Direct
MIMO	<i>Multiple Input Multiple Output (system)</i>
MPC	<i>Model Predictive Control</i>
SISO	<i>Single Input Single Output (system)</i>
TFD	Transformée de Fourier Discrète
PFC	<i>Predictive Functional Control</i>

Chapitre 1

Introduction

Sommaire

1.1	Contexte de l'étude	1
1.1.1	Assistant robotique en milieu industriel	2
1.1.2	Des robots légers et flexibles	4
1.2	Objectifs de la thèse	5
1.2.1	Dispositif expérimental - le robot ASSIST	5
1.2.2	Cahier des charges	8
1.2.2.1	Commande de mouvement	8
1.2.2.2	Interaction sûre	8
1.2.3	Problématiques de recherche	9
1.3	Organisation du document	10

1.1 Contexte de l'étude

Les nombreuses applications potentielles dans les domaines industriel, spatial, médical ou de service placent aujourd'hui l'interaction homme-robot (*Human Robot Interaction*, HRI) au cœur de la recherche robotique (Goodrich et Schultz, 2007). Au croisement de domaines d'ingénierie, d'informatique, des sciences sociales et cognitives, ce champ de recherche pluridisciplinaire a pour objectif la conception de systèmes robotiques dédiés à un fonctionnement interactif, ainsi que l'étude et l'évaluation de ces systèmes dans leur usage par l'homme.

La notion d'interaction est indissociable d'une communication entre l'homme et le robot, qui peut prendre différentes formes selon le contexte et s'établir notamment par le biais de signaux visuels ou auditifs, interfaces haptiques (à retour d'effort ou tactiles) ou neuronales. La proximité spatiale entre l'humain et le robot est l'un des critères fondamentaux définissant les modalités de cette communication. Ainsi, on parle de télé-opération ou télé-manipulation en cas d'interaction à distance, tandis que le partage d'un même espace par l'homme et le robot pose le problème de l'interaction physique (De Santis et al., 2008).

Cette dernière forme d'interaction présente un fort potentiel d'application dans le milieu industriel pour la réalisation collaborative de tâches complexes (EUROP, 2009). En effet, tandis que les machine-outils et les robots traditionnels sont utilisés pour effectuer des tâches spécialisées pré-programmées de façon autonome et dans un environnement isolé, certains

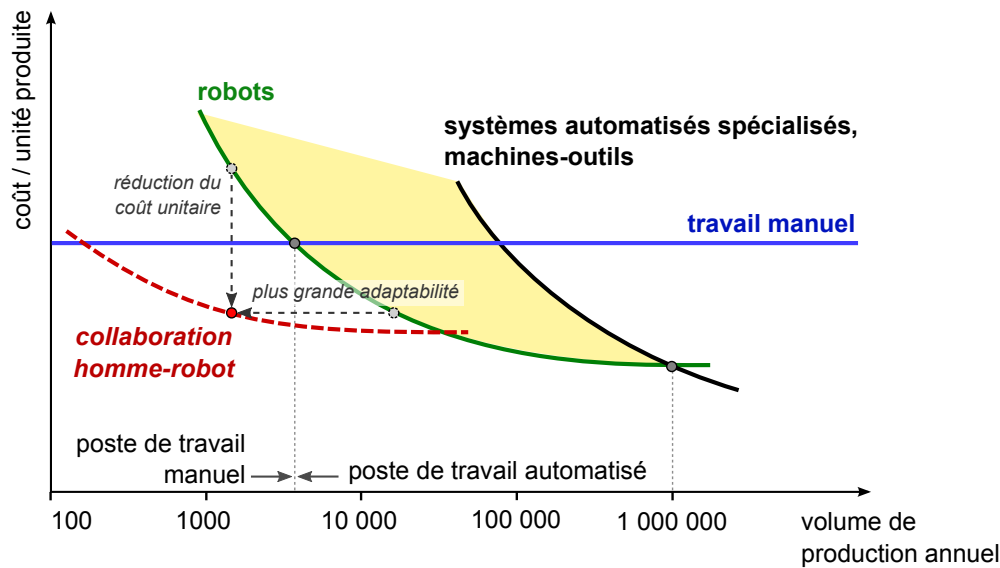


FIGURE 1.1 – Coûts de production selon le volume et le type d'automatisation du poste (Hägele et al., 2002).

procédés ne sont que partiellement automatisables. Ils requièrent par exemple des reconfigurations ou interventions fréquentes de la part de l'opérateur humain, et dépendent de ses capacités de perception, d'interprétation, de décision et d'apprentissage qui constituent son savoir-faire. Sont concernées en particulier les productions de faible ou moyen volume qui ne justifient pas le développement d'un robot spécialisé (Fig. 1.1) ou des tâches présentant une forte variabilité intrinsèque (Hägele et al., 2002).

Les applications visées par la robotique interactive dans le milieu industriel sont donc fondamentalement différentes de celles qui ont motivé la conception des robots industriels traditionnels. Les besoins spécifiques de l'interaction, vis-à-vis notamment de la sécurité, ont conduit au développement d'une catégorie particulière de robots manipulateurs. Ces robots se distinguent par leurs caractéristiques mécaniques et posent également des problèmes de commande spécifiques.

1.1.1 Assistant robotique en milieu industriel

Afin d'étudier plus en détail les fonctionnalités attendues des robots manipulateurs dans le contexte d'assistance dans le milieu industriel, nous considérerons dans la suite un fonctionnement de type « troisième bras » sur un poste de travail, où le robot peut réaliser des tâches aussi bien en mode autonome qu'en collaboration directe avec l'opérateur (Fig. 1.2).

Tandis que les manipulateurs industriels sont traditionnellement conçus dans l'objectif principal de précision et de rapidité dans un environnement structuré et isolé de l'homme, les robots interactifs destinés à évoluer dans un environnement ouvert doivent avant tout être sûrs. Sont notamment recherchées des propriétés de sécurité intrinsèque du robot et une réactivité vis-à-vis de son environnement physique (Table 1.1). Ces spécifications ont à la fois des conséquences sur la conception mécanique de robots manipulateurs interactifs et leur commande.

Le risque principal que subit l'opérateur lors d'une collaboration avec un système robotique

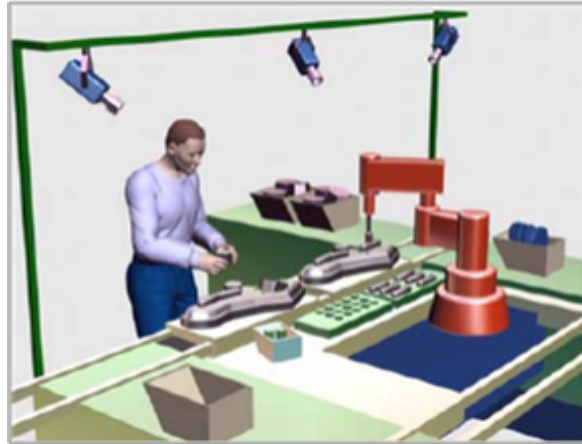


FIGURE 1.2 – Assistant robotique sur chaîne de production.

est celui de collisions pouvant entraîner des dommages corporels. Afin de prévenir les collisions inattendues, une planification en ligne de la trajectoire suivie par le robot en fonction de son environnement peut être envisagée, associée à un système de supervision intégrant simulation 3D et capteurs extéroceptifs¹ permettant de localiser l'opérateur humain (Kulić et Croft, 2007). Toutefois, en cas de contact imprévu, ce sont les propriétés intrinsèques du robot, ainsi que celles de la trajectoire et de la stratégie de commande, qui influent sur le niveau de danger encouru par l'opérateur.

Plusieurs études portant sur l'évaluation et la classification des blessures potentielles en cas d'interaction physique homme-robot sont actuellement en cours afin de déterminer les facteurs de risques principaux et d'établir à terme des normes de sécurité applicables dans le milieu industriel (Haddadin et al., 2009; Fryman et Matthias, 2012). Il a été montré que les risques associés à des contacts de différents types (quasi-statique ou dynamique, dans un espace libre ou contraint, contact avec le corps du robot ou un outil potentiellement pointu ou coupant) sont influencés principalement par la vitesse de collision, la masse et la rigidité du

1. Les capteurs *extéroceptifs* fournissent des informations permettant de situer le robot par rapport à son environnement, tandis que les capteurs *proprioceptifs* donnent l'accès à l'état interne du robot.

TABLEAU 1.1 – Particularités des robots interactifs dans les fonctionnalités recherchées

Robot traditionnel		Robot interactif
Fonctionnement en environnement isolé	↔	Partage sûr de l'espace de travail avec l'opérateur humain
Programmation en langage informatique par un spécialiste	↔	Programmation intuitive par l'opérateur (apprentissage par démonstration, <i>lead-through programming</i>)
Positionnement précis à vitesses élevées	↔	Positionnement précis et robuste à des vitesses compatibles avec la présence humaine
Pas d'interaction physique en fonctionnement	↔	Interaction fréquente avec l'opérateur, possible coopération et assistance au geste
Spécialisation pour un type de tâche fixe, peu de reconfigurations	↔	Adaptabilité à des tâches et des espaces de travail variés

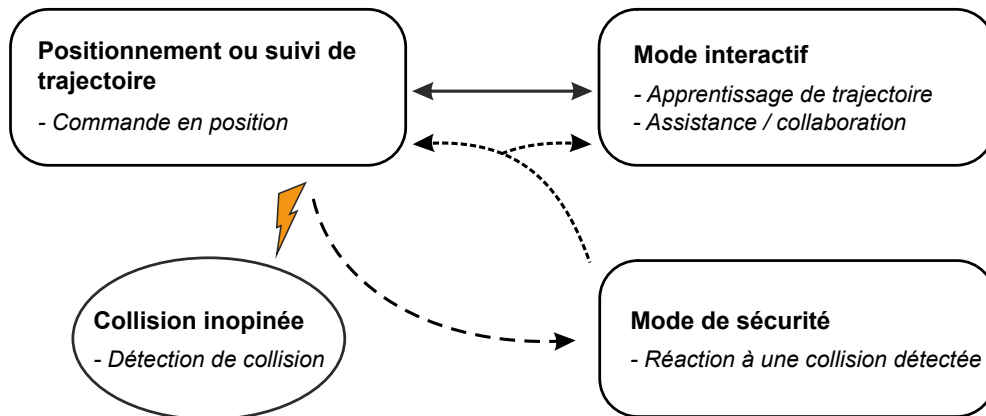


FIGURE 1.3 – Scénario de fonctionnement interactif avec détection de collision, réaction à une collision détectée et reprise du fonctionnement nominal.

robot, ainsi que le couple maximal développé. Les exigences envers les robots manipulateurs interactifs portent donc à la fois sur leur structure mécanique, le type de capteurs employé et la commande : (i) une structure mécanique du robot plus légère et plus souple présente moins de risques ; (ii) une sensibilité proprioceptive¹ du robot aux contacts extérieurs permet la mise en place de stratégies de détection de collision rapides et efficaces ; (iii) des stratégies de réaction adéquates doivent être mises en place dès qu’une collision est détectée.

Un scénario de fonctionnement tenant compte des particularités évoquées ci-dessus est présenté Fig. 1.3. Le comportement nominal inclut un mode de suivi de trajectoire pour les tâches autonomes et un mode interactif pour la collaboration. Une collision avec l’environnement provoque le passage dans un mode de sécurité, à partir duquel le fonctionnement nominal peut être repris sans danger.

1.1.2 Des robots légers et flexibles

En réponse aux exigences spécifiques formulées précédemment, des bras manipulateurs innovants se distinguant par leur conception légère et flexible (*lightweight robots*) ont connu récemment un essor considérable. Parmi les prototypes de recherche ou les manipulateurs légers commercialisés, citons le robot à deux bras Frida d’ABB (ABB, 2013), le Whole Arm Manipulator (WAM) de Barrett Technology (Barrett, 2013), le bras réversible ASSIST du CEA-LIST (Bonnemason et al., 2010), le robot à câbles ALEXA du Fraunhofer Institute (IFF, 2013), le Light-Weight Robot (LWR) de KUKA-DLR (KUKA, 2013; Bischoff et al., 2010), le modèle PA-10 de Mitsubishi (Higuchi et al., 2003), les robots Cyton de Robai (Robai, 2013), et les bras robotisés de Universal Robots (Universal Robots, 2013).

Malgré la grande diversité de conceptions mécaniques des manipulateurs précités, plusieurs caractéristiques communes peuvent être mises en évidence. En plus d’une masse réduite, ces robots présentent souvent une cinématique redondante et anthropomorphe à 7 ddl, proche de celle d’un bras humain, qui leur confère une dextérité accrue et une capacité d’intégration dans les espaces restreints. La sensibilité aux contacts extérieurs, permettant la détection d’anomalies (collision avec l’environnement) et rendant possible la manipulation du robot par

l'opérateur (apprentissage de trajectoire par démonstration, co-manipulation), est atteinte au moyen de capteurs additionnels, peaux artificielles ou grâce aux propriétés mécaniques intrinsèques comme la réversibilité. Enfin, ces robots sont plus flexibles que les robots industriels traditionnels, notamment du fait de principes d'actionnement spécifiques.

La sensibilité à l'environnement et la flexibilité peuvent être englobées dans la notion plus générale de *compliance* qui définit la capacité du robot à adopter un comportement souple vis-à-vis de son environnement. Lors de l'interaction homme-robot un comportement compliant est particulièrement souhaitable (Albu-Schaffer et al., 2008). La compliance peut être passive, résultant de la capacité de la structure mécanique à se déformer sous un effort extérieur, ou active, qui nécessite une mesure des efforts de contact et est atteinte grâce à l'asservissement des actionneurs (André, 1991). Certaines approches de compliance active sont réalisées par la commande et reposent sur l'utilisation de capteurs d'effort (commande en effort, commande en impédance, commande hybride force-position). Les actionneurs à raideur variable (*variable stiffness actuators*) constituent une autre direction de recherche (Bicchi et Tonietti, 2004; Zinn et al., 2004).

Lorsque les chaînes de transmission ne sont pas réversibles, la mise en place de capteurs d'effort est nécessaire afin de rendre le robot sensible aux contacts extérieurs. En cas d'un capteur d'effort situé à l'organe terminal, les forces appliquées en amont ne pourront pas être détectées. Dans un autre cas de figure, des capteurs de couple peuvent directement équiper les articulations du robot (ex. : KUKA-DLR LWR). En cas de réversibilité mécanique des actionneurs (rendements proches de l'unité), les efforts extérieurs sont reflétés avec une haute fidélité directement au niveau des couples moteurs (ex. : bras ASSIST).

Ce bref examen des fonctionnalités pour l'interaction homme-robot et des propriétés des robots légers met en évidence l'importance du choix des technologies d'actionnement et des capteurs dont est équipé le robot. Ces choix sont déterminants pour la mise en place de stratégies de commande efficaces. Quatre exemples de bras à 7 ddl sont comparés vis-à-vis de ces caractéristiques dans le Tableau 1.2.

1.2 Objectifs de la thèse



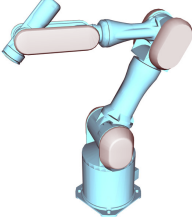
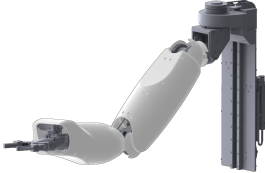
Tenant compte du contexte applicatif et des propriétés mécaniques distinctives des robots conçus pour l'interaction et du dispositif expérimental particulier considéré dans cette thèse, le cahier des charges pour la commande de manipulateurs légers et flexibles est établi vis-à-vis du scénario de fonctionnement présenté Fig. 1.3, et les problématiques de recherche résultantes sont ensuite formulées.

1.2.1 Dispositif expérimental - le robot ASSIST

La démarche de synthèse de lois de commande pour les robots légers et flexibles dédiés à l'interaction est illustrée dans ce travail à travers le cas du bras robotique ASSIST développé au CEA LIST dans le contexte de la manipulation robotisée à proximité de l'opérateur humain (Fig. 1.4). L'architecture mécanique du robot est de type série à 7 ddl, comportant deux segments principaux « bras » et « avant-bras ». Présentant des dimensions et une cinématique

anthropomorphes (Fig. 1.5), ce bras robotique a une capacité de charge de 3kg pour une masse propre de 9,3kg.

TABLEAU 1.2 – Exemples de robots légers à 7 degrés de liberté ¹

Robot	Spécifications ²	Technologie d'actionnement et instrumentation
 KUKA-DLR LWR	$m_r = 16$ kg $m_c = 7$ kg $l^p = 0,936$ m	<ul style="list-style-type: none"> • réducteurs Harmonic drive[®] • jauges de contrainte intégrées, capteurs de positions moteurs et articulaires
 Barrett WAM	$m_r^{\text{bras}} = 5,8$ kg $m_r^{\text{total}} = 27$ kg $m_c = 3$ kg $l^p = 1$ m	<ul style="list-style-type: none"> • transmissions à câbles sans engrenages • capteurs de positions moteurs (et articulaires)
 Mitsubishi PA10-7CE	$m_r = 38$ kg $m_c = 10$ kg $l^a = 0,93$ m	<ul style="list-style-type: none"> • servo-moteurs AC, réducteurs Harmonic drive[®] • capteurs de positions moteurs
 Bras ASSIST (CEA-LIST)	$m_r = 9,3$ kg $m_c = 3$ kg $l^a = 0,8$ m	<ul style="list-style-type: none"> • transmissions à câbles, moto-réducteurs • capteurs de positions moteurs

¹ : (KUKA, 2013; Barrett, 2013; Higuchi et al., 2003; Bonnemason et al., 2010)

² : m_r - masse du robot, m_c - charge utile

l - dimension caractéristique (distance maximale entre articulations l^a ou portée l^p)

Le système d'actionnement du robot repose sur des vérins à câbles entraînés par des moteurs à courant continu (Garrec, 2001). Cette technologie peu encombrante, réversible et à forte capacité de charge est particulièrement adaptée pour les robots évoluant dans un environnement complexe en présence de personnes. La technologie d'actionnement hautement réversible et à haut rendement assure une transmission fidèle des efforts extérieurs appliqués au robot jusqu'au niveau moteur, ce qui assure une bonne sensibilité du robot aux contacts avec l'environnement sans capteurs d'effort et ce sur tous les axes. De bonnes propriétés de

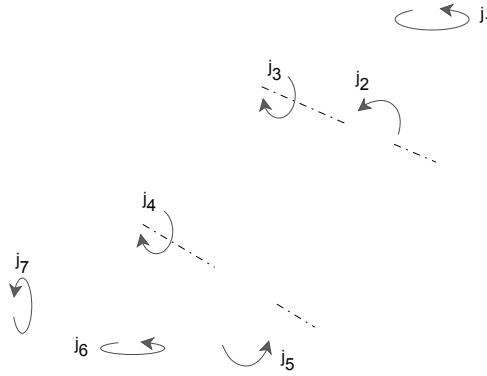
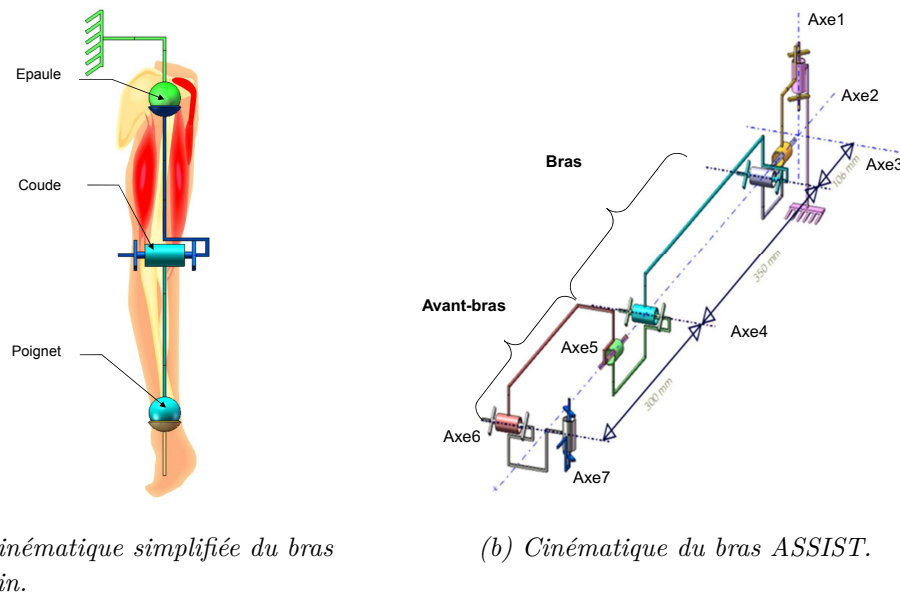


FIGURE 1.4 – Robot ASSIST avec les deux axes actionnés j_3, j_4 et les autres ddl.

transparence sont atteintes grâce à une mécanique à faible inertie et faibles niveaux de frottements. Le niveau d'effort réduit à fournir pour actionner le mécanisme par la sortie permet à l'opérateur de manipuler librement le robot par exemple pour l'apprentissage de trajectoires par démonstration. Les axes des moteurs sont équipés de capteurs incrémentaux de position assurant une résolution minimale de 6×10^{-3} degrés sur chaque axe.

Dans un souci de simplification et sans perte de généralité, ce robot sera considéré dans la suite comme un mécanisme à 2 ddl avec les articulations j_3 (épaule) et j_4 (coude) uniquement actionnées, les cinq autres étant bloquées. Le mouvement résultant est ainsi restreint au plan vertical, et les deux segments étudiés, soumis à la gravité, représentent la contribution principale à la masse totale du robot.



(a) Cinématique simplifiée du bras humain.

(b) Cinématique du bras ASSIST.

FIGURE 1.5 – Architectures des bras humain et robotique.

1.2.2 Cahier des charges

Les attentes vis-à-vis de la commande dans le contexte précédemment décrit sont formulées dans le cahier des charges suivant.

1.2.2.1 Commande de mouvement

La commande de mouvements doit permettre un positionnement et un suivi de trajectoire précis et robuste vis-à-vis des incertitudes de modélisation dans tout l'espace de travail. Les trajectoires considérées dans le contexte applicatif de l'interaction homme-robot pourront notamment être apprises par l'utilisateur pour l'exécution d'une tâche à une vitesse soutenue. Les problématiques générales de génération de trajectoire et d'apprentissage par démonstration constituent des champs de recherche à part entière et dépassent le cadre de cette thèse. Le lecteur intéressé pourra se référer par exemple à ([Argall et al., 2009](#); [Calinon, 2009](#)).

Les flexibilités mécaniques, bénéfiques du point de vue de la sécurité, peuvent induire des vibrations non souhaitées et limiter les performances de suivi. La synthèse de lois de commande doit en tenir compte, particulièrement dans le contexte où les capteurs moteurs uniquement sont disponibles. Un rejet amorti de perturbations est recherché. Les perturbations affectant le système consistent principalement en des variations de charge ou contacts involontaires non dangereux avec l'environnement (non classés comme collision) lors des différentes tâches de manipulation. Une erreur statique nulle en régime permanent devra être assurée, en plus d'une erreur en suivi de trajectoire minimale. Enfin, la commande proposée devra être robuste vis-à-vis des incertitudes de modélisation qui devront être caractérisées.

En conclusion, on cherchera à maximiser les performances de suivi sous des contraintes de robustesse qui devront être définies. En plus de ces exigences, on cherchera à minimiser la complexité de réglage et de calcul de la commande afin de la rendre adaptée au contexte industriel, aisément généralisable au cas des sept axes commandés simultanément, et implantable dans le contrôleur temps réel du robot.

1.2.2.2 Interaction sûre

Afin de compléter les propriétés de sécurité intrinsèque partiellement assurées par l'architecture mécanique des robots légers, un procédé de détection de collisions rendant le robot sensible aux contacts extérieurs devra être mis en place. En particulier, une détection à partir uniquement de signaux moteurs est recherchée. Les efforts extérieurs peuvent être mesurés directement, soit à l'aide de couplemètres placés au niveau des articulations du robot, soit à l'aide d'un capteur d'effort 6 axes placé au niveau de l'organe terminal. Les inconvénients des couplemètres sont l'encombrement, la multiplication des fils à ramener à la baie de commande ainsi que les problèmes de dérives et de calibration. Les inconvénients des capteurs 6 axes sont le prix et l'impossibilité à détecter la zone d'interférence avec le robot en amont du capteur. Les propriétés de réversibilité du bras ASSIST sont particulièrement favorables dans ce contexte, garantissant une bonne transmission des efforts extérieurs au niveau des moteurs des sept axes du robot.

En contrepartie, la détection des efforts extérieurs à partir des informations moteur seules repose sur une modélisation du robot et est par conséquent affectée par les erreurs de mo-

délisation. Le compromis entre la sensibilité de détection de l'algorithme et la fréquence de fausses alertes dues aux incertitudes de modélisation peut mener à des seuils de détection conservatifs. On cherchera donc une stratégie de détection tenant explicitement compte des incertitudes de modélisation et capable de s'adapter aux conditions de fonctionnement variables du robot afin d'en augmenter la sensibilité aux contacts extérieurs.

1.2.3 Problématiques de recherche

Au regard du cahier des charges énoncé dans la Section 1.2.2, les objectifs de la thèse en termes de problématiques de recherche sont résumés ci-dessous.

Modélisation et identification pour la commande

Les spécifications de performance et de robustesse exprimées dans le cahier des charges Section 1.2.2.1 se traduisent aisément en termes de gabarits fréquentiels dans le cadre de l'automatique linéaire. Cependant, la représentation physique de robots manipulateurs légers conduit à des modèles non-linéaires multivariables couplés et flexibles. Dans ce contexte, l'objectif de la première partie de ce travail est la recherche d'une formulation du problème adaptée à l'application de techniques de commande linéaires avancées et à l'identification expérimentale du système flexible en présence de capteurs moteurs uniquement. Ce problème est abordé par une pré-compensation fondée sur le modèle dynamique rigide dont les effets sont étudiés.

Synthèse de lois de commande avancées pour la commande de mouvements

Le deuxième objectif concerne la synthèse de lois de commande avancées satisfaisant les exigences d'amortissement, de précision et de robustesse à partir d'un retour d'informations moteurs seules pour le système identifié lors de l'étape précédente. La décomposition du problème pour la prise en compte séparée des différents groupes de spécifications conduit à une structure de commande cascade, dont l'architecture de la boucle externe à deux degrés de liberté comprenant une action anticipative permet de découpler les problématiques de performance et robustesse. La synthèse de telles lois de commande est explorée à travers d'une part la robustification de lois de commande prédictives de type GPC (Generalized Predictive Control), et d'autre part la synthèse H_∞ comportant une action anticipative.

Détection de collisions

Dans une perspective d'interaction sûre homme-robot, le troisième objectif de cette thèse consiste en la mise en place d'une procédure de détection à la fois sensible aux efforts extérieurs appliqués au robot et robuste aux incertitudes de modélisation. La comparaison classique de la différence entre le couple moteur réel et le couple calculé à partir du modèle dynamique (appelée résidu) avec un seuil constant ne permet pas de distinguer les effets d'une collision des effets dynamiques des erreurs de modélisation. Par ailleurs, la variabilité des conditions de fonctionnement rend les réglages de ce type de méthode particulièrement fastidieux. Ce

problème est ici traité par l'ajout d'une étape supplémentaire de traitement de signal adaptatif visant à minimiser les effets des erreurs de modélisation.

1.3 Organisation du document

Le **Chapitre 2** rappelle le formalisme utilisé pour la description de robots manipulateurs en vue de leur commande. Les propriétés remarquables du modèle dynamique à articulations flexibles pour la commande sont soulignées, ainsi que ses spécificités par rapport au modèle entièrement rigide. L'utilisation de la structure du modèle à articulations flexibles et de ses propriétés pour la synthèse de lois de commande est exposée à travers un état de l'art de la commande de mouvement. Les approches majeures développées dans la littérature en réponse aux problèmes tels que l'amortissement de vibrations, la robustesse vis-à-vis des incertitudes paramétriques et les mesures réduites sont détaillées.

Le **Chapitre 3** aborde la problématique de l'identification de modèles dynamiques de robots manipulateurs. Un état de l'art des méthodes pratiques pour l'identification de paramètres flexibles est réalisé, et la caractérisation dynamique de ces systèmes en vue de leur commande est décrite et classifiée suivant l'objectif poursuivi et les mesures disponibles. Dans le contexte de capteurs moteurs uniquement disponibles, une approche d'identification orientée commande est proposée et appliquée expérimentalement au cas du robot ASSIST.

Le **Chapitre 4** est dédié à la synthèse de lois de commande prédictives et robustes pour la commande de mouvements de robots à articulations flexibles. La mise en œuvre pratique de ces commandes s'appuie sur la modélisation précédemment développée. Les aspects prédictifs et robustes sont abordés à travers la commande prédictive de type GPC et la commande H_∞ . Des méthodes permettant d'une part de tenir compte de gabarits fréquentiels dans le cadre de la synthèse GPC, et d'autre part d'introduire un comportement anticipatif dans la synthèse H_∞ sont présentées. Les performances de ces deux approches de synthèse en comparaison avec la commande CTC (Computed Torque Control) sont analysées à travers une évaluation expérimentale.

Le **Chapitre 5** aborde en ouverture la thématique de l'interaction homme-robot à travers un algorithme de détection de collisions avec l'environnement extérieur sans capteurs d'effort et sous des incertitudes de modélisation. Afin de séparer efficacement les effets dynamiques de la collision de ceux des erreurs de modélisation, une modélisation boîte grise est d'abord proposée afin de décrire les contributions des incertitudes au résidu. A partir de cette modélisation, une stratégie de filtrage et de décision tenant compte de l'état du système est proposée. Afin de rendre la méthode proposée robuste aux variations paramétriques du système et s'affranchir d'un nombre élevé d'expérimentations, une procédure d'adaptation en ligne des paramètres des filtres est mise en place.

Chapitre 2

Robots manipulateurs à articulations flexibles - modélisation et commande

Sommaire

2.1	Modèles de robots manipulateurs	12
2.1.1	Terminologie générale	12
2.1.2	Robots à corps et articulations rigides	12
2.1.2.1	Description géométrique	12
2.1.2.2	Modèle dynamique rigide	13
2.1.3	Robots à corps rigides et articulations flexibles	14
2.1.3.1	Origine des flexibilités	14
2.1.3.2	Modèles dynamiques à articulations flexibles	15
2.2	Commande de robots à articulations flexibles	18
2.2.1	Approche par perturbation singulière	19
2.2.2	Linéarisation et compensations	21
2.2.2.1	Linéarisation par bouclage	21
2.2.2.2	Commande autour d'une trajectoire	24
2.2.2.3	Compensation de gravité	25
2.2.3	Approches de commande particulières	25
2.2.3.1	Contrôle de vibrations	25
2.2.3.2	Commande adaptative	26
2.2.3.3	Commande robuste	27
2.2.3.4	Mesures réduites et observateurs	28
2.2.3.5	Autres approches de commande	29
2.3	Discussion	30

L'objectif de ce chapitre est de rappeler dans un premier temps les principaux modèles utilisés pour la description de robots manipulateurs à corps rigides. Les spécificités liées aux flexibilités articulaires ainsi mises en évidence sont examinées dans un deuxième temps selon la perspective de synthèse de lois de commande. Un état de l'art des outils théoriques et approches de commande de mouvement développées au cours des deux dernières décennies est présenté.

2.1 Modèles de robots manipulateurs

Après avoir présenté la terminologie générale liée à l'étude des robots manipulateurs, on rappelle dans la Section 2.1.2 les caractéristiques principales des modèles de robots à corps et articulations rigides, représentant le cas idéal de transmissions sans élasticités ni non-linéarités de type jeu mécanique. La Section 2.1.3 est dédiée au cas de robots à corps rigides et à articulations flexibles, représentant une situation plus proche de la réalité et constituant une extension du premier cas. Lorsque les corps eux-mêmes du robot présentent des élasticités importantes, un modèle à corps déformables peut également être envisagé. Pour plus de détails sur ce dernier type de modélisation qui ne sera pas traité dans le présent cas d'étude, le lecteur pourra se référer à (Benosman et al., 2002; Benosman et Le Vey, 2004; Boyer et Belkhiri, 2012; Halalchi et al., 2012).

2.1.1 Terminologie générale

On considère les robots manipulateurs constitués d'une chaîne cinématique ouverte simple de corps rigides connectés entre eux au moyen de liaisons appelées articulations. Plus particulièrement, on considère des structures à n degrés de liberté avec n articulations motorisées de type pivot.

La situation de tous les corps du robot les uns par rapport aux autres définit une configuration du robot, décrite dans l'*espace articulaire* de dimension n par les coordonnées articulaires notées $q = (q_1 \dots q_n)^T \in \mathbb{R}^n$.

La situation de l'organe terminal du robot est décrite dans l'*espace opérationnel* de dimension n_X par des coordonnées opérationnelles notées X ($n_X = 6$ coordonnées décrivent la position et l'orientation dans l'espace tridimensionnel).

Le Modèle Géométrique Direct (MGD) permet d'exprimer la situation de l'organe terminal dans l'espace opérationnel de façon unique en fonction de ses coordonnées articulaires :

$$X = MGD(q) \quad (2.1)$$

Le Modèle Dynamique Inverse (MDI) décrit le comportement dynamique d'un robot manipulateur à partir des paramètres physiques des différents corps et des liaisons qui le constituent :

$$\tau = MDI(q, \dot{q}, \ddot{q}) \quad (2.2)$$

avec $\tau \in \mathbb{R}^n$ les couples moteurs, q, \dot{q}, \ddot{q} positions, vitesses et accélérations articulaires.

2.1.2 Robots à corps et articulations rigides

2.1.2.1 Description géométrique

La description géométrique d'un robot à corps rigides associe à chaque corps \mathcal{C}_i un repère \mathcal{R}_i (Fig. 2.1), défini par exemple suivant les conventions de Denavit-Hartenberg modifié (Khalil et Dombre, 2004). L'agencement spatial de ces repères est décrit par les paramètres géométriques (distances et angles), et permet de définir le MGD comme l'enchaînement de transformations

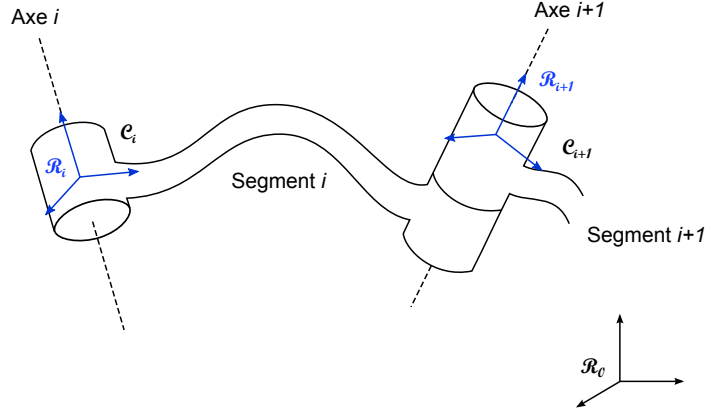


FIGURE 2.1 – Agencement des corps dans une chaîne cinématique ouverte et repères associés.

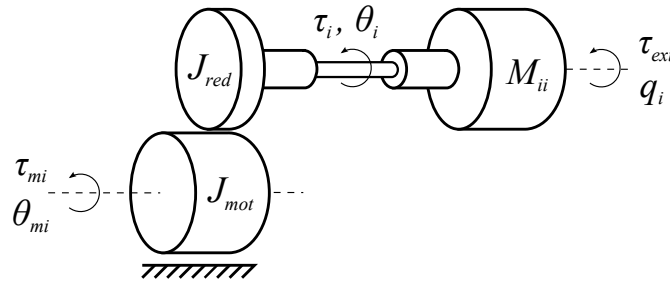
géométriques exprimant la situation de l'organe terminal dans le repère de base de l'espace opérationnel \mathcal{R}_0 :

$$X = {}^0 T_1(q_1) {}^1 T_2(q_2) \dots {}^{n-1} T_n(q_n) X_{end} \quad (2.3)$$

où X_{end} représente la situation de l'organe terminal dans le repère \mathcal{R}_n , X la situation de l'organe terminal dans le repère de base du robot \mathcal{R}_0 , et ${}^{i-1} T_i(q_i)$ la matrice de passage du repère \mathcal{R}_i au repère \mathcal{R}_{i-1} .

2.1.2.2 Modèle dynamique rigide

Soit un robot à n degrés de liberté (ddl) avec les notations suivantes : $\theta_m \in \mathbb{R}^n$ désigne les positions angulaires en sortie des arbres moteurs, $\tau_m \in \mathbb{R}^n$ les couples moteurs et $q \in \mathbb{R}^n$ les positions angulaires articulaires. On note $\theta \in \mathbb{R}^n$ et $\tau \in \mathbb{R}^n$ respectivement les positions et couples moteurs après l'étage de réduction, de sorte que $\theta_m = R_{red}\theta$ et $\tau = R_{red}\tau_m$ avec $R_{red} \in \mathbb{R}^{n \times n}$ la matrice de transmission faisant intervenir de façon purement algébrique les rapports de réduction. On utilisera dans ce qui suit les variables moteur ramenées côté charge θ et τ afin de ne pas surcharger les équations. Dans le cas de moteurs à courant continu, le couple exercé par le moteur est défini par $\tau_m = K_{em}i_m$, avec K_{em} la constante de couple et i_m le courant moteur.

FIGURE 2.2 – Représentation schématique de l'articulation rigide i avec l'inertie moteur J_{mot} , l'inertie de l'étage de réduction J_{red} et l'inertie côté charge M_{ii} .

Sous l'hypothèse de transmissions idéales et articulations rigides, les positions articulaires et moteurs sont confondues : $\theta = q$ (Fig. 2.2). Le MDI peut s'obtenir à partir des équations de

Lagrange et s'écrit :

$$M_{rig}(q)\ddot{q} + \underbrace{C(q,\dot{q})\dot{q} + \tau_G(q) + \tau_f}_{H(q,\dot{q})} = \tau + \tau_{ext} \quad (2.4)$$

avec

- $M_{rig}(q) = M(q) + J_m$ avec $M(q) \in \mathbb{R}^{n \times n}$: la matrice d'inertie de la chaîne de corps rigides du robot ;
- $J_m \in \mathbb{R}^{n \times n}$: la matrice diagonale des inerties des actionneurs ramenées côté charge telle que $J_m = R_{red}^2 J_{mot} + J_{red}$ avec J_{mot} l'inertie des rotors des moteurs, J_{red} celle des réducteurs et $R_{red} > 1$;
- $C(q,\dot{q})\dot{q} \in \mathbb{R}^n$: les couples de Coriolis et centrifuges ;
- $\tau_G(q) \in \mathbb{R}^n$: les couples de gravité ;
- $\tau_f \in \mathbb{R}^n$: les couples de frottement. Pour les vitesses non nulles, le couple de frottement de l'axe j peut habituellement être modélisé en première approximation par les composantes de frottement visqueux et de frottement sec de coefficients F_{v_j}, F_{s_j} :

$$\tau_{f_j} = F_{v_j} \dot{q}_j + F_{s_j} \text{sign}(\dot{q}_j) \quad (2.5)$$

D'autres modèles non-linéaires de frottements peuvent être envisagés (Armstrong et al., 1994; Olsson et al., 1998).

- $\tau_{ext} \in \mathbb{R}^n$: les couples extérieurs ramenés au niveau articulaire. Pour une force extérieure F_{ext} s'exerçant à l'extrémité de la chaîne polyarticulée, $\tau_{ext} = J(q)^T F_{ext}$, où $J(q) \in \mathbb{R}^{n \times n}$ est la matrice Jacobienne du robot exprimant la relation entre les vitesses articulaires et la vitesse de l'effecteur avec $\dot{X} = J(q)\dot{q}$.

Propriétés du MDI rigide

(P1) Le membre de gauche du système d'équations (2.4) peut être exprimé sous une forme linéaire vis-à-vis des paramètres physiques. Cette propriété est fondamentale pour l'identification et la commande adaptative.

(P2) La matrice d'inertie $M(q)$ est symétrique, définie positive. $M(q)$ ainsi que son inverse peuvent être bornées par une fonction de q pour une large classe de robots (Ghorbel et al., 1993).

(P3) Pour une définition appropriée de la matrice $C(q,\dot{q})$ décrivant les termes de Coriolis et centrifuges $C(q,\dot{q})\dot{q}$, la matrice $\dot{M}(q) - 2C(q,\dot{q})$ est anti-symétrique (Ortega et Spong, 1989).

2.1.3 Robots à corps rigides et articulations flexibles

2.1.3.1 Origine des flexibilités

Le modèle à articulations flexibles a pour but de représenter les élasticités concentrées dans la chaîne de transmission mécanique entre les moteurs et les segments rigides entraînés par les couples articulaires (Fig. 2.3-2.4). Selon le contexte applicatif, les flexibilités peuvent être spécialement recherchées, comme dans le cas des robots interactifs, ou au contraire subies, comme dans le cas de robots industriels – la rigidité de ces derniers est classiquement optimisée

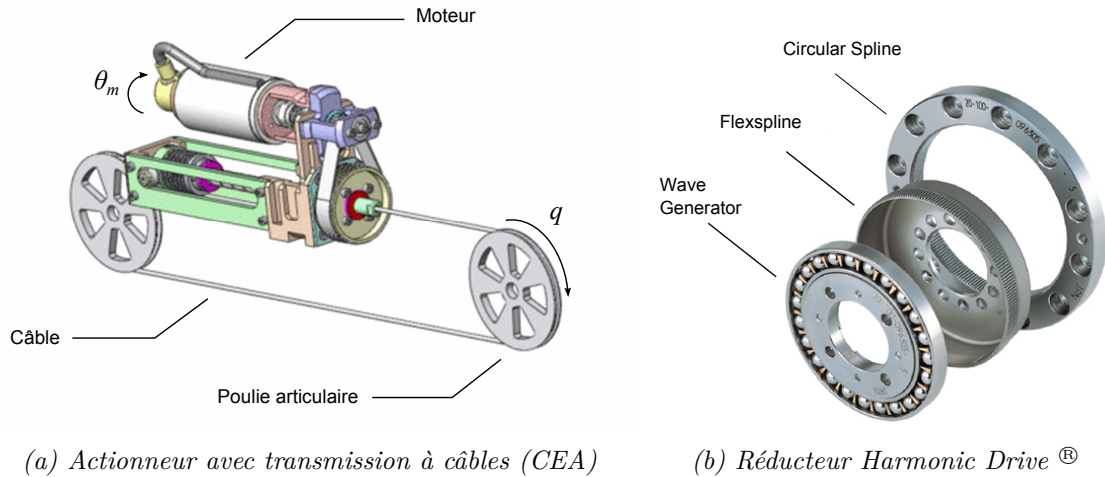


FIGURE 2.3 – Éléments de transmission flexibles.

afin d'en augmenter la précision, mais dont les flexibilités peuvent devenir non négligeables lors des opérations sous charge importante ou des mouvements à fortes dynamiques.

Les principales élasticités proviennent des éléments de transmissions déformables tels que les courroies, les câbles (Fig. 2.3(a)) ou encore les réducteurs. Parmi ces derniers, les réducteurs de type *Harmonic Drive* (Fig. 2.3(b)) sont couramment employés en robotique car ils permettent d'obtenir des rapports de réduction élevés tout en présentant un jeu mécanique très faible. Un composant déformable (*Flexspline*) est à la base de leur principe de fonctionnement. Notons que si le recours à des transmissions à câbles présente notamment l'intérêt de déporter les actionneurs à la base du robot, ce qui permet de minimiser la masse en mouvement, de grandes longueurs de câbles induisent des flexibilités d'autant plus importantes.

2.1.3.2 Modèles dynamiques à articulations flexibles

Lorsque les transmissions présentent des élasticités, les positions moteurs θ et articulaires q ne sont plus confondues et présentent des dynamiques différentes. Les flexibilités de transmission sont représentées par un modèle à deux masses reliées par un ressort en torsion de raideur K_i (Fig. 2.4). Comme dans le cas purement rigide, le formalisme de Denavit-Hartenberg modifié (DHM) peut être employé pour la modélisation géométrique de la chaîne des corps rigides composant le robot et la définition des repères associés. Les paramètres inertiels des différents corps sont définis dans ces repères. Les équations de Lagrange tenant explicitement compte de l'énergie potentielle des transmissions flexibles permettent d'aboutir au modèle dynamique, composé de $2n$ équations différentielles non-linéaires couplées pour un robot à n ddl. On présente dans ce qui suit d'abord le modèle dynamique général, puis le modèle dynamique réduit dans lequel les couplages inertiels entre les moteurs et les segments du robot sont négligés.

Modèle dynamique général

On considère les hypothèses suivantes :

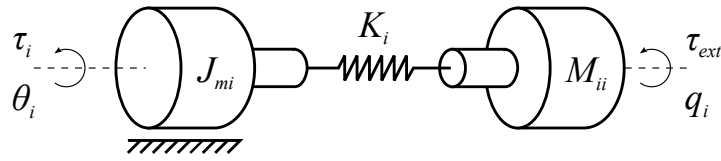


FIGURE 2.4 – Représentation schématique d'une articulation flexible.

(H1) Les déformations élastiques sont concentrées au niveau des articulations et le robot est composé de corps rigides connectés entre eux par des ressorts en torsion linéaires de raideur constante (hypothèse réaliste pour des déformations de faibles amplitudes).

(H2) Les rotors des moteurs n'ont pas d'autre mouvement que celui effectué selon leur axe de rotation et ne présentent pas d'excentricité, i.e. ils peuvent être modélisés par des corps uniformes dont le centre de masse est situé sur leur axe de rotation. Ceci implique que la matrice d'inertie et le terme de gravité du système sont indépendants des positions angulaires des moteurs.

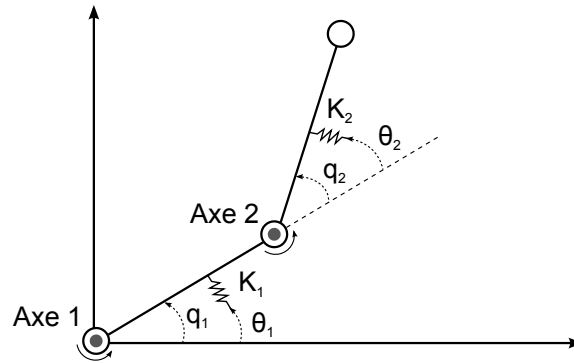


FIGURE 2.5 – Représentation schématique d'un robot 2 axes à corps rigides et articulations flexibles.

Le modèle dynamique général du robot à n ddl et à articulations flexibles s'écrit (De Luca et Book, 2008) :

$$M_g(q)\ddot{q} + S(q)\ddot{\theta} + c(q, \dot{q}) + c_1(q, \dot{q}, \dot{\theta}) + \tau_G(q) + \tau_{fa} + K(q - \theta) = \tau_{ext} \quad (2.6)$$

$$S^T(q)\ddot{q} + J_m(q)\ddot{\theta} + c_2(q, \dot{q}, \dot{\theta}) + \tau_{fm} - K(q - \theta) = \tau \quad (2.7)$$

avec

- $M_g(q) \in \mathbb{R}^{n \times n}$: la matrice d'inertie d'expression générale $M_g(q) = M(q) + M_R(q) + S(q)J_m^{-1}S^T(q)$, où $M(q)$ représente la matrice d'inertie des segments articulés du robot, $M_R(q)$ regroupe les masses et les termes dûs aux excentricités éventuelles des rotors, et $S(q)$ représente les couplages inertiels entre les rotors et les segments les précédant dans la structure du robot ;
- $c(q, \dot{q}) \in \mathbb{R}^n$, $c_1(q, \dot{q}, \dot{\theta})$ et $c_2(q, \dot{q}, \dot{\theta})$: les différentes contributions aux couples de Coriolis et centrifuges ; lorsque S est une matrice constante, $c_1 = c_2 = 0$;
- $\tau_{fa} \in \mathbb{R}^n$ et $\tau_{fm} \in \mathbb{R}^n$: les couples de frottement articulaire et moteur ;
- $K \in \mathbb{R}^{n \times n}$: la matrice diagonale des raideurs articulaires K_i

Les n premières équations (2.6) décrivent la dynamique articulaire, et les n suivantes (2.7) décrivent la dynamique moteur. Les deux jeux d'équations sont couplés à travers le couple élastique $K(\theta - q)$ et les couplages inertiels via la matrice $S(q)$.

Modèle dynamique réduit

Une hypothèse simplificatrice supplémentaire peut être considérée :

(H3) L'énergie cinétique des rotors est due uniquement à leur propre rotation. Ceci revient à négliger les couplages inertiels entre les moteurs et les segments du robot.

Le *modèle dynamique réduit* du robot à n ddl et à articulations flexibles s'écrit (Spong, 1987; Spong et al., 2006) :

$$M(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q})\dot{q} + \tau_G(q) + \tau_{fa} + K(q - \theta) = \tau_{ext} \quad (2.8)$$

$$J_m\ddot{\theta} + \tau_{fm} - K(q - \theta) = \tau \quad (2.9)$$

De même que dans le modèle général, les n premières équations (2.8) décrivent la dynamique articulaire, et les n suivantes (2.9) décrivent la dynamique moteur. Les deux jeux d'équations sont couplés seulement à travers le couple élastique $K(\theta - q)$.

Il est à noter que le modèle réduit (2.8-2.9) et le modèle général (2.6-2.7) présentent des caractéristiques fondamentalement différentes pour certains problèmes de commande. Alors que le modèle réduit est linéarisable par retour statique (Spong et al., 2006), il n'en est pas de même pour le modèle complet (De Luca et Book, 2008).

Propriétés du modèle dynamique réduit

Pour des raideurs articulaires très élevées ($K_i \rightarrow \infty$), le robot est considéré comme entièrement rigide avec $\theta = q$, et le modèle (2.8- 2.9) correspond au modèle entièrement rigide. Le modèle réduit à articulations flexibles et le modèle rigide partagent donc les propriétés **(P1-P3)** utiles pour la synthèse de lois de commande.

Notons que dans le cas d'un robot entièrement rigide, un nombre d'entrées de commande égal au nombre de degrés de liberté du robot est disponible et la connaissance des variables en sortie des arbres moteurs suffit pour mesurer l'état du système aux rapports de réduction près (2.4). Ce n'est plus le cas pour un robot à articulations flexibles qui comporte des degrés de liberté supplémentaires dus aux déformations élastiques. L'état du système se compose aussi bien des variables moteurs que des variables articulaires, et une instrumentation plus complète est nécessaire afin d'accéder à l'état complet. Le choix de capteurs additionnels (capteurs de position articulaire, jauges de contraintes ou capteurs d'effort, accéléromètres) ou leur absence joue un rôle déterminant dans les stratégies d'identification et de commande envisagées.

2.2 Commande de mouvement de robots manipulateurs à articulations flexibles

La nécessité de modèles réalistes de robots manipulateurs, notamment vis-à-vis de flexibilités, pour la synthèse de lois de commande de mouvement a été soulignée dès 1984 (Sweet et Good, 1984). Depuis, le grand nombre de publications liées à ce problème atteste d'un intérêt particulier de la communauté scientifique pour les robots à articulations flexibles, avec un essor notable dans les années 1990. Aujourd'hui, cette thématique retrouve une nouvelle importance face au développement de robots légers.

Les propriétés liées à la chaîne de corps rigides étant conservées par le modèle à articulations flexibles, le problème de commande posé relève du domaine de la commande de systèmes non-linéaires et multivariables. Un degré de complexité supplémentaire provient de l'augmentation de l'état du système avec les déformations élastiques, qui ne sont pas toujours directement mesurables et qui peuvent limiter les performances du système. En suivi de trajectoire, la spécification d'une grande bande passante pour un suivi précis peut être en conflit avec des modes résonants éventuels situés en basses fréquences. Se pose plus globalement le problème d'amortissement de vibrations, en suivi de consigne ou en rejet de perturbations, et celui des déflexions dues à la gravité.

L'objectif de cette section est de rappeler les principaux concepts utilisés pour la synthèse de lois de commande de robots à articulations flexibles, ainsi que de mettre en évidence les développements en réponse aux problèmes spécifiques rencontrés. Sous l'hypothèse de raideurs importantes, l'approche par perturbations singulières permet de faire le lien avec les approches rigides en séparant la commande de la dynamique lente du robot de celle de la dynamique rapide. La linéarisation par bouclage transforme le modèle initial non-linéaire en un système linéaire et découplé, permettant ainsi l'application des techniques de commande linéaires. Face à la complexité de la mise en œuvre pratique de la linéarisation par bouclage dans le cas flexible, des compensations fondées sur le modèle physique du robot peuvent également s'effectuer suivant un schéma d'anticipation (par exemple la méthode du couple calculé). Enfin, en réponse aux problèmes particuliers d'amortissement de vibrations, de robustesse vis-à-vis des incertitudes paramétriques et des dynamiques non modélisées, et de mesures réduites, plusieurs approches plus spécifiques sont évoquées.

Certaines des méthodes proposées initialement pour la commande de robots rigides trouvent une extension au cas des robots à articulations flexibles. Plus de détails concernant les méthodes de commande de robots rigides peuvent être trouvés dans (Khalil et Dombre, 2004), (Chung et al., 2008). Les principales méthodes de commande robuste dans le contexte rigide ont été résumées dans (Abdallah et al., 1991) et (Sage et al., 1999), cette dernière référence présentant également certaines méthodes relatives aux robots à articulations flexibles. Plus spécifiquement, le lecteur pourra se référer à : (Benallegue et M'Sirdi, 2002); (Ozgoli et Taghirad, 2006) où une bibliographie extensive des approches de commande est présentée; (De Luca et Book, 2008) qui traite en détail de la modélisation de robots à articulations flexibles et présente les concepts majeurs utilisés pour la commande en régulation et en suivi de trajectoire.

2.2.1 Approche par perturbation singulière

Les approches par perturbation singulière s'appuient sur la séparation des échelles de temps, lente et rapide, des dynamiques du système considéré (Kokotovic et al., 1987). Dans le cadre de l'étude des robots à articulations flexibles, cette méthode s'applique principalement au cas des raideurs articulaires élevées et induisant des dynamiques flexibles suffisamment rapides pour pouvoir être séparées de la dynamique lente du robot, représentée en première approximation par son modèle rigide. Cette approche permet la synthèse d'une commande composite traitant ces deux dynamiques séparément.

Eléments théoriques : On considère un système lent-rapide d'équations différentielles suivantes :

$$\frac{dx_1}{dt} = f(x_1, x_2, \epsilon, t) \quad (2.10)$$

$$\epsilon \frac{dx_2}{dt} = g(x_1, x_2, \epsilon, t) \quad (2.11)$$

avec $x_1 \in \mathbb{R}^m$, $x_2 \in \mathbb{R}^p$, $t \in \mathbb{R}$, et $0 < \epsilon \ll 1$ un paramètre scalaire. f , et g sont des fonctions régulières, x_1 regroupe les variables d'état à dynamique lente et x_2 les variables à dynamique rapide. On définit l'échelle de temps rapide par la variable $\nu = t/\epsilon$, avec par conséquent $dt = \epsilon d\nu$. L'objectif de l'étude par perturbation singulière est l'approximation des solutions du système (2.10-2.11) par celles du problème réduit obtenu pour $\epsilon \rightarrow 0$:

$$\frac{d\bar{x}_1}{dt} = f(\bar{x}_1, \bar{x}_2, 0, t) \quad (2.12)$$

$$0 = g(\bar{x}_1, \bar{x}_2, 0, t) \quad (2.13)$$

Ce cas correspond à l'approximation quasi-statique du système, et décrit son comportement à l'échelle de temps lente t sous l'hypothèse de la convergence de x_2 vers un point d'équilibre. On note \bar{x}_1 et \bar{x}_2 l'état correspondant à ce cas limite, et on suppose dans la suite que l'équation algébrique (2.13) admet une solution unique \bar{x}_2 . A l'échelle de temps rapide, les variations de x_2 autour de \bar{x}_2 notées $y = x_2 - \bar{x}_2$ sont décrites par l'équation

$$\frac{dy}{d\nu} = g(x_1, y + \bar{x}_2, 0, t) \quad (2.14)$$

où x_1 et t sont traités comme des paramètres fixes. Le problème réduit (2.12, 2.13, 2.14) permet alors l'analyse du système initial à ϵ près. D'après le théorème de Tikhonov (Khalil, 2002), sous l'hypothèse de la stabilité asymptotique du sous-système rapide (2.14), les effets de celui-ci peuvent être négligés à l'échelle de temps lente t dans la dynamique (2.12). Le théorème de Tikhonov, valable sur un intervalle de temps fini, peut être étendu au cas infini sous les conditions de stabilité exponentielle.

Application au cas de robots à articulations flexibles : Dans le contexte robotique, le modèle flexible réduit (2.8-2.9) peut être mis sous une forme singulièrement perturbée en introduisant le paramètre ϵ tel que la raideur s'exprime $K = K_\epsilon/\epsilon^2$. En notant $z = K(\theta - q)$ le couple élastique, on obtient dans le cas sans frottements et avec $\tau_{ext} = 0$:

$$M(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q})\dot{q} + \tau_G(q) = z \quad (2.15)$$

$$\epsilon^2 \ddot{z} + K_\epsilon \left(J_m^{-1} + M(q)^{-1} \right) z = K_\epsilon J_m^{-1} \tau + K_\epsilon M(q)^{-1} (C(q, \dot{q})\dot{q} + \tau_G(q)) \quad (2.16)$$

La représentation d'état (2.10-2.11) s'obtient à partir de ces équations en notant $x_1 = (q^T, \dot{q}^T)^T$ et $x_2 = (z^T, \dot{z}^T)^T$:

$$\frac{dx_1}{dt} = \begin{bmatrix} \dot{q} \\ M(q)^{-1} [z - C(q, \dot{q})\dot{q} - \tau_G(q)] \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

$$\epsilon^2 \frac{dx_2}{dt} = \begin{bmatrix} \dot{z} \\ K_\epsilon J_m^{-1} \tau + K_\epsilon M(q)^{-1} (C(q, \dot{q})\dot{q} - \tau_G(q)) - K_\epsilon (J_m^{-1} + M(q)^{-1}) z \end{bmatrix} \quad (2.18)$$

Lorsque $\epsilon \rightarrow 0$, \bar{x}_2 est défini de manière unique par $\dot{\bar{z}} = 0$ et

$$(I_n + J_m M(\bar{q})^{-1}) \bar{z} = \bar{\tau} + J_m M(\bar{q})^{-1} (C(\bar{q}, \dot{\bar{q}})\dot{\bar{q}} + \tau_G(\bar{q})) \quad (2.19)$$

où la notation $(\bar{\cdot})$ marque les variables correspondant à l'état quasi-statique du système, et I_n dénote la matrice identité de dimension n . On obtient la représentation quasi-statique en remplaçant z par l'expression précédente dans l'équation (2.15) pré-multipliée par $(I_n + J_m M(\bar{q})^{-1})$. Cette représentation est équivalente au modèle rigide (2.4) :

$$(M(\bar{q}) + J_m) \ddot{\bar{q}} + C(\bar{q}, \dot{\bar{q}})\dot{\bar{q}} + \tau_G(\bar{q}) = \bar{\tau} \quad (2.20)$$

En posant $y = z - \bar{z}$, et considérant q comme un paramètre fixe, la dynamique à l'échelle de temps rapide est décrite par l'équation différentielle linéaire suivante :

$$\frac{d^2 y}{dv^2} + K_\epsilon (J_m^{-1} + M(q)^{-1}) y = K_\epsilon J_m^{-1} (\tau - \bar{\tau}) \quad (2.21)$$

Au vu de la théorie de la perturbation singulière, une structure de commande composite peut être considérée (Fig. 2.6). Cette commande se compose de deux termes τ_s et τ_f conçus séparément :

$$\tau = \tau_s + \tau_f \quad (2.22)$$

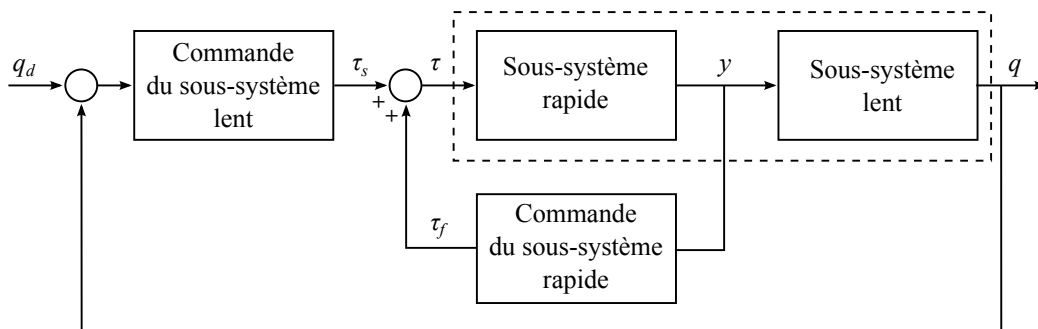


FIGURE 2.6 – Structure de commande cascade dans l'approche par perturbation singulière.

La synthèse de la commande τ_s du sous-système lent s'appuie sur l'approximation quasi-statique du système (2.20) et n'affecte que celui-ci, tandis que la commande du sous-système rapide τ_f a pour objectif de stabiliser le sous-système rapide (2.21). On recherche typiquement $\tau_s = \tau|_{\epsilon \rightarrow 0} = \bar{\tau}$ et $\tau_f|_{\epsilon \rightarrow 0} = 0$. Ainsi, τ_s peut être choisie parmi les méthodes de commande

de robots rigides, alors que le terme de commande rapide τ_f est souvent choisi de façon à amortir le sous-système rapide avec K_D matrice de gains définie positive :

$$\tau = \tau_s(q, \dot{q}) - \epsilon K_D \dot{y} \quad (2.23)$$

Dans le raisonnement précédent, la description réduite de la dynamique lente a été obtenue pour $\epsilon = 0$. Afin d'améliorer le comportement de la commande lente τ_s , des représentations d'ordre supérieur du sous-système lent peuvent être obtenues en considérant un développement asymptotique autour de $\epsilon = 0$ en accord avec le concept de la variété intégrale dans une approche géométrique de la théorie des perturbations singulières (Khorasani et Spong, 1985), (Spong et al., 1987), (Ghorbel et Spong, 2000). La commande du sous-système lent peut alors être augmentée par des termes correctifs d'ordre supérieur $\tau_s = \tau_0 + \epsilon \tau_1 + \epsilon^2 \tau_2 + \dots$ avec $\tau_s = \tau_0$ dans l'approche précédente. Il est à noter qu'une formulation alternative du modèle singulièrement perturbé avec la variable rapide construite à partir de l'erreur moteur a été proposée dans (Ge, 1996).

2.2.2 Linéarisation et compensations

Une autre façon d'exploiter la structure du modèle à articulations flexibles est couramment employée afin de simplifier le problème de commande non-linéaire. La propriété sous-jacente est la platitude du système considéré, idée exploitée aussi bien en calcul de trajectoires et compensations que pour la commande linéarisante. Une comparaison des approches par perturbation singulière et retour linéarisant a été présentée dans (Spong et al., 1989).

2.2.2.1 Linéarisation par bouclage

Eléments théoriques : Lorsque les flexibilités sont importantes et ne peuvent plus être traitées séparément de la dynamique rigide, une approche théorique intéressante est la linéarisation par bouclage, notamment adaptée au problème de suivi de trajectoire. Elle s'inscrit dans le cadre plus général de la commande de systèmes différentiellement plats (Fliess et al., 1995). Un système est dit différentiellement plat si ses variables d'état et d'entrée peuvent s'exprimer algébriquement en fonction d'une variable appelée sortie plate et d'un nombre fini de ses dérivées par rapport au temps. Un système plat peut être transformé en un système linéaire par changement de coordonnées, bouclage statique ou bouclage dynamique.

On considère un système non-linéaire suivant d'état $x \in \mathbb{R}^p$ et d'entrée $u \in \mathbb{R}^m$

$$\dot{x} = f(x, u) \quad (2.24)$$

Une trajectoire $t \mapsto (x(t), u(t))$ solution de (2.24) n'est pas facilement accessible dans le cas général. Le système (2.24) est plat si et seulement si il existe m sorties

$$y = h(x, u, \dot{u}, \dots, u^{(r)}) \quad (2.25)$$

telles que, à $t \mapsto y(t)$ donnée, les trajectoires $(x(t), u(t))$ s'expriment algébriquement en fonction de y et de ses dérivées :

$$u = \psi(y, \dot{y}, \dots, y^{(\beta)}) \quad (2.26)$$

$$x = \varphi(y, \dot{y}, \dots, y^{(\alpha)}) \quad (2.27)$$

avec f , h , φ et ψ des fonctions régulières et r , α et β entiers. La sortie y est alors appelée sortie plate et les vecteurs d'état et de commande peuvent donc être entièrement caractérisés à partir de la donnée de celle-ci. Si y est une sortie plate de (2.24), il est possible de trouver un bouclage linéarisant et un difféomorphisme¹ qui transforme le système bouclé en des chaînes d'intégrateurs purs formées à partir de y .

Application au cas de robots rigides : On rappelle que les robots manipulateurs rigides représentés par le modèle (2.4) sont linéarisables par bouclage statique suivant :

$$\tau = M_{rig}(q)v + H(q, \dot{q}) \quad (2.28)$$

où v est la nouvelle loi de commande pour le système linéarisé et découplé qui se compose de n doubles intégrateurs indépendants :

$$\ddot{q} = v \quad (2.29)$$

Pour le suivi d'une trajectoire définie par q_d et ses dérivées, la commande v dans (2.29) peut être choisie sous la forme :

$$v = \ddot{q}_d + K_p(q_d - q) + K_d(\dot{q}_d - \dot{q}) \quad (2.30)$$

Ce type de commande particulière prend souvent le nom de « commande par couple calculé » (*computed torque control* ou CTC) dans la littérature. Le système étant découplé, en notant l'erreur de suivi $e = q_d - q$, la dynamique de l'erreur pour l'axe i s'exprime par la relation :

$$\ddot{e}_i + K_{d_i}\dot{e}_i + K_{p_i}e_i = 0 \quad (2.31)$$

Les gains K_{p_i} et K_{d_i} sont ainsi réglés en fonction de la dynamique de l'erreur désirée. Typiquement, pour une bande passante ω_c prescrite, un point de départ du réglage peut être choisi avec $K_p = \omega_c^2$, $K_d = 2\omega_c$ (pour un amortissement $\zeta = 1$). Lorsque cette commande est appliquée aux robots présentant des flexibilités, il est recommandé de choisir $\omega_c \leq \omega_r/2$, où ω_r est la première fréquence de résonance.

Application au cas de robots à articulations flexibles : On montre que le modèle réduit (2.8-2.9) de robots à articulations flexibles est linéarisable par bouclage statique et que la variable articulaire $y = q$ est une sortie plate. En isolant θ dans (2.8) et en dérivant deux fois, on peut exprimer $\ddot{\theta}$ en fonction de q et ses dérivées :

$$\ddot{\theta} = \ddot{q} + K^{-1} \left[M(q)q^{(4)} + 2\dot{M}(q, \dot{q})q^{(3)} + \ddot{M}(q, \dot{q}, \ddot{q})\ddot{q} + \ddot{H}(q, \dot{q}, \ddot{q}, q^{(3)}) \right] \quad (2.32)$$

En additionnant (2.8) et (2.9), et en remplaçant $\ddot{\theta}$ par (2.32), on obtient une expression du couple moteur en fonction de q et de ses dérivées jusqu'à l'ordre 4 :

$$\tau = J_m\ddot{\theta} + M(q)\ddot{q} + H(q, \dot{q}) \Rightarrow \tau = \psi(q, \dot{q}, \ddot{q}, q^{(3)}, q^{(4)}) \quad (2.33)$$

On voit donc que lors de la commande de mouvement, la référence articulaire q doit être au moins 4 fois dérivable afin de garantir l'existence d'un couple nominal continu correspondant.

1. On appelle difféomorphisme une application bijective différentiable dont la bijection réciproque est aussi différentiable. Un difféomorphisme permet notamment de définir un changement de coordonnées.

En choisissant l'état $x = [x_1^T \ x_2^T \ x_3^T \ x_4^T]^T = [q^T \ \dot{q}^T \ \ddot{q}^T \ q^{(3)T}]^T$ et $y = x_1 = q$, une représentation d'état du système est

$$\dot{x}_1 = x_2 \quad (2.34)$$

$$\dot{x}_2 = x_3 \quad (2.35)$$

$$\dot{x}_3 = x_4 \quad (2.36)$$

$$\dot{x}_4 = f_4(x) + g_4(x)\tau \quad (2.37)$$

avec

$$f_4(x) = -M(x_1)^{-1}KJ_m^{-1}[M(x_1)x_3 + H(x_1, x_2)] - M(x_1)^{-1}[K + \ddot{M}(x_1, x_2, x_3)]x_3 - 2M(x_1)^{-1}\dot{M}(x_1, x_2)x_4 - M(x_1)^{-1}\ddot{H}(x_1, x_2, x_3, x_4) \quad (2.38)$$

$$g_4(x) = M(x_1)^{-1}KJ_m^{-1} \quad (2.39)$$

La commande linéarisante par bouclage statique pour ce système est

$$\tau = g_4(x)^{-1}(v - f_4(x)) \quad (2.40)$$

où v est la nouvelle loi de commande pour le système linéarisé et découplé qui se compose de n quadruples intégrateurs indépendants (Fig. 2.7) :

$$q^{(4)} = v \quad (2.41)$$

Les conditions qui rendent cette linéarisation possible sont l'existence de l'inverse de $g_4(x)$ dans (2.40) et l'absence de dynamique interne dans le système multivariable. La première condition est remplie grâce à la non-singularité de la matrice $M(q)^{-1}KJ_m^{-1}$ (M est définie positive). La deuxième condition est vérifiée car le degré relatif de chaque composante q_i de q est $d_i = 4$ (q_i doit être dérivée 4 fois pour s'exprimer algébriquement en fonction de l'entrée τ), et pour un robot à n ddl, la somme des degrés relatifs $\sum d_i = 4n$ est égal à la dimension de l'état.

Dans le cas du modèle non réduit (général) de robots à articulations flexibles, incluant des couplages inertiels entre les dynamiques moteurs et articulaires, on montre que le système est linéarisable par bouclage dynamique (De Luca et Book, 2008).

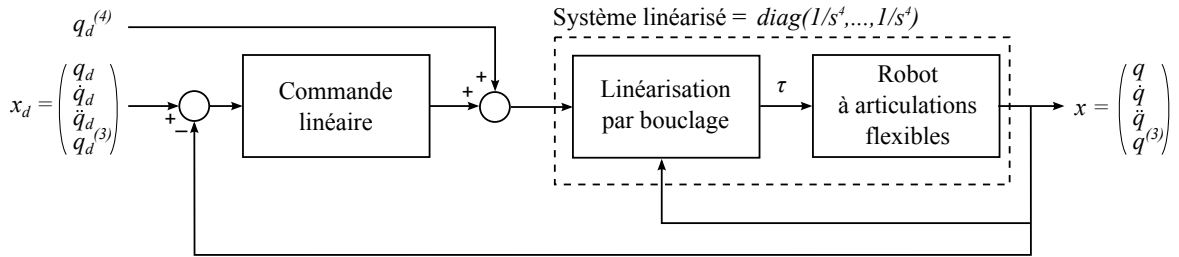


FIGURE 2.7 – Commande linéarisante par bouclage pour le suivi de trajectoire.

Pour le suivi d'une trajectoire définie par q_d et ses dérivées, à laquelle correspond une trajectoire x_d de l'état, la commande v dans (2.41) peut être choisie sous la forme

$$v = q_d^{(4)} + L(x_d - x) \quad (2.42)$$

avec $L \in \mathbb{R}^{n \times 4n}$ une matrice de gains $L = [L_1 \ L_2 \ L_3 \ L_4]$ de composantes $L_i \in \mathbb{R}^{n \times n}$ diagonales. Le système étant découplé, en notant l'erreur de suivi $e = q_d - q$, la dynamique de l'erreur pour l'axe i s'exprime par la relation :

$$e_i^{(4)} + L_1(i,i)e_i^{(3)} + L_2(i,i)\dot{e}_i + L_3(i,i)\dot{e}_i + L_4(i,i)e_i = 0 \quad (2.43)$$

et les valeurs de gains peuvent être choisies par placement de pôles pour chacun des axes pour garantir la stabilité exponentielle globale.

Du point de vue de l'implantation pratique de ce type de commande linéarisante, il a été montré que les états $[q^T \ \dot{q}^T \ \ddot{q}^T \ q^{(3)T}]^T$, $[q^T \ \theta^T \ \dot{q}^T \ \dot{\theta}^T]^T$, $[q^T \ \tau_{\text{elast}}^T \ \dot{q}^T \ \dot{\tau}_{\text{elast}}^T]^T$ avec $\tau_{\text{elast}} = K(\theta - q)$ peuvent être utilisés de façon équivalente pour construire le retour linéarisant (De Luca et Book, 2008). Notons également qu'une inversion de la matrice d'inertie $M(q)$ et le calcul de ses dérivées par rapport au temps est nécessaire, contrairement à la commande linéarisante du modèle rigide (2.4) donnée par (2.28).

2.2.2.2 Commande autour d'une trajectoire

Il ressort de la section précédente que le couple moteur τ peut être exprimé en fonction de la sortie plate q et de ses dérivées (2.33). Il est donc possible de calculer le couple nominal τ_d et la trajectoire de l'état du système correspondant à une trajectoire de sortie désirée définie par q_d et ses dérivées :

$$x_d = \varphi(q_d, \dot{q}_d, \ddot{q}_d, q_d^{(3)}, q_d^{(4)}) \quad (2.44)$$

$$\tau_d = \psi(q_d, \dot{q}_d, \ddot{q}_d, q_d^{(3)}, q_d^{(4)}) \quad (2.45)$$

Si la trajectoire de référence est connue à l'avance, le couple nominal peut ainsi être calculé hors ligne. Une commande plus simple que la linéarisation par bouclage se compose alors d'un terme linéaire dont le rôle est de stabiliser localement le système autour de sa trajectoire d'état de référence, et du couple nominal qui maintient le robot sur cette trajectoire à erreur nulle :

$$\tau = \tau_d + \underbrace{\tilde{L}(x_d - x)}_{\tilde{\tau}} \quad (2.46)$$

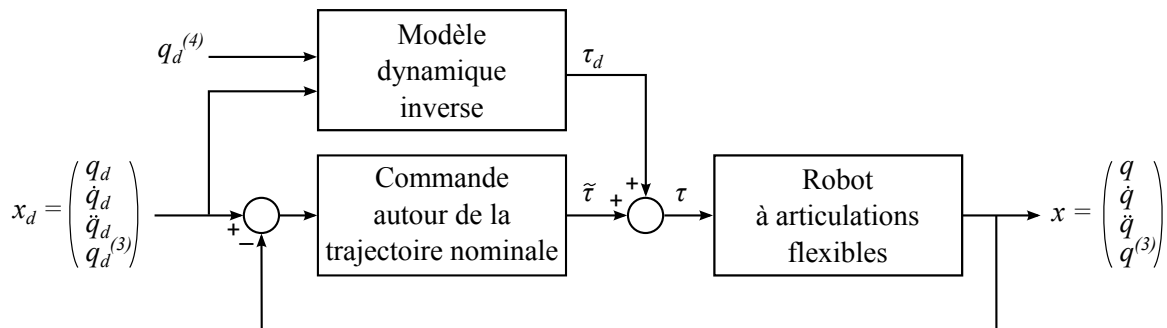


FIGURE 2.8 – Commande autour d'une trajectoire nominale.

Il est à noter qu'à la différence de la matrice de gains L constante utilisée dans la linéarisation par bouclage statique, les valeurs \tilde{L} doivent être réglées localement autour de divers points

de fonctionnement du robot, par exemple dans un schéma de commande par séquençement de gain.

Cette approche de commande par compensations calculées à partir du modèle a notamment été étudiée dans (Loria et Ortega, 1995; De Luca, 2000; Albu-Schäffer et Hirzinger, 2001a). Lorsque tout l'état du système flexible n'est pas mesurable, des observateurs peuvent être mis en place. Dans le cas particulier de robots à mesures moteur seulement, une version simplifiée par retour de sortie de cette commande est :

$$\tau = \tau_d + \tilde{L}_P(\theta_d - \theta) + \tilde{L}_D(\dot{\theta}_d - \dot{\theta}) \quad (2.47)$$

où les trajectoires moteurs désirées s'obtiennent à partir de la sortie plate q_d par

$$\theta_d = q_d + K^{-1} (M(q_d)\ddot{q}_d + H(q_d, \dot{q}_d)) \quad (2.48)$$

2.2.2.3 Compensation de gravité

Lorsque l'on considère simplement le problème de régulation où une position finale constante q_d est recherchée, il a été montré qu'une commande proportionnelle-dérivée associée à un terme de compensation de gravité constant assurait la stabilité asymptotique globale sous la condition **(H4)** (Tomei, 1991) :

$$\tau = K_P(\theta_d - \theta) + K_D(\dot{\theta}_d - \dot{\theta}) + \hat{\tau}_G(q_d) \quad (2.49)$$

$$\theta_d = q_d + \hat{K}^{-1} \hat{\tau}_G(q_d) \quad (2.50)$$

(H4) Les articulations sont suffisamment rigides pour qu'il existe, sous l'action du poids propre du robot, un équilibre articulaire unique q_e correspondant à une position moteur fixe θ_e . Formellement, cette condition s'écrit $\min_i K_i > \alpha$, où α est une constante positive définie par $\left\| \frac{\partial \tau_G(q)}{\partial q} \right\| \leq \alpha, \forall q \in \mathbb{R}^n$.

Différentes stratégies ont été proposées pour améliorer le comportement transitoire de cette commande, notamment avec des compensations de gravité non constantes mais estimées récursivement en ligne (De Luca et Book, 2008).

2.2.3 Approches de commande particulières

Tandis qu'une grande partie des stratégies de commande pour les robots manipulateurs à articulations flexibles exploite les concepts de perturbation singulière, de linéarisation par bouclage et de l'inversion dynamique, divers développements ont été menés en réponse à des problématiques particulières telles que les vibrations induites par les flexibilités, les incertitudes paramétriques et la dépendance du modèle dynamique à la configuration du robot, ainsi que l'instrumentation réduite.

2.2.3.1 Contrôle de vibrations

Les vibrations résiduelles peuvent limiter les performances lorsqu'un positionnement précis et rapide est nécessaire. Le problème de la commande de vibrations est rendu plus complexe par les variations des modes flexibles avec la configuration et la charge du robot. En réponse

à ce problème, deux directions dans les approches de commande consistent en (i) la mise en forme particulière des entrées du système de façon à minimiser les vibrations induites, (ii) le développement d'une rétroaction robuste et amortissante. Ces approches sont illustrées ci-dessous par des exemples expérimentaux de la littérature.

La première approche peut être appropriée lorsque l'objectif est d'amortir les vibrations transitoires résultant d'un mouvement à haute dynamique, par exemple lors d'un positionnement rapide du robot. Dans la commande par mise en forme de l'entrée (*input shaping*) (Singhose, 2009), deux ou plusieurs impulsions successives sont appliquées au système vibratoire de sorte que les réponses impulsionnelles générées s'annulent entre elles après une première phase transitoire, produisant une réponse totale sans vibrations résiduelles. En pratique, les impulsions sont convoluées avec des trajectoires de référence continues pouvant être issues d'un générateur de trajectoires classique. Initialement conçue pour les systèmes linéaires invariants, cette technique est sensible aux variations de la période des oscillations et au facteur d'amortissement. Elle a été appliquée dans le cadre robotique grâce à une mise à jour en ligne de ces paramètres, à partir de valeurs stockées dans un tableau ou de formules d'adaptation en fonction des conditions de fonctionnement (Chang et Park, 2005). Une estimation en ligne des fréquences des résonances et un algorithme d'apprentissage pour des tâches répétitives ont également été envisagés (Park et al., 2006). Par ailleurs, l'efficacité d'une compensation calculée à partir du modèle inverse non-linéaire dans un schéma anticipatif a été montrée expérimentalement dans (Thümmel et al., 2001).

Les stratégies de contrôle de vibrations par rétroaction apportent une certaine robustesse, mais dépendent également du modèle dynamique afin d'amortir ou annuler les modes résonants. Une commande à deux degrés de liberté, robuste aux variations de la charge, a ainsi été proposée afin de tenir compte des incertitudes paramétriques du robot (Kang et al., 1997). Des observateurs peuvent également être mis en place pour un retour amortissant (Hori et al., 1994; Itoh et Yoshikawa, 2003; Tungpataratanawong et al., 2004; Petit et Albu-Schaffer, 2011).

2.2.3.2 Commande adaptative

La commande adaptative a été étudiée afin de faire face aux incertitudes paramétriques du modèle physique du robot en ajustant en ligne les paramètres de la loi de commande. La propriété fondamentale exploitée dans l'objectif d'adaptation est la possibilité de reformuler le modèle dynamique linéairement vis-à-vis de ses paramètres, pouvant ainsi être estimés en ligne. En ce sens, la plupart des commandes adaptatives rencontrées sont des méthodes adaptatives indirectes. Cette approche a permis le développement des versions adaptatives des commandes conçues sous l'hypothèse de paramètres connus. Dans le contexte des robots rigides, les versions adaptatives de commandes exploitant les propriétés d'inversion dynamique ou de passivité ont été décrites (Ortega et Spong, 1989), la stabilité et la robustesse des commandes adaptatives ont été étudiées (Sadegh et Horowitz, 1990) et plusieurs approches ont été comparées expérimentalement (Whitcomb et al., 1993).

Une première partie des approches adaptatives proposées dans le cas des robots à articulations flexibles peut être vue comme une généralisation des stratégies adaptatives développées dans le contexte rigide. Parmi celles-ci, on peut distinguer les approches s'appuyant sur l'algorithme adaptatif proposé par Slotine et Li (Slotine et Li, 1987) d'une part, et celles s'appuyant sur

le principe d'inversion dynamique d'autre part. Ces stratégies, issues du champ de recherche des robots rigides, ont été généralisées au cas à articulations flexibles grâce à la théorie de la perturbation singulière, résultant en des structures de commande composite. Une reformulation similaire du modèle associée à une commande à deux étages a été présentée dans (Benallegue, 1995).

- L'algorithme adaptatif de Slotine et Li (Slotine et Li, 1987) a été appliqué au cas des robots à articulations flexibles dans (Spong, 1989; Ghorbel et al., 1989; Spong, 1995) et une comparaison expérimentale de ces méthodes a été réalisée dans (Ott et al., 2002). Les approches par perturbation singulière ont été généralisées grâce au concept de la variété intégrale (Section 2.2.1) permettant d'établir des modèles de la dynamique lente d'ordre supérieur. Le terme de commande correspondant à la dynamique lente est alors augmenté par rapport au cas précédent par des termes correctifs. Une version adaptative d'une telle commande associée à l'algorithme de Slotine et Li est présentée dans (Ghorbel et Spong, 1992a).
- Le principe d'inversion dynamique intervient à deux niveaux dans la commande adaptative de robots à articulations flexibles. Ce principe a été d'une part employé dans une stratégie proche de la linéarisation par bouclage dans (Khorasani, 1992; Al-Ashoor et al., 1993; Ge, 1996). D'autre part, ce principe est exploité dans les approches qui incluent une compensation calculée à partir de la trajectoire souhaitée dans un schéma anticipatif, ce qui permet le calcul hors ligne de la matrice de régression à partir de la trajectoire de référence (Dixon et al., 2000b).

D'autres approches s'appuient sur des techniques de commande non-linéaire, synthétisées notamment par backstepping (Dixon et al., 2000b; Huang et Chen, 2004; Kim et Lee, 2004; Chatlatanagulchai et Meckl, 2005). Des méthodes adaptatives directes ont également été envisagées (Mrad et Ahmad, 1992), dont la méthode adaptative par modèle de référence (Chien et Huang, 2007).

2.2.3.3 Commande robuste

Tandis que la commande adaptative permet de tenir compte des incertitudes paramétriques, le problème de robustesse vis-à-vis des dynamiques non modélisées ou des perturbations reste présent. Une classification des stratégies mises en œuvre en réponse à ce problème dans le contexte robotique a été proposée dans (Sage et al., 1999). Cinq principales catégories sont dégagées, avec (i) les techniques linéaires, (ii) les approches par passivité, (iii) les commandes non-linéaires à partir de fonctions de Lyapunov (Bridges et al., 1995), (Kim et Oh, 2006), (Chang et Yen, 2011) ou à structure variable (Hernandez et Barbot, 1996), (iv) les techniques H_∞ non-linéaires (Yim et Park, 2001), (Yeon et Park, 2008), et (v) les commandes adaptatives robustes (Ghorbel et Spong, 1992b). Une étude comparative expérimentale de plusieurs commandes non-linéaires a été réalisée (Brogliato et al., 1996), (Brogliato et Rey, 1998). Les deux premières catégories, approches linéaires et par passivité, sont brièvement rappelées ci-dessous avec leur applications particulières pour les robots à articulations flexibles.

Pour l'application des techniques de *commande robuste linéaire* dans le contexte robotique, le problème non-linéaire initial est soit simplifié en considérant des dynamiques monovariabiles (Aoustin, 1993; Wang et Liu, 1992), soit approché par développement de Taylor (Elmaraghy et al., 2002), soit transformé par une compensation partielle rigide, les incertitudes modélisant les dynamiques résiduelles (Kang et al., 1997; Moghaddam et Goldenberg, 1997). Les

techniques de synthèse H_2 , H_∞ , μ -synthèse, LQG ont ainsi été mises en œuvre sur ces modèles transformés. Plusieurs autres solutions linéaires ont été comparées dans (Moberg et al., 2009).

Les approches de *commande par passivité* sont fondées sur des considérations énergétiques liées aux propriétés dissipatives du système physique. Qualitativement, un système est passif (ou dissipatif) vis-à-vis d'un couple entrée/sortie si la puissance stockée au niveau du système reste inférieure ou égale à la puissance extérieure fournie. L'énergie est ici définie par l'intégrale du produit scalaire des variables d'entrée/sortie considérées. Du point de vue de la commande, ces propriétés physiques en lien direct avec la stabilité et les propriétés de composition et d'interconnexion de systèmes passifs sont exploitées. Il a été montré que pour les robots à articulations flexibles, un tel couple entrée/sortie est constitué du couple moteur et de la vitesse moteur (Brogliato et al., 1995). Puisque les approches par passivité ne tentent pas de compenser les non-linéarités du système physique, de meilleures propriétés de robustesse sont attendues (Ortega et al., 1995; Kelly et Santibáñez, 1998; Bickel et Tomizuka, 1999; Albu-Schäffer et al., 2007).

2.2.3.4 Mesures réduites et observateurs

Les capteurs disponibles ne permettent pas toujours de mesurer directement l'état complet d'un robot à articulations flexibles, représenté de façon équivalente par les vecteurs $(\theta, \dot{\theta}, q, \dot{q})$, $(\theta, \dot{\theta}, (\theta - q), (\dot{\theta} - \dot{q}))$ ou $(q, \dot{q}, \ddot{q}, q^{(3)}) \in \mathbb{R}^{4n}$ pour un robot à n ddl. Dans ce contexte, trois objectifs sont généralement poursuivis : l'observation de l'état complet à partir de mesures partielles, l'estimation des quantités dérivées par rapport au temps, et l'observation d'un état augmenté avec les perturbations.

Le problème d'observation de l'état de robots à articulations flexibles a été abordé dans un premier temps par la mise en place d'observateurs non-linéaires (Nicosia et al., 1988; Tomei, 1990). Des observateurs d'état partiel ou complet pour la reconstruction des variables articulaires à partir de mesures moteur sont notamment motivés par le contexte industriel, où les mesures côté moteur sont souvent les seules disponibles (Jankovic, 1995; Ailon et Ortega, 1993; Ailon et Lozano, 1996). Le problème inverse a également été envisagé (Nicosia et Tomei, 1995). L'utilisation de mesures issues d'accéléromètres fixés sur la structure rigide du robot, en plus de mesures de positions moteurs, représente une autre stratégie intéressante, testée expérimentalement par exemple dans le cadre de la mise en place d'observateurs linéaires décentralisés (De Luca et al., 2007) ou de l'estimation de la position cartésienne de l'effecteur d'un robot industriel (Henriksson et al., 2009).

L'estimation des quantités dérivées par rapport au temps à partir des mesures de positions constitue une autre préoccupation en l'absence de mesures tachymétriques ou d'un niveau de bruit important sur celles-ci. Un observateur d'ordre réduit des vitesses à partir des positions moteur et articulaire pour le suivi de trajectoire a été envisagé (Chang et al., 1996). Dans le cadre de la commande par modes glissants à partir des mesures de position articulaire et de couples élastiques, un observateur non-linéaire de vitesses articulaires et de dérivées des couples élastiques a été décrit (Hernandez et Barbot, 1996). Deux observateurs, à structure variable ou adaptatif, ont été développés (Lechevin et Sicard, 1997). En pratique cependant, les méthodes de dérivation numérique et de filtrage pour l'estimation des vitesses à partir des positions sont les plus facilement réalisables. Une analyse de ces solutions est proposée dans

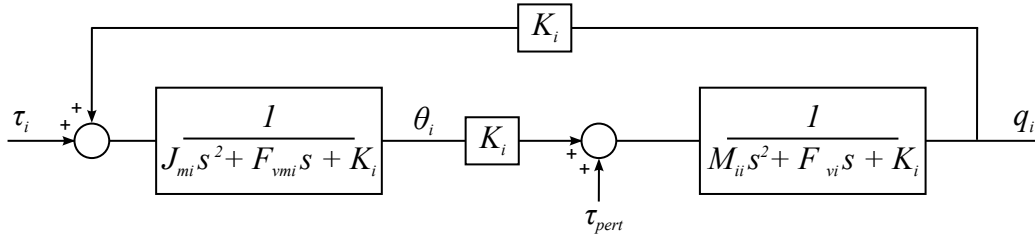


FIGURE 2.9 – Modèle monovariable simplifié avec perturbation (Hori et al., 1994; Park et Lee, 2007; Bang et al., 2010).

(Belanger, 1992). L'utilisation de la dérivation approchée par un filtre de type $bs/(s+a)$, $a, b \in \mathbb{R}^+$ a été étudiée d'un point de vue théorique (Kelly et al., 1994), montrant la préservation de la stabilité asymptotique globale dans le schéma de commande pour la régulation issu de (Tomei, 1991). L'utilisation de ce type de filtre pour le suivi de trajectoire a également été étudiée (Loria et Ortega, 1995).

Enfin, on peut mentionner l'utilisation d'observateurs d'état étendu permettant notamment d'estimer les perturbations simultanément à l'état du système dans un objectif de robustification ou de compensation des incertitudes. Un modèle monovariable linéaire simplifié est typiquement utilisé, avec le couple de perturbation à observer τ_{pert} regroupant les dynamiques articulaires non modélisées (gravité, couplages inertiels, couples de Coriolis et centrifuges) (Fig. 2.9). Cette méthode a été proposée dans le cadre de l'atténuation des vibrations pour systèmes flexibles à n inerties (Hori et al., 1994). Un observateur d'état augmenté avec perturbations a été étudié dans un objectif de robustification vis à vis des incertitudes de modèle et les effets des flexibilités pour la linéarisation par bouclage (Patel et al., 2006). L'observateur d'état augmenté associé à une commande axe par axe par retour d'état complet a été expérimentalement testé sur un robot industriel (Park et Lee, 2007). Une validation expérimentale d'un observateur d'état étendu associé à la commande linéarisante est proposée dans (Talole et al., 2010). Une autre application d'un observateur d'état étendu dans le cadre de la commande robuste de trois axes d'un robot industriel est décrite dans (Bang et al., 2010).

2.2.3.5 Autres approches de commande

D'autres méthodes de commande avancées ont été appliquées au cas des robots à articulations flexibles. Des méthodes de *commande prédictive* permettent de tenir explicitement compte des contraintes (saturations, etc.) et comportent une action anticipative selon le principe de l'horizon glissant (Upreti et al., 2004; Ghahramani et Towhidkhah, 2009)². Des modèles *Linéaires à Paramètres Variants* (LPV) ont été utilisés afin de tenir compte des variations de la dynamique avec la configuration du robot (Namerikawa et al., 1997; Niu et Zhang, 2012). Le caractère répétitif des tâches a été exploité dans la commande par apprentissage itératif (*iterative learning control*) (Wang, 1995; Ailon, 1996). Enfin, des techniques issues du domaine de l'intelligence artificielle telles que la modélisation par *réseaux de neurones* (Chatlatanagulchai et Meckl, 2005; Abdollahi et al., 2006) ou encore des techniques de commande par *logique floue* ont été appliquées (Lih-Chang et Chiang-Chuan, 1995; Malki et al., 1997; Subudhi et Morris, 2006; Chaoui et Gueaieb, 2008; Ahmad et al., 2010).

2. Les applications de la commande prédictive en robotique seront analysées plus en détail au Chapitre 4.

2.3 Discussion

Ce chapitre a présenté les notions fondamentales liées à la modélisation et à la commande de robots manipulateurs aussi bien à articulations rigides que flexibles, soulignant les propriétés communes et les différences majeures de ces deux types de modèles. L'examen des concepts et méthodes utilisés pour la commande de robots à articulations flexibles fait ressortir l'exploitation de la structure et des propriétés remarquables du modèle physique de ces systèmes à travers notamment les approches par perturbation singulière, les approches par linéarisation et compensations, et d'autres méthodes de commande linéaires ou non-linéaires développées en réponse aux problématiques de l'amortissement de vibrations, de la robustesse aux incertitudes paramétriques ou encore des mesures réduites.

Le grand nombre et la diversité des stratégies de commande proposées dans la littérature attestent de l'intérêt de la communauté scientifique pour l'étude de cette classe de systèmes. Cependant, face à la maturité de certains outils théoriques, on peut noter la faible part de cas d'études consacrés aux manipulateurs robotiques multi-axes réels. Ce type d'étude semble pourtant indispensable afin de favoriser l'application pratique des lois de commande avancées ainsi développées. De plus, la plupart des exemples de la littérature cités reposent sur la connaissance complète ou partielle des paramètres des modèles utilisés. Peu d'approches considèrent les relations entre les étapes d'identification expérimentale et de synthèse de lois de commande, ces deux aspects étant pourtant indissociables en pratique.

Dans le contexte particulier de mesures réduites, le Chapitre 3 est dédié à la formulation du modèle à articulations flexibles pour l'identification et la commande, tandis qu'au Chapitre 4 le modèle précédemment identifié est exploité pour la synthèse de lois de commande avancées. Une approche intégrée tenant compte des interactions entre identification et synthèse de lois de commande est ainsi développée. Ce point de vue permet également de décomposer le problème général de commande en sous-objectifs relatifs à chaque type de spécification, afin de les résoudre à l'aide d'outils adaptés et de systématiser les procédures de réglage.

Chapitre 3

Identification pour la commande de robots à articulations flexibles

Sommaire

3.1	Méthodes d'identification de robots manipulateurs	32
3.1.1	Identification de robots rigides	32
3.1.2	Identification de robots à articulations flexibles	34
3.1.2.1	Identification à partir de mesures complémentaires	34
3.1.2.2	Identification à partir de mesures moteur seules	37
3.1.2.3	Discussion	39
3.2	Analyse du système expérimental	40
3.2.1	Principe d'actionnement	40
3.2.2	Evaluation de la linéarité des transmissions	41
3.3	Approche d'identification pour la commande	44
3.3.1	Objectifs et modélisation	45
3.3.1.1	Motivations et résumé de la méthode proposée	45
3.3.1.2	Pré-compensation rigide	47
3.3.2	Identification	50
3.3.2.1	Mise en place du protocole expérimental	50
3.3.2.2	Estimations de réponses fréquentielles multivariables	53
3.3.2.3	Identification des paramètres flexibles	54
3.3.3	Application au robot ASSIST	55
3.3.3.1	Protocole expérimental	55
3.3.3.2	Résultats expérimentaux	58
3.3.3.3	Caractérisation des incertitudes	62
3.4	Conclusion	63

Les spécificités du modèle dynamique de robots à articulations flexibles soulignées précédemment rendent nécessaire la mise en place d'approches particulières pour leur identification expérimentale, notamment lorsque la mesure de l'état complet n'est pas disponible. Au-delà d'une identification des valeurs des paramètres physiques représentatifs des flexibilités, l'objectif de ce chapitre est de présenter une approche d'identification orientée commande fournissant des modèles adaptés à la synthèse de lois de commande avancées.

Dans une première partie, les méthodes d'identification de robots manipulateurs rigides et à articulations flexibles proposées dans la littérature sont présentées suivant les capteurs

utilisés et les objectifs poursuivis. Dans une deuxième partie, le système expérimental, et en particulier le système d'actionnement du robot ASSIST, est analysé afin d'en préparer l'identification. Enfin, une approche d'identification multivariable pour la commande robuste est proposée.

3.1 Méthodes d'identification de robots manipulateurs

3.1.1 Identification de robots rigides

Dans l'objectif d'identification, le modèle dynamique inverse rigide (2.4) peut être réécrit sous une forme linéaire vis-à-vis d'un vecteur paramètres de base χ (Gautier, 1997) :

$$\tau = D(q, \dot{q}, \ddot{q})\chi \quad (3.1)$$

Le vecteur de paramètres χ minimal identifiable est formé d'un sous-ensemble de paramètres dynamiques, consistant pour chaque axe i en un jeu de paramètres inertiels du corps rigide entraîné \mathcal{C}_i , exprimés dans le repère associé \mathcal{R}_i à ce corps (6 composantes inertielles, 3 composantes du premier moment d'inertie, masse)¹, auquel s'ajoute le moment d'inertie global du rotor du moteur et des réducteurs, ainsi que les paramètres de frottement sec et visqueux.

Les valeurs des paramètres inertiels et de masse peuvent être obtenues à partir d'outils CAO, ou bien d'expériences d'identification sur le système réel. Dans ce dernier cas, χ est estimé comme solution au sens des moindres carrés du système d'équations linéaires (3.2) surdéterminé obtenu à partir de l'évaluation du modèle (3.1) suivant un ensemble de trajectoires excitantes (q, \dot{q}, \ddot{q}) , comme détaillé ci-dessous. Les positions articulaires sont calculées sous l'hypothèse de transmissions rigides idéales (rapports de réduction algébriques constants), tandis que les couples articulaires sont estimés à partir des courants moteurs. Le système d'équations considéré s'écrit :

$$Y = W(q, \dot{q}, \ddot{q})\chi + \rho \quad (3.2)$$

avec $Y \in \mathbb{R}^r$ le vecteur des mesures (couples), $W(q, \dot{q}, \ddot{q}) \in \mathbb{R}^{r \times n_p}$ la matrice d'observation, r le nombre d'échantillons suivant la trajectoire d'identification, et n_p le nombre de paramètres inconnus. Le vecteur d'erreur ρ est modélisé comme un bruit blanc indépendant additif de moyenne nulle et d'écart-type σ_ρ tel que :

$$C_{\rho\rho} = \mathbb{E} \left[\rho^T \rho \right] = \sigma_\rho^2 I_r \quad (3.3)$$

où $\mathbb{E}[\cdot]$ représente l'opérateur espérance mathématique, et I_r est la matrice identité $r \times r$. Un estimateur non biaisé de σ_ρ est :

$$\hat{\sigma}_\rho^2 = \frac{\|Y - W\hat{\chi}\|^2}{r - n_p} \quad (3.4)$$

1. On appelle *paramètres de base* le jeu minimal de n_p^{inert} paramètres inertiels caractérisant complètement le modèle dynamique, obtenu à partir des paramètres standard en éliminant ceux qui n'ont pas d'effet et en regroupant certains autres entre eux. Dans le cas d'un robot comportant uniquement n articulations rotoïdes, un majorant du nombre de paramètres de bases inertiels est $n_p^{inert} \leq 8n - 5 - 2n_{g0}$, où $n_{g0} = 1$ si la première articulation est parallèle à la pesanteur (Khalil et Dombre, 2004).

Les moindres carrés *pondérés* sont utilisés dans le contexte d'identification de robots rigides pour faire face au problème de mesures hétérogènes entre les différents axes et différents essais (Gautier, 1997). En effet, le système d'équations global (3.2) résulte de la concaténation de n_r sous-systèmes correspondant aux différents axes du robot et aux différents essais effectués. On note r^j le nombre d'échantillons constituant le sous-système j , et $\hat{\sigma}_\rho^j$ l'écart-type de l'erreur correspondant au sous-système j calculée séparément à partir de (3.4). Ces écarts-types variant d'un sous-système d'équations à l'autre, les r^j lignes de (3.2) correspondant au sous-système d'équations j sont pondérées par $1/\hat{\sigma}_\rho^j$, l'inverse de l'écart-type de l'erreur. Le système d'équations pondéré global s'écrit :

$$\begin{aligned} Y_w &= W_w \chi + \rho_w \\ Y_w &= GY, W_w = GW, \rho_w = G\rho \end{aligned} \quad (3.5)$$

avec

$$G = \text{diag} \left(\frac{1}{\hat{\sigma}_\rho^1} I_{r_1} \cdots \frac{1}{\hat{\sigma}_\rho^j} I_{r_j} \cdots \frac{1}{\hat{\sigma}_\rho^{n_r}} I_{r_{n_r}} \right) \quad (3.6)$$

$G \in \mathbb{R}^{r \times r}$ est la matrice diagonale d'inverses d'écarts-types de l'erreur des différents sous-systèmes.

La solution $\hat{\chi}_w$ au sens des moindres carrés pondérés minimise la norme 2 du vecteur des erreurs pondérées ρ_w , et est calculée comme la solution au sens des moindres carrés de (3.5) :

$$\hat{\chi}_w = \text{argmin}_\chi \|\rho_w\|^2 = W_w^+ Y_w \quad (3.7)$$

où $W_w^+ = (W_w^T W_w)^{-1} W_w^T$ est la pseudo-inverse de W_w . Les écarts-types correspondants $\sigma_{\hat{\chi}_{wi}}$ sont estimés en considérant W_w comme déterministe :

$$C_{\hat{\chi}_w \hat{\chi}_w} = \text{E} [(\chi - \hat{\chi})(\chi - \hat{\chi})^T] = (W_w^T W_w)^{-1}, \quad (3.8)$$

et $\sigma_{\hat{\chi}_{wi}} = C_{\hat{\chi}_w \hat{\chi}_w}_{ii}$ est le i -ème élément diagonal de la matrice de covariance $C_{\hat{\chi}_w \hat{\chi}_w}$. L'écart-type relatif du i -ème paramètre est :

$$\% \sigma_{\hat{\chi}_{wi}} = 100 \frac{\sigma_{\hat{\chi}_{wi}}}{|\hat{\chi}_{wi}|} \quad (3.9)$$

En pratique, en cas de mesures discrètes bruitées, W n'est pas déterministe et indépendante de Y . L'étape de filtrage des données est donc essentielle pour une bonne estimation par cette méthode (Gautier, 1997).

Le choix des trajectoires d'identification, dont l'objectif est de permettre le recueil de données riches en informations, fait partie de l'étape de planification d'expérience. Les trajectoires adaptées peuvent être sélectionnées à partir de la minimisation de critères relatifs au conditionnement de la matrice d'observation W ou celui de la matrice d'observation pondérée par les valeurs *a priori* $\bar{\chi}$ des paramètres à identifier χ . Les mouvements solutions de ces problèmes d'optimisation permettent respectivement une uniformisation des écarts-types absolus $\sigma_{\hat{\chi}}$, et celle des écarts-types relatifs aux valeurs $\bar{\chi}$. Dans une approche plus pragmatique, des trajectoires excitant séparément les différents groupes de paramètres (inertiels, de gravité, de frottement) peuvent également être choisies (Swevers et al., 1997; Khalil et Dombre, 2004).

L'exemple du modèle rigide du robot ASSIST à 2 ddl est présenté en Annexe A.2.

3.1.2 Identification de robots à articulations flexibles

Les paramètres physiques du modèle flexible réduit (2.8-2.9) peuvent être séparés en deux groupes distincts : d'une part les paramètres dynamiques de la chaîne polyarticulée de corps supposés rigides et ceux des actionneurs, et d'autre part les paramètres de raideur et de frottement. Les premiers, correspondant aux paramètres dynamiques du modèle rigide (2.4), peuvent aujourd'hui être estimés avec précision à partir d'outils CAO ou de protocoles expérimentaux bien développés (Gautier, 1997; Swevers et al., 2007). L'estimation *a priori* des paramètres restants, caractérisant le comportement flexible des articulations, reste plus complexe et rend indispensables des étapes spécifiques d'identification expérimentale.

La raideur articulaire de chacun des axes peut être caractérisée dans un premier temps par des méthodes statiques, à partir de mesures axe par axe des déflexions à moteur ou articulation bloqués selon l'instrumentation disponible :

- d'après (2.9), en bloquant l'articulation i de façon à figer q_i , et en appliquant un couple moteur i constant, on obtient $\Delta\tau = K\Delta\theta$ à partir de deux mesures au niveau moteur $\{\tau_1, \theta_1\}, \{\tau_2, \theta_2\} = \{\tau_1 + \Delta\tau, \theta_1 + \Delta\theta\}$.
- d'après (2.8), en bloquant le moteur i de façon à figer θ_i , et en appliquant une charge externe, on obtient de la même façon $\Delta\tau_{ext} = K\Delta q$ à partir de deux mesures au niveau articulaire $\{\tau_{ext1}, q_1\}, \{\tau_{ext2}, q_2\} = \{\tau_{ext1} + \Delta\tau_{ext}, q_1 + \Delta q\}$.

Cette caractérisation permet notamment de vérifier dans une étape préliminaire l'hypothèse (H1) de ressort linéaire. Notons que des approches statiques complètes existent pour la caractérisation des flexibilités dans l'espace cartésien (Alici et Shirinzadeh, 2005; Abele et al., 2007).

Au delà de l'étude statique, une identification du comportement dynamique de ces systèmes caractérisant le comportement transitoire oscillant est indispensable dans un objectif de synthèse de lois de commande. On présente ci-dessous plusieurs méthodes d'identification expérimentale issues de la littérature et mises en œuvre sur des robots réels à articulations flexibles. Les méthodologies sont classifiées selon l'instrumentation utilisée (Table 3.1). En effet, les robots industriels classiques sont souvent équipés de capteurs de position angulaire moteur seulement, ce qui ne permet pas de mesurer tous les degrés de liberté engendrés par les flexibilités du robot. Une première famille d'approches fait donc usage de capteurs additionnels afin de mesurer les déformations élastiques. Une autre famille d'approches n'utilise que les capteurs côté moteur pour l'identification de modèles à validité locale ou globale.

3.1.2.1 Identification à partir de mesures complémentaires

Capteurs de position articulaire

Éléments théoriques : L'écriture du modèle rigide (2.4) sous une forme linéaire par rapport à ses paramètres (Section 3.1.1) ne fait intervenir que les variables côté moteur, confondues dans ce cas avec les variables articulaires :

$$\tau = (M(q) + J_m) \ddot{q} + H(q, \dot{q}) = D_{\text{rig}}(q, \dot{q}, \ddot{q}) \chi_{\text{rig}} \quad (3.10)$$

Dans le cas flexible, le modèle réduit (2.8-2.9) peut également s'écrire sous une forme linéaire vis-à-vis des paramètres, faisant intervenir cette fois-ci les variables moteur et articulaires.

TABLEAU 3.1 – Méthodes d'identification de robots à articulations flexibles

Méthode	Capteurs	SISO	MIMO
Statique	Niveau moteur	Mesure de déflexion à articulation bloquée	-
	Additionnels	Mesure de déflexion à moteur bloqué	-
→ <i>Identification des raideurs articulaires</i>			
Dynamique	Niveau moteur	- Méthodes locales (approximations linéaires locales, modèles simplifiés) - Méthodes globales (validité dans tout l'espace de travail, modèle rigide connu)	
	Additionnels	Capteurs articulaires / Capture de mouvement / Accéléromètres / Capteurs de couple	
→ <i>Identification des paramètres flexibles, caractérisation du comportement dynamique du système</i>			

On étudiera dans la suite le cas où les frottements moteur sont modélisés par un modèle de Coulomb de coefficient de frottement visqueux F_{vm} et de frottement sec F_{sm} : $\tau_{fm} = F_{vm}\dot{\theta} + F_{sm}\text{sign}(\dot{\theta})$. Le modèle réduit se réécrit alors de la façon suivante :

$$\underbrace{\begin{pmatrix} 0 \\ \tau \end{pmatrix}}_{Y_{flex}} = \underbrace{\begin{pmatrix} \tilde{D}_{rig}(q, \dot{q}, \ddot{q}) & D_{q-\theta} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -D_{q-\theta} & D_{\ddot{\theta}} & D_{\dot{\theta}} & D_{sign(\dot{\theta})} \end{pmatrix}}_{D_{flex}(q, \dot{q}, \ddot{q}, \theta, \dot{\theta}, \ddot{\theta})} \underbrace{\begin{pmatrix} \tilde{\chi}_{rig} \\ \chi_K \\ \chi_{J_m} \\ \chi_{F_{vm}} \\ \chi_{F_{sm}} \end{pmatrix}}_{\chi_{flex}} \quad (3.11)$$

en notant $M(q)\ddot{q} + H(q, \dot{q}) = \tilde{D}_{rig}(q, \dot{q}, \ddot{q})\tilde{\chi}_{rig}$ par analogie avec (3.10) mais en se limitant à la contribution articulaire. La matrice d'observation totale est notée $D_{flex}(q, \dot{q}, \ddot{q}, \theta, \dot{\theta}, \ddot{\theta})$, associée au vecteur des paramètres χ_{flex} et le vecteur des mesures Y_{flex} . D_{flex} est constituée des matrices diagonales d'observation $D_{q-\theta}$, $D_{\ddot{\theta}}$, $D_{\dot{\theta}}$, $D_{sign(\dot{\theta})}$ dépendantes chacune d'une combinaison de variables articulaires et moteurs telles que $D_{var} = \text{diag}(var_1, \dots, var_n) \in \mathbb{R}^{n \times n}$ ($var \in \{q - \theta, \dot{\theta}, \ddot{\theta}, \text{sign}(\dot{\theta})\}$). Les vecteurs de paramètres associés sont $\chi_K, \chi_{J_m}, \chi_{F_{vm}}, \chi_{F_{sm}}$ tels que $\chi_{par} = [par_1 \dots par_n]^T \in \mathbb{R}^n$ ($par \in \{K, J_m, F_{vm}, F_{sm}\}$).

Cas d'étude monovariante : Dans le cas particulier de l'étude d'un seul ddl i , les autres ddl étant éventuellement fixés pour un robot multi-axe, les termes $D_{flex} \in \mathbb{R}^{2 \times 9}$ et $\chi_{flex} \in \mathbb{R}^9$ de (3.11) peuvent être exprimés de la façon suivante :

$$D_{flex} = \begin{pmatrix} \ddot{q}_i & g \cos(q_i) & g \sin(q_i) & \dot{q}_i & \text{sign}(\dot{q}_i) & q_i - \theta_i & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -(q_i - \theta_i) & \ddot{\theta}_i & \dot{\theta}_i & \text{sign}(\dot{\theta}_i) \end{pmatrix} \quad (3.12)$$

$$\chi_{flex} = \left(M_{ii} \quad MX_i \quad MY_i \quad F_{v_i} \quad F_{s_i} \quad K_i \quad J_{m_i} \quad F_{v_{m_i}} \quad F_{s_{m_i}} \right)^T \quad (3.13)$$

où g est l'accélération de la pesanteur, M_{ii} l'inertie du corps rigide considéré, et MX_i et MY_i les composantes du premier moment d'inertie du corps rigide autour de l'origine O_i du repère associé à ce corps (Khalil et Dombre, 2004).

On voit donc que les paramètres du modèle réduit peuvent être identifiés à partir des mesures des positions moteur et articulaires et de leurs dérivées. En pratique, on ne dispose souvent pas de mesures directes des vitesses et accélérations. Celles-ci peuvent être obtenues par filtrage des positions mesurées. Cette approche est illustrée expérimentalement dans (Pham et al., 2001) sur le cas à un ddl.

Capture de mouvement

La capture de mouvement peut être utilisée afin de reconstruire les positions articulaires à partir de mesures extéroceptives. Cette approche a été proposée dans (Lightcap et Banks, 2007) pour l'identification dynamique du robot à six ddl Mitsubishi PA10-6CE. Les mesures articulaires reconstituées sont utilisées dans une procédure d'identification axe par axe par moindres carrés linéaires décrite plus haut (3.1.2.1). Il est à noter que dans le cas de faibles déformations élastiques, le problème peut être mal conditionné à cause de la différence dans l'ordre de grandeur entre q , θ et $q - \theta$ et peut nécessiter une reformulation mathématique du problème. Dans (Lightcap et Banks, 2010), la capture de mouvement est utilisée pour l'estimation en ligne de l'état et des paramètres inertiels du système dans un schéma de commande adaptative.

Accéléromètres

Tandis que les capteurs de mesures articulaires imposent des contraintes d'intégration et ne sont pas toujours disponibles pour des robots industriels, les mesures côté moteur peuvent être complétées par des mesures issues d'accéléromètres temporairement placés sur les segments du robot lors de l'étape d'identification expérimentale.

Dans (Pham et al., 2002), une approche similaire à celle utilisant les mesures des positions articulaires décrite dans la Section 3.1.2.1 est proposée. Les auteurs utilisent le modèle exprimé linéairement par rapport aux paramètres et dérivé deux fois afin de faire apparaître explicitement les accélérations articulaires reconstruites à partir de mesures issues des accéléromètres. Afin de pallier le problème des non-linéarités non différentiables comme le frottement sec, les auteurs proposent d'adjoindre le modèle non dérivé évalué sur une trajectoire excitant peu les flexibilités. L'approche est illustrée expérimentalement sur le cas d'un seul axe.

Dans (Oaki et Adachi, 2012) une procédure en trois étapes est appliquée au cas d'un robot plan à deux ddl. Les paramètres rigides sont tout d'abord identifiés et les contributions des couples de frottement de Coulomb non-linéaires sont retranchées. Le problème multivariable non-linéaire est ensuite transformé en deux problèmes monovariables linéaires en utilisant comme entrée supplémentaire le couple d'interaction non-linéaire entre les deux axes. Celui-ci est déterminé à partir des paramètres rigides et des mesures de positions moteurs et accélérations articulaires reconstruites à partir de mesures issues des accéléromètres. Le problème d'identification de système linéaire ainsi formulé est résolu dans l'espace d'état par la méthode d'erreur de prédiction à partir de réponses en boucle ouverte à un signal binaire pseudo-aléatoire. Les paramètres flexibles sont alors estimés par comparaison au modèle paramétré à partir d'une modélisation physique. L'ensemble des paramètres physiques rigides, flexibles et de frottement, est finalement ajusté par une procédure d'optimisation non-linéaire.

Capteurs de couple

L'identification expérimentale du robot léger à sept ddl LWR III du DLR décrite dans (Albu-Schäffer et Hirzinger, 2001b) est réalisée à partir de capteurs de positions moteur et articulaires ainsi que de jauges de contraintes permettant d'estimer le couple articulaire. Un modèle à articulations flexibles avec amortissement est considéré :

$$M(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q})\dot{q} + \tau_G(q) = \tau_{elast} + DK^{-1}\dot{\tau}_{elast} \quad (3.14)$$

$$J_m\ddot{\theta} + \tau_{elast} + DK^{-1}\dot{\tau}_{elast} + \tau_{fm} = \tau \quad (3.15)$$

$$\tau_{elast} = K(\theta - q) \quad (3.16)$$

avec D la matrice de coefficients d'amortissement élastique, et τ_{fm} le couple de frottement moteur non-linéaire dont le coefficient de frottement sec est considéré comme dépendant du couple articulaire. Les paramètres rigides sont supposés connus et les auteurs envisagent l'identification séparée de chaque groupe de paramètres restants (les frottements moteurs d'une part, les paramètres de ressorts amortis d'autre part) à partir d'expériences indépendantes. Les frottements moteurs sont identifiés à partir des mesures des positions moteurs et des couples articulaires pour des trajectoires axe par axe en paliers de vitesse. Les paramètres élastiques sont identifiés pour deux segments consécutifs avant l'assemblage du robot complet à partir des réponses articulaires temporelles oscillantes à moteur bloqué.

3.1.2.2 Identification à partir de mesures moteur seules

La mise en place de capteurs additionnels n'étant pas toujours possible dans un contexte industriel, des méthodes d'identification utilisant seulement les positions et les couples moteurs ont été proposées. Les méthodes employées dépendent fortement de l'objectif de modélisation poursuivi. Les méthodes *locales*, approchant le comportement du robot autour d'une configuration donnée par un modèle linéaire, visent à identifier les paramètres d'un système masses-ressorts. Ces méthodes s'appuient souvent sur une analyse modale et s'inscrivent par exemple dans une démarche d'identification autour de plusieurs points de fonctionnement et de commande par séquençement de gains. Des représentations locales de type « boîte noire » ou « boîte grise » reposant sur une paramétrisation physique sont employées. L'objectif des méthodes *globales* est l'identification du modèle non-linéaire du robot valable dans tout l'espace de travail. A cette fin, la connaissance préalable du modèle rigide est généralement supposée, soit ramenant le problème à l'identification des paramètres flexibles uniquement, notamment à partir de plusieurs modèles locaux, soit servant de point initial à une procédure d'optimisation.

Approximations linéaires locales

Approche 1 : L'approche par moindres carrés linéaires rappelée dans la Section 3.1.2.1 est envisagée dans (Pham et al., 2001) pour l'identification d'un système à un ddl à partir des informations moteur seules. A cette fin, les variables articulaires sont éliminées du modèle monovarié par double dérivation de l'équation côté moteur. Le modèle est ensuite simplifié et rendu linéaire vis-à-vis de paramètres identifiables $X_i, i=1..7$, eux-mêmes fonctions non-linéaires de paramètres physiques (3.17-3.18). La trajectoire d'identification est choisie afin de ne pas exciter les termes négligés, à savoir les termes de gravité et de frottement sec

articulaire τ_{fa} .

$$\tau_i = \frac{M_{ii}J_{m_i}}{K_i}\theta_i^{(4)} + \frac{M_{ii}F_{vm_i} + J_{m_i}F_{v_i}}{K_i}\theta_i^{(3)} + \left(M_{ii} + J_{m_i} + \frac{F_{v_i}F_{vm_i}}{K_i}\right)\ddot{\theta}_i + \dots$$

$$(F_{v_i} + F_{vm_i})\dot{\theta}_i + F_{sm_i}\text{sign}(\dot{\theta}_i) - \frac{M_{ii}}{K_i}\ddot{\tau}_i - \frac{F_{v_i}}{K_i}\dot{\tau}_i \quad (3.17)$$

$$\Leftrightarrow \tau_i = \begin{pmatrix} \theta_i^{(4)} & \theta_i^{(3)} & \ddot{\theta}_i & \dot{\theta}_i & \text{sign}(\dot{\theta}_i) & -\ddot{\tau}_i & -\dot{\tau}_i \end{pmatrix} \begin{pmatrix} X_1 \\ \vdots \\ X_7 \end{pmatrix} \quad (3.18)$$

avec

$$X_1 = \frac{M_{ii}J_{m_i}}{K_i}, X_2 = \frac{M_{ii}F_{vm_i} + J_{m_i}F_{v_i}}{K_i}, X_3 = M_{ii} + J_{m_i} + \frac{F_{v_i}F_{vm_i}}{K_i} \quad (3.19)$$

$$X_4 = F_{v_i} + F_{vm_i}, X_5 = F_{sm_i}, X_6 = \frac{M_{ii}}{K_i}, X_7 = \frac{F_{v_i}}{K_i} \quad (3.20)$$

Cette approche est illustrée expérimentalement sur une maquette à un ddl et comparée à d'autres approches d'identification suivant les mesures disponibles (Janot et al., 2011).

Approche 2 : Dans certains cas, le modèle d'articulation flexible à deux masses (Fig. 2.4) peut s'avérer insuffisant pour décrire le comportement d'un robot réel. Un modèle flexible à trois masses est ainsi proposé et identifié dans (Östring et al., 2003) pour l'axe 1 du robot ABB IRB 1400 (Fig. 3.1), et les approches d'identification de type « boîte noire » et « boîte grise » sont comparées. Dans (Berglund et Hovland, 2000) le problème d'identification d'un modèle flexible à masses réparties d'ordre quelconque est considéré. Dans la méthode proposée, les frottements et l'élasticité sont identifiés séparément. Les raideurs sont identifiées par résolution d'un problème inverse de valeurs propres, à partir des fréquences de résonance et d'anti-résonance issues d'une analyse modale. Cette approche est appliquée à un axe d'un robot industriel ABB. Une généralisation au cas multivariable est présentée dans (Hovland et al., 2001).

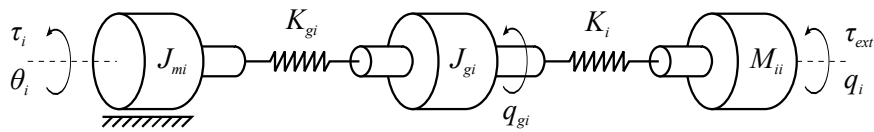


FIGURE 3.1 – Modèle d'une articulation flexible à 3 corps

Approche 3 : Une approche d'identification de type « boîte noire » est proposée dans (Johansson et al., 2000). Tandis que les équations dynamiques de systèmes robotiques peuvent être obtenues en fonction des paramètres physiques par les formalismes de Newton ou de Lagrange, le protocole proposé permettrait une identification rapide du système en cas de variations de conditions de fonctionnement (modification de la charge ou interaction avec l'environnement) dans un objectif de ré-ajustement en ligne de lois de commande par modèle. Les auteurs s'intéressent à l'identification expérimentale des axes 1 et 4 du robot ABB Irb-2000, et montrent qu'un modèle local d'ordre réduit identifié sous forme d'état par la méthode des sous-espaces, et augmenté par un modèle non-linéaire de frottements, permet de représenter efficacement le comportement dynamique de systèmes robotiques.

Méthodes globales

Visant à identifier un modèle valable dans tout l'espace de travail, les méthodes globales décrites ci-dessous reposent souvent sur la connaissance des paramètres rigides du robot, soit afin d'isoler l'identification des paramètres flexibles, soit afin d'initialiser un algorithme d'optimisation non-linéaire.

Suivant la première approche, connaissant les variations de la matrice d'inertie $M(q)$ en fonction de la configuration, les paramètres flexibles restant à identifier sont estimés à partir de plusieurs identifications locales. Dans (Hovland et al., 2000), les paramètres d'amortissement et de raideur sont identifiés par moindres carrés linéaires dans le domaine fréquentiel. Cette méthode tenant compte des couplages inertiels entre les axes est appliquée expérimentalement à 2 axes d'un robot industriel ABB.

Une méthode d'identification de type boîte grise de modèles non-linéaires à l'aide de modèles linéaires locaux intermédiaires est décrite dans (Wernholt et Moberg, 2011). Le modèle considéré est une généralisation du modèle à articulations flexibles. Plusieurs points de fonctionnement sont choisis dans une procédure d'optimisation visant à maximiser l'identifiabilité des paramètres inconnus. Les réponses fréquentielles expérimentales multivariées non paramétriques sont estimées dans les configurations ainsi retenues. Les paramètres flexibles (élasticités, amortissements) sont finalement identifiés par minimisation de l'écart entre réponses fréquentielles non paramétriques et paramétriques. Cette dernière est obtenue à partir de la linéarisation du modèle non-linéaire aux points de fonctionnement considérés. Cette méthode est illustrée expérimentalement sur le robot industriel IRB6640 d'ABB.

Dans une autre approche reposant sur une procédure d'optimisation non-linéaire, les mesures de couples moteur sont uniquement utilisées (Gautier et al., 2011a, 2012). Cette méthode constitue une extension au cas flexible de l'approche DIDIM (Direct and Inverse Dynamic Identification Model) développée initialement dans le cadre de l'identification rigide (Gautier et al., 2011b). Les paramètres dynamiques sont identifiés par minimisation de l'erreur quadratique entre le couple moteur réel en boucle fermée et celui simulé à partir du modèle dynamique direct, ne nécessitant pas la mesure des angles moteur et articulaires. Dans le cas flexible, le problème d'optimisation est non-linéaire et est résolu par la méthode de Nelder-Mead. Cette approche est validée expérimentalement sur une maquette à un ddl.

3.1.2.3 Discussion

Les exemples précédents mettent en évidence la très forte dépendance des approches d'identification expérimentale vis-à-vis du contexte de leur mise en œuvre. Le niveau de détail des modèles recherchés (modèle monovarié ou multivarié avec prise en compte des couplages, linéaire ou non-linéaire, « boîte noire » ou « boîte grise » paramétré physiquement, avec identification de tout ou partie des paramètres) est notamment déterminé par l'usage qui en est envisagé (étude locale pour un modèle nominal de synthèse ou commande par séquençage de gains, ou globale couvrant tout l'espace de travail), le mode opératoire possible (choix de l'instrumentation du robot, opération en boucle ouverte ou fermée) et les particularités physiques des robots (généralisation du modèle de l'articulation flexible à deux masses à un ordre plus élevé, divers modèles de frottements non-linéaires). Le choix des méthodes d'identification s'ensuit, privilégiant le domaine temporel ou fréquentiel, et des méthodes d'optimisation linéaires ou non-linéaires.

En outre, des modélisations plus détaillées des effets non-linéaires inhérents aux composants mécaniques ont été envisagées dans les travaux suivants : raideurs non-linéaires dans le cadre de la modélisation des réducteurs de type *Harmonic Drive* (Tuttle et Seering, 1996; Kircanski et Goldenberg, 1997; Kennedy et Desai, 2005), non-linéarités de raideur liées à la configuration du robot (Kim et Streit, 1995), modélisation et estimation en ligne des élasticités des actionneurs à raideur variable (Flacco et al., 2011), non-linéarités de type hystérésis et jeu (Ruderman et al., 2009).

3.2 Analyse du système expérimental

L'objectif de cette section est l'analyse de l'actionnement du robot ASSIST en vue de l'identification d'un modèle à articulations flexibles du robot. Après une brève description du principe d'actionnement, une mise en évidence qualitative des flexibilités est présentée et une vérification de linéarité des transmissions est effectuée.

Le dispositif expérimental et les paramètres des corps rigides du robot sont présentés en Annexe A.

3.2.1 Principe d'actionnement

Dans le contexte de robots interactifs, l'actionnement par vérins à câbles représentent une technologie avantageuse car peu encombrante, réversible et à forte capacité de charge. En contrepartie, les flexibilités introduites dans l'architecture du robot doivent être prises en compte pour la commande. La Fig. 3.2 illustre le principe d'actionnement du robot ASSIST et met en évidence les éléments constituant la transmission depuis le moteur jusqu'à la poulie articulaire actionnée (Bonnemason et al., 2010; Garrec, 2001).

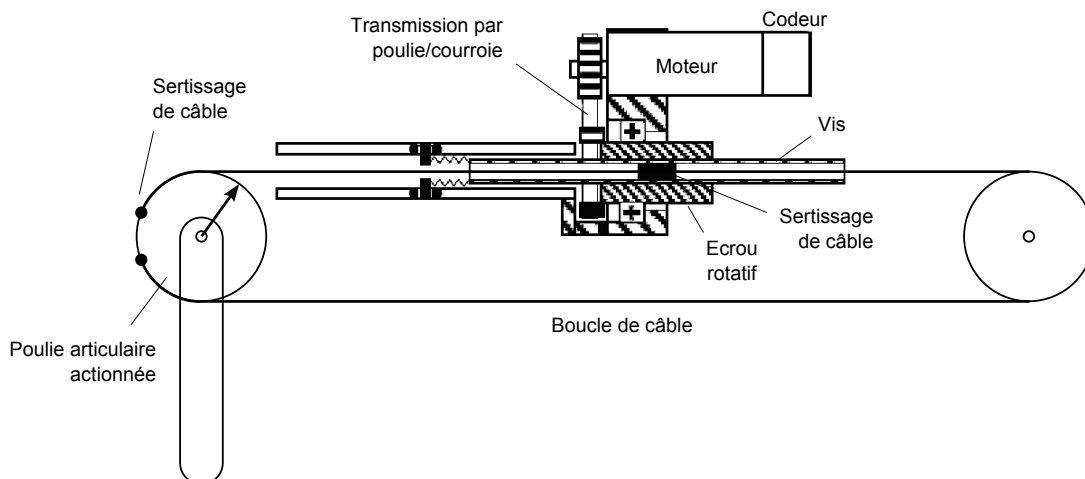


FIGURE 3.2 – Vérin à câble.

La boucle de câble est composée de deux brins, court et long, dont l'élasticité contribue de manière majoritaire à l'élasticité totale de la transmission (Fig. 3.3). Notons K_c et K_L les raideurs des brins court et long, de longueurs respectives l_c et l_L liées à l'angle articulaire de

l'articulation actionnée².

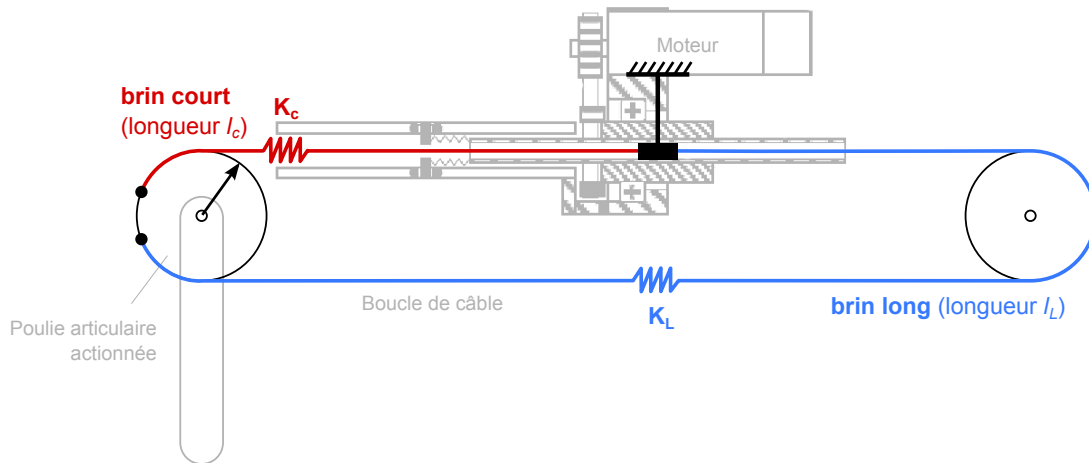


FIGURE 3.3 – Brins long et court constitutifs de la boucle de câble.

L'examen de cette structure d'actionnement montre que la raideur articulaire totale K_i correspondant à l'actionnement de l'axe i dépend de plusieurs facteurs :

1. Dépendance vis-à-vis du *pré-chargement* des câbles (Fig. 3.4(a)) :
 - si les deux brins sont tendus ($|\tau_{elast}| \leq \tau_{pré-charge}$), la raideur équivalente totale est due à la mise en parallèle des deux brins : $K_i = K_{//} = K_c + K_L$;
 - si l'un des deux brins est seulement tendu ($|\tau_{elast}| > \tau_{pré-charge}$), la raideur totale est soit K_c soit K_L .
2. Dépendance vis-à-vis de la *configuration* des axes en aval de l'axe i : selon les positions des axes en aval, la charge vue par l'axe i varie et peut influencer sur la raideur impliquée (K_c , K_L ou $K_{//}$) selon les brins tendus.
3. Dépendance vis-à-vis de la *position* de l'axe i : lors d'un déplacement angulaire de l'axe i , les longueurs des brins varient, entraînant une variation des valeurs des raideurs K_c , K_L et $K_{//}$ (Fig. 3.4(b)).

Si l'on peut supposer qu'une seule raideur $K_{//}$ est impliquée pour des mouvements de faible amplitude à faible charge, une charge utile variable en opération peut modifier les raideurs impliquées. De plus, les caractéristiques qualitatives présentées en Fig. 3.4 décrivent le comportement statique. Afin d'évaluer les effets des élasticités durant l'opération, on privilégiera donc une méthode d'identification dynamique. Par ailleurs, en l'absence de codeurs articulaires, l'évaluation en ligne de la raideur ou le positionnement dans l'un des trois régimes de fonctionnement selon les brins tendus reste difficile. Dans ce contexte, on s'orientera vers des techniques de commande robuste pouvant tolérer des variations de la raideur et donc des fréquences de résonance du système.

3.2.2 Évaluation de la linéarité des transmissions

Comme souligné dans la Section 3.1.2.3, la prise en compte de non-linéarités de transmission supplémentaires (jeu, hystérésis) peut être nécessaire afin de traduire avec précision la réalité

2. En première approximation, la raideur K d'une longueur l de câble de section S et de module d'Young en traction/compression E peut être évaluée selon $K = ES/l$.

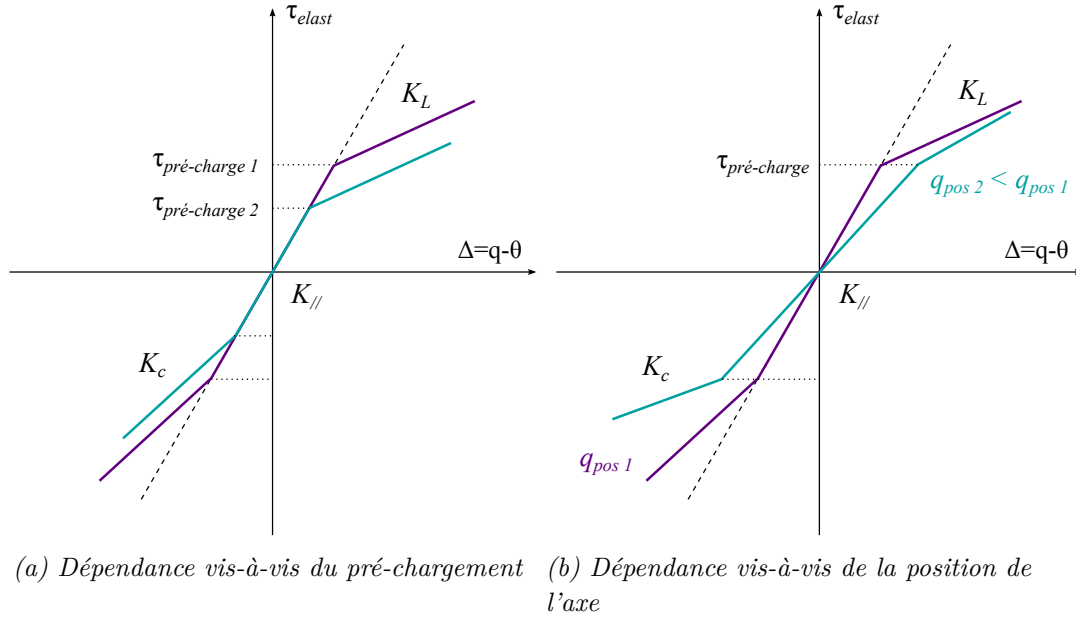


FIGURE 3.4 – Caractéristique statique qualitative de la raideur d'une transmission.

physique d'un robot particulier. Dans un contexte d'identification à partir de codeurs moteur seuls, il est particulièrement important de s'assurer de l'absence ou de la présence de telles non-linéarités dans l'objectif éventuel de leur compensation. Leur présence est également déterminante vis-à-vis du niveau de précision pouvant être atteint sans capteurs supplémentaires, et influence donc la spécification des objectifs de commande.

En l'absence de codeurs articulaires fournissant une information temps réel pour la commande ou permettant une validation stricte du comportement entrée-sortie de la transmission moteur-articulation, des mesures externes obtenues à l'aide d'un laser de poursuite LTD800 LEICA[®] sont utilisées. Localement, et en considérant un à un les axes du robot comme des systèmes monovariabiles, d'éventuelles non-linéarités statiques entre les positions moteurs et les positions articulaires sont recherchées. L'expérience consiste en une acquisition synchronisée des angles moteur avec celle de la position cartésienne d'une cible solidaire de la poulie articulaire. Le déplacement angulaire articulaire est ensuite reconstruit à partir du déplacement cartésien de la cible et est comparé avec le déplacement moteur. Sont considérés des mouvements sinusoïdaux d'amplitude et de fréquence faibles afin de ne pas exciter les flexibilités, mais suffisantes pour dominer les frottements moteur. Les déplacements moteurs et articulaires ainsi reconstruits des deux axes sont représentés Fig. 3.5(a) et 3.5(c), pour des mouvements lents de faible amplitude en configuration « bras tendu » ($q_3 = q_4 = 0$). La différence entre ces déplacements est représentée Fig. 3.5(b) et 3.5(d), avec une erreur de l'ordre de 1×10^{-3} rad. Une bonne linéarité peut être observée (Fig. 3.6).

Pour déterminer les sources de erreurs constatées, examinons le modèle théorique à articulations flexibles, en régime quasi-statique où les effets des accélérations et des vitesses sont négligeables. Les deux variables moteur et articulaire sont alors liées par la relation :

$$\theta = q + K^{-1}(\tau_G(q) + \tau_{fa}) \quad (3.21)$$

Pour des mouvements de faible amplitude autour d'une configuration donnée, la contribution de la gravité $\tau_G(q)$ est proche d'une constante et résulte en une erreur statique, pouvant

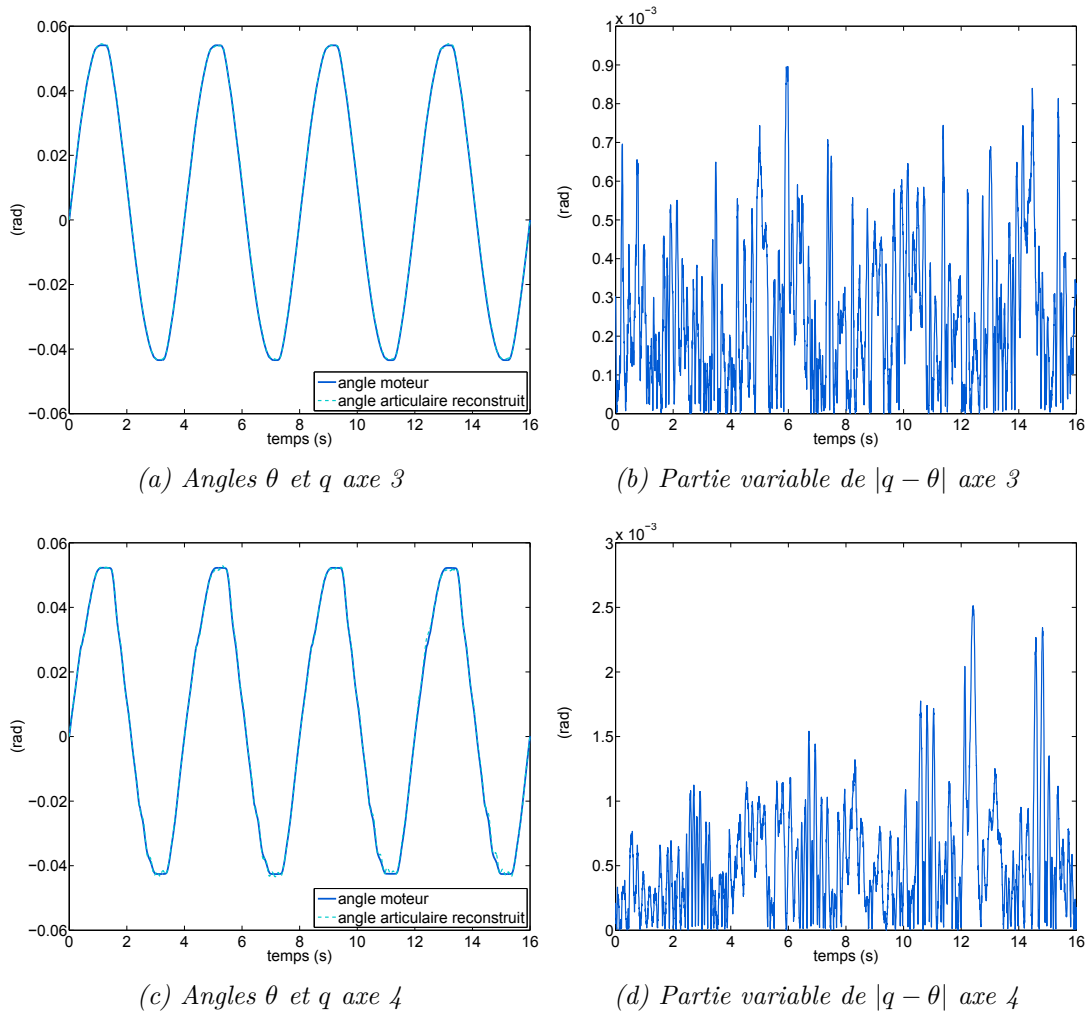


FIGURE 3.5 – Comparaison des angles moteur et articulaire reconstruit pour des mouvements quasi-statiques des axes 3 et 4.

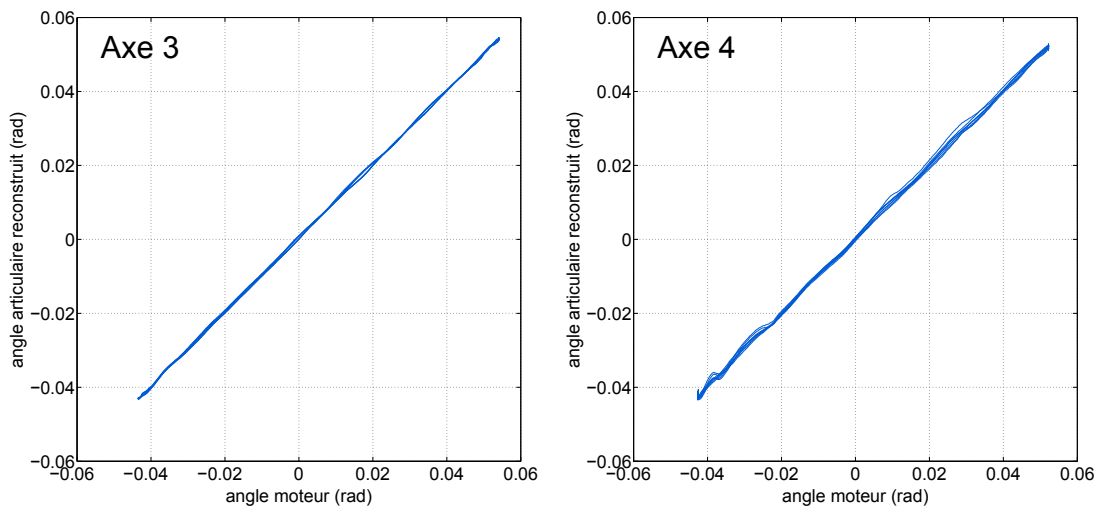


FIGURE 3.6 – Absence d'hystérésis notable.

éventuellement être compensée par le calcul des références moteurs en fonction des références articulaires désirées. Les frottements articulaires τ_{fa} représentent alors la source principale de la partie variable de la différence entre θ et q . En l'absence de codeurs articulaires, l'influence des frottements articulaires ne peut être contrôlée sans une modélisation fine du processus permettant la mise en place d'observateurs et/ou de compensations. Cette influence résulte pour le système étudié en des erreurs de l'ordre de 1×10^{-3} rad, soit environ un millimètre en bout de bras pour une longueur de bras inférieure à 1m (Fig. 3.5). Dans la suite, on cherchera par conséquent à concevoir des lois de commande minimisant tous les autres facteurs d'erreur.

Le comportement articulaire de l'axe 3 en réponse à un créneau filtré de position moteur est illustré Fig. 3.7. La fréquence des oscillations est de l'ordre de 4.35Hz, un dépassement de 66% est observé. L'amplitude crête-à-crête maximale des oscillations atteint 10^{-2} rad, ce qui pour un bras de longueur de l'ordre du mètre représente environ 1 cm de déplacement vertical.

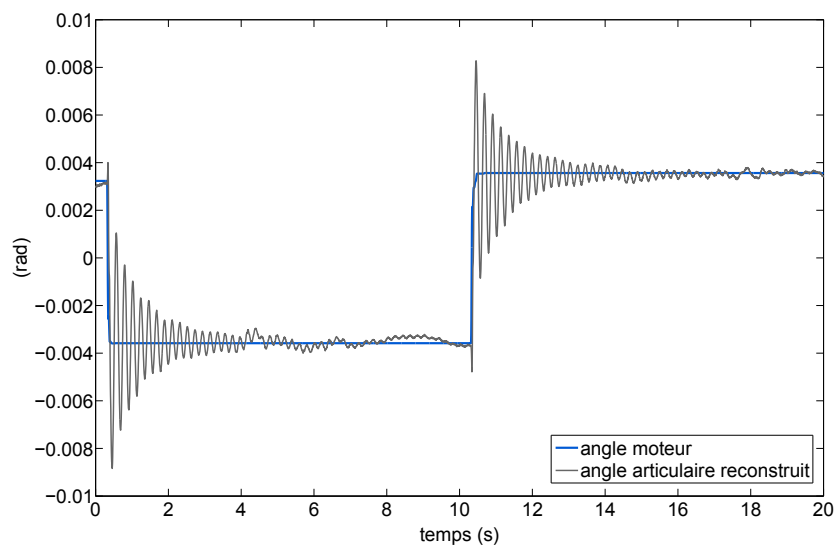


FIGURE 3.7 – Réponse articulaire à un créneau filtré de position moteur (axe 3).

Cette première analyse du système expérimental a permis d'établir une bonne linéarité de transmissions moteur à articulation des axes 3 et 4 du bras ASSIST, ainsi que de mettre en évidence son comportement dynamique oscillatoire. Au vu des élasticités inhérentes à son système d'actionnement à câbles et de ces observations expérimentales, le robot ASSIST sera modélisé dans la suite de cette étude comme un manipulateur à corps rigides et à articulations flexibles. L'identification expérimentale de ce système devra également permettre la mise en place d'une approche de commande robuste aux variations potentielles de raideur au cours de l'opération inhérentes au principe d'actionnement de ce robot.

3.3 Approche d'identification pour la commande

Les motivations d'une approche d'*identification orientée commande* sont doubles. D'une part, les modèles recherchés doivent être adaptés à la synthèse de lois de commande, i.e. présenter une complexité réduite, et être suffisamment représentatifs du comportement du système étudié dans les plages de fréquence d'intérêt. D'autre part, les incertitudes associées aux modèles identifiés doivent pouvoir être caractérisées et décrites sous une forme adaptée à la

synthèse robuste (Gevers, 2005; Ninness et Goodwin, 1995). L'importance de la planification d'expérience vis-à-vis de ce double objectif est soulignée dans (Hjalmarsson, 2005).

Les objectifs poursuivis par l'approche proposée dans le cadre de cette thèse sont donc l'obtention d'un modèle pour la commande décrivant les flexibilités du robot, la description des incertitudes associées, et leur minimisation en vue de la commande.

3.3.1 Objectifs et modélisation

3.3.1.1 Motivations et résumé de la méthode proposée

Si les méthodes d'identification dédiées aux robots manipulateurs à articulations flexibles issues de la littérature (Section 3.1) varient en fonction du contexte de leur mise en œuvre (instrumentation, objectifs), notons qu'en cas de flexibilités articulaires limitées, un modèle rigide du robot peut aujourd'hui être connu sans difficultés majeures grâce aux outils CAO et aux méthodologies expérimentales bien développées. Un tel modèle sans prise en compte des effets élastiques représente une première approximation, et peut ne pas suffire à l'élaboration d'une commande performante, notamment vis-à-vis des vibrations. Cependant, il décrit les effets dynamiques majeurs de la chaîne polyarticulée de corps rigides. Partant de cette observation, la première étape de l'approche proposée consiste en une boucle de pré-compensation interne fondée sur le modèle rigide, appliquée au système considéré afin de réduire l'influence des non-linéarités dues à la structure rigide du robot (Fig. 3.8(a)). Les effets de cette pré-compensation sont étudiés dans la Section 3.3.1.2 et en Annexe B. Notons que cette analyse s'applique aux robots industriels classiquement considérés comme rigides et pouvant être commandés comme tels dans des conditions de fonctionnement accentuant leurs flexibilités (charge importante, mouvements à fortes dynamiques).

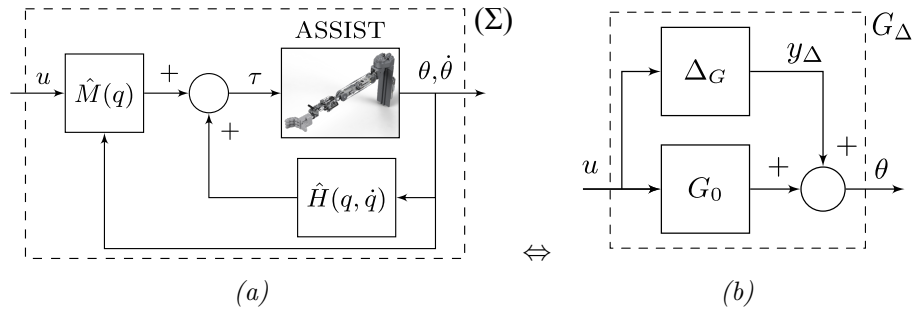


FIGURE 3.8 – (a) Boucle de compensation interne appliquée au robot ASSIST et (b) représentation équivalente pour la commande.

Le système résultant (Σ) est modélisé en fonction des paramètres rigides supposés connus et des paramètres flexibles à déterminer. Afin d'identifier ces derniers, et en même temps caractériser le comportement multivariable et résonant de (Σ) , une étude dans le domaine fréquentiel est adaptée à plusieurs égards :

1. l'étude des réponses fréquentielles non paramétriques multivariables permet de mettre en évidence les multiples modes flexibles du système et les couplages entre les différents axes du robot ;
2. la comparaison des réponses fréquentielles expérimentales avec les modèles paramétriques locaux obtenus à partir de la linéarisation du modèle physique complet permet

d'identifier les paramètres flexibles inconnus, et d'aboutir à des modèles de structure prédéfinie et d'ordre réduit ;

- la dispersion des modèles locaux autour d'une configuration nominale permet d'évaluer les incertitudes associées à un modèle de synthèse nominal.

La méthodologie d'identification fréquentielle en deux étapes employée est inspirée des travaux de [Wernholt et Moberg \(2011\)](#) développée dans le cadre de l'identification des flexibilités de robots industriels. Elle est ici appliquée au système (Σ) dans la perspective d'une commande robuste. Cette démarche s'appuie d'une part sur l'estimation de réponses fréquentielles non paramétriques multivariées, présentée dans la Section 3.3.2.2, et l'identification paramétrique à partir de ces réponses, détaillée dans la Section 3.3.2.3. Les étapes clés de la planification d'expérience sont abordées dans la Section 3.3.2.1.

Les incertitudes associées au modèle choisi pour la synthèse robuste sont ensuite déduites des résultats de l'identification expérimentale. En effet, bien que l'identification des paramètres flexibles donne accès au modèle physique non-linéaire (2.8-2.9), la pré-compensation rigide permet de considérer un modèle de synthèse nominal linéaire. Les non-linéarités résiduelles dues à la variation de configuration du robot sont alors regroupées sous forme d'incertitude additive non structurée (Fig. 3.8(b)). Cette représentation pour la commande est définie et les incertitudes associées sont caractérisées dans la Section 3.3.3.3.

La Figure 3.9 résume l'approche proposée. Les résultats expérimentaux obtenus pour le robot ASSIST sont présentés dans la Section 3.3.3.

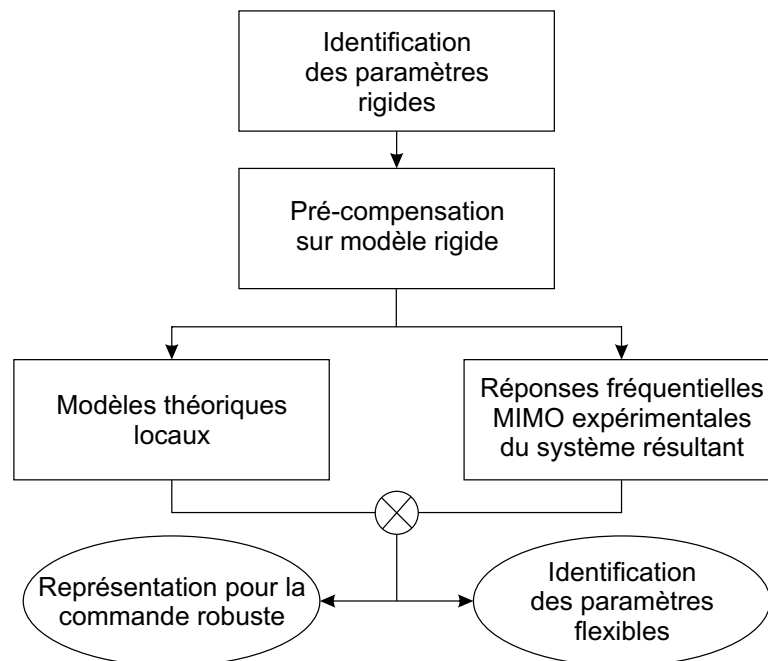


FIGURE 3.9 – Résumé de l'approche d'identification pour la commande proposée.

3.3.1.2 Pré-compensation rigide

Comportement dynamique niveau moteur

La compensation représentée Fig. 3.8(a) correspond dans le cas d'un robot rigide à n ddl modélisé par (2.4) à une linéarisation par bouclage ayant pour effet de découpler entièrement la dynamique des différents axes, de sorte que le système résultant (Σ) représente n doubles intégrateurs indépendants. Le couple moteur τ et le nouveau vecteur de commande u sont liés par :

$$\tau = \hat{M}_{rig}(q)u + \hat{H}(q, \dot{q}) \Rightarrow \ddot{q} = u \quad (3.22)$$

Sachant que $q = \theta$ dans le cas rigide, et avec s la variable de Laplace, la relation entrée-sortie du système résultant est :

$$\Theta(s) = \text{diag} \left(\frac{1}{s^2}, \dots, \frac{1}{s^2} \right) U(s) \quad (3.23)$$

Cependant, lorsque la commande (3.22) est appliquée à un robot à articulations flexibles, le système (Σ) effectivement obtenu présente encore des non-linéarités et des couplages. Afin d'évaluer ces effets, les équations du modèle flexible réduit (2.8-2.9) avec la commande issue du modèle rigide (3.22) sont tout d'abord exprimées en fonction des variables moteur. On suppose que les termes de frottement τ_{fa} et τ_{fm} représentent les contributions du frottement visqueux de coefficients F_v et F_{vm} :

$$\tau_{fa} = F_v \dot{q}, \quad \tau_{fm} = F_{vm} \dot{\theta} \quad (3.24)$$

A partir de (2.9), avec K la matrice des raideurs diagonale définie positive et donc inversible, la position articulaire peut être exprimée en fonction des variables moteur comme suit :

$$q = K^{-1} J_m \ddot{\theta} + K^{-1} F_{vm} \dot{\theta} + \theta - K^{-1} \tau \quad (3.25)$$

En remplaçant q , \dot{q} , \ddot{q} à partir des dérivations successives de (3.25) avec τ donné par (3.22) supposée deux fois dérivable par rapport au temps (hypothèse d'une commande suffisamment lisse), la dynamique moteur (2.8) peut être exprimée par l'équation différentielle non-linéaire d'ordre 4 suivante :

$$\theta^{(4)} + A_3 \theta^{(3)} + A_2 \ddot{\theta} + A_1 \dot{\theta} = B_2 \ddot{u} + B_1 \dot{u} + B_0 u + d_H \quad (3.26)$$

avec les coefficients matriciels A_i et $B_j \in \mathbb{R}^{n \times n}$ dépendant de q et de \dot{q} :

$$\begin{aligned} A_3 &= J_m^{-1} F_{vm} + L J_m \\ A_2 &= J_m^{-1} K (I + M^{-1} J_m) + L F_{vm} \\ A_1 &= J_m^{-1} K M^{-1} (F_v + F_{vm}) \\ B_2 &= J_m^{-1} \hat{M}_\theta \\ B_1 &= L \hat{M}_\theta + 2 J_m^{-1} \dot{\hat{M}}_\theta \\ B_0 &= J_m^{-1} K M^{-1} \hat{M}_\theta + L \dot{\hat{M}}_\theta + J_m^{-1} \ddot{\hat{M}}_\theta \\ L &= J_m^{-1} K M^{-1} F_v K^{-1} \\ d_H &= J_m^{-1} K M^{-1} (\hat{H}_\theta - H_q + F_v K^{-1} \dot{\hat{H}}_\theta + M K^{-1} \ddot{\hat{H}}_\theta) \end{aligned} \quad (3.27)$$

Notons qu'en pratique, les estimées de $M(q)$ et de $H(q, \dot{q}) = H_q$ intervenant dans (3.22) sont obtenues à partir de mesures de $\theta \neq q$ dans le cas flexible, ce qui est signifié par les notations indicielles $\hat{M}_\theta = \hat{M}(\theta)$ et $\hat{H}_\theta = \hat{H}(\theta)$ dans (3.27). Les termes trigonométriques intervenant dans le calcul de la matrice d'inertie et évalués pour les deux variables θ et q restent raisonnablement proches pour de faibles déflexions. Lorsque K est connue, pour une estimation plus précise des termes \hat{H}_θ , une mesure moteur $\tilde{\theta}$ modifiée par la gravité peut être envisagée dans les calculs de compensation (De Luca et Book, 2008) :

$$\tilde{\theta} = \theta - K^{-1}\tau_G(\theta) \quad (3.28)$$

Ce calcul, inspiré de l'équation (2.8) à l'état statique, peut être éventuellement rendu itératif au sein d'une période d'échantillonnage de la commande jusqu'à convergence de $\tilde{\theta}$ vers une valeur proche de q .

Représentation pour la commande

Dans cette section, le modèle (3.26) est reformulé dans une perspective de synthèse robuste. Le système (Σ) résultant de la commande (3.22) appliquée à (2.8-2.9) est considéré comme incertain du fait des variations de configuration du robot. L'équation différentielle non-linéaire (3.26) décrivant le comportement moteur est linéarisée autour d'un point d'équilibre et réécrite sous une forme de matrice de transfert locale. Les variations de ses représentations locales autour d'une configuration nominale sont décrites par une incertitude additive (Fig. 3.8(b)).

Un équilibre du système flexible (2.8-2.9) sous la compensation (3.22) est défini par :

$$\dot{\theta}_0 = 0, \dot{q}_0 = 0 \quad (3.29)$$

$$\theta_0 = q_0 + K^{-1}\tau_{G_0} \quad (3.30)$$

$$u_0 = -\hat{M}_{\theta_0}^{-1}(\hat{\tau}_G(\theta_0) - \tau_{G_0}) \quad (3.31)$$

avec $\tau_{G_0} = \tau_G(q_0)$ le couple de gravité à q_0 .

La linéarisation de (3.26) autour du point d'équilibre (3.29) permet d'écrire la relation entrée-sortie de (Σ) sous forme d'un système LTI dans le domaine de Laplace :

$$\Theta(s) = G(s)U(s) \quad (3.32)$$

Nous avons montré que sous l'hypothèse d'une compensation de gravité parfaite, auquel cas $u_0 = 0$, la matrice de transfert locale $G(s) \in \mathbb{C}^{n \times n}$ prend la forme :

$$G(s) = A(s)^{-1}B(s) \quad (3.33)$$

$$A(s) = s^4 I_n + s^3 \tilde{A}_3 + s^2 \tilde{A}_2 + s \tilde{A}_1 \quad (3.34)$$

$$B(s) = s^2 \tilde{B}_2 + s \tilde{B}_1 + \tilde{B}_0 \quad (3.35)$$

où les termes matriciels \tilde{A}_i et \tilde{B}_i correspondent à A_i et B_i décrits par (3.27) et évalués au point d'équilibre considéré. Les calculs détaillés sont présentés en Annexe B.

Le terme $G_{ij}(s)$ de la matrice G dans (3.32) représente l'influence de l'entrée u_j sur la sortie θ_i . Dans le cas à deux ddl ($n = 2$), $G_{ij}(s)$ prend la forme suivante :

$$G_{ij}(s) = \frac{a_0(s + a_1)(s^2 + a_2s + a_3)(s^2 + a_4s + a_5)}{s(s + b_1)(s + b_2)(s^2 + b_3s + b_4)(s^2 + b_5s + b_6)} \quad (3.36)$$

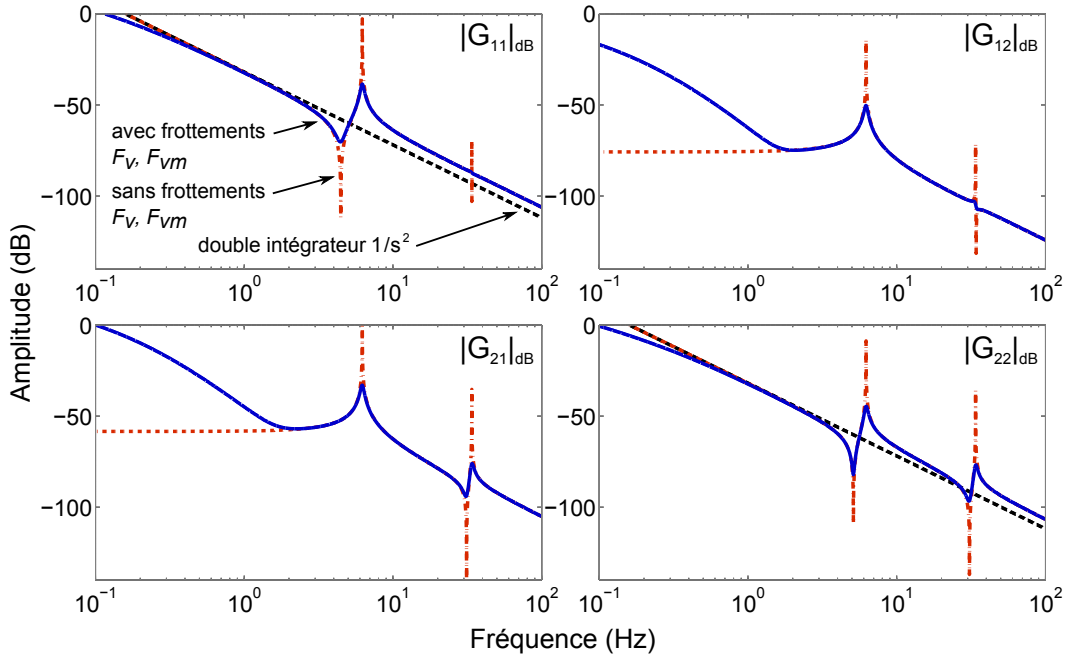


FIGURE 3.10 – Réponse fréquentielle théorique locale d'un robot à deux ddl flexible pré-compensé sur modèle rigide.

avec a_i et b_j coefficients scalaires réels.

Sans frottements ($F_v = F_{vm} = 0$), les termes L , \tilde{A}_3 , \tilde{A}_1 et \tilde{B}_1 disparaissent ce qui conduit à :

$$A(s) = s^4 I_n + s^2 \tilde{A}_2 \quad (3.37)$$

$$B(s) = s^2 \tilde{B}_2 + \tilde{B}_0, \quad (3.38)$$

auquel cas les termes diagonaux de G sont réduits à :

$$G_{ii}(s) = \frac{a'_0(s^2 + a'_3)(s^2 + a'_5)}{s^2(s^2 + b'_4)(s^2 + b'_6)} \quad (3.39)$$

avec a'_i et b'_j coefficients scalaires réels.

Cette écriture permet d'étudier les effets d'une pré-compensation rigide appliquée à un robot comportant des flexibilités articulaires. En particulier, les différences par rapport à un modèle double intégrateur (3.23) peuvent être appréciées afin d'en tenir explicitement compte lors de la synthèse de la commande.

La Figure 3.10 représente la réponse fréquentielle typique d'un robot à articulations flexibles à deux ddl autour d'une configuration q_0 , sous l'hypothèse de la partie rigide parfaitement connue, avec et sans frottements, comparée à un double intégrateur idéal. Notons que le comportement double intégrateur attendu dans le cas rigide idéal sur les termes diagonaux est affecté par les anti-résonances et résonances dues à une matrice de raideurs finie K . Sans frottements, ces anti-résonances et résonances présentent des amplitudes infinies avec un amortissement nul (3.39). Avec frottement visqueux, le système ne présente plus qu'un comportement simple intégrateur en basses fréquences. De plus, le système est toujours couplé avec des termes extra-diagonaux non nuls.

La dispersion des représentations locales (3.36) en fonction de la configuration en comparaison avec celle d'un modèle flexible non pré-compensé est étudiée en Annexe B. La pré-

compensation permet de réduire les variations du comportement dynamique du système par rapport à une configuration nominale en basses et moyennes fréquences.

3.3.2 Identification

L'identification de systèmes inclut deux grandes familles d'approches, souvent utilisées conjointement lors d'un processus de modélisation : les méthodes d'identification non paramétriques et les méthodes paramétriques.

L'étape d'identification *non paramétrique* fournit une représentation du comportement entrée-sortie du système sans informations sur la structure du modèle. Ces représentations sont les réponses indicielle et impulsionnelle dans le domaine temporel, ou la réponse fréquentielle du système. L'étude des représentations non paramétriques fréquentielles procure des informations sur les caractéristiques dynamiques majeures du système en fonction des plages de fréquence d'intérêt (couplages entre entrées et sorties de systèmes multivariables, comportement intégrateur, fréquences de résonance).

L'étape d'identification *paramétrique* a pour objectif de produire des modèles mathématiques exploitables pour la simulation ou la synthèse de lois de commande. Elle suppose donc une certaine structure et paramétrisation du modèle, choisie à partir d'une modélisation physique du système ou parmi les structures pré-définies – dans le cas des systèmes linéaires, citons les structures courantes ARX (AutoRegressive with eXogeneous input), ARMAX (AutoRegressive Moving Average with eXogeneous input), OE (Output Error) et BJ (Box-Jenkin). Parmi les méthodes d'identification de ces modèles, deux grandes familles d'approches peuvent être distinguées, avec les méthodes fondées sur la minimisation de l'erreur de prédiction (*prediction error method*, Ljung (2002)), et les méthodes fondées sur les sous-espaces (*subspace methods*, Qin (2006)), visant à identifier les matrices de la représentations d'état du système. Ces méthodes s'appliquent aussi bien dans le domaine temporel que fréquentiel.

Afin de permettre la validation du modèle théorique (3.32) précédemment décrit et préparer l'identification des paramètres flexibles, on présente ci-dessous la méthode employée pour l'estimation de réponses fréquentielles non paramétriques multivariables de (Σ) et des paramètres flexibles du modèle. Les aspects expérimentaux liés à l'identification en boucle fermée et le choix des signaux d'entrée sont également examinés.

3.3.2.1 Mise en place du protocole expérimental

Identification en boucle fermée

L'identification de robots manipulateurs comme de nombreux systèmes industriels s'effectue de manière préférentielle en boucle fermée, en raison de l'instabilité potentielle du système considéré, pour des considérations de sécurité ou afin de se rapprocher des conditions opératoires réelles.

Soit G le système à identifier, et F_{ident} le correcteur employé lors des expériences d'identification (Fig. 3.11). Les signaux d'intérêt sont la référence r , l'entrée u la sortie y du système. En boucle fermée, l'entrée u devient corrélée avec le bruit de mesure v , ce qui induit un biais significatif dans les résultats de l'identification en cas de bruit de mesure important (faible

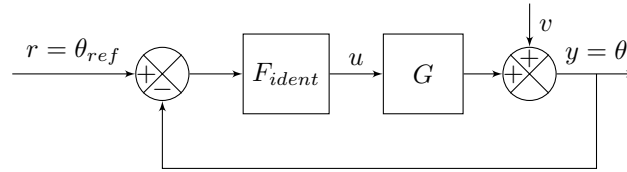


FIGURE 3.11 – Schéma d'identification en boucle fermée.

rapport signal à bruit). Dans ce contexte, les méthodes d'identification en boucle fermée sont généralement classées de la façon suivante en fonction des connaissances *a priori* apportées :

- *Identification directe* : le système G est identifié à partir des données entrée-sortie u et y sans tenir compte de la boucle fermée (correcteur et signaux de référence supposés inconnus) ;
- *Identification indirecte* : le système en boucle fermée est identifié à partir des données r et y , et le système G est obtenu par inversion à partir de la connaissance du correcteur linéaire F_{ident} (correcteur et signaux de référence supposés connus) ;
- *Identification simultanée* : le système augmenté d'entrées r et v et de sorties u et y est estimé, puis le système en boucle ouverte et le correcteur sont identifiés sous des hypothèses de structure de F_{ident} (correcteur supposé inconnu, mais de structure déterminée).

Compte tenu des faibles niveaux de bruit de mesure observés sur le dispositif expérimental employé, on adoptera dans la suite la démarche d'identification directe. Pour plus de détails sur les problématiques d'identification en boucle fermée, le lecteur pourra notamment se référer à Söderström et Stoica (1989); Van den Hof et al. (1995); Hansen et al. (1989); Van Den Hof et Schrama (1995); Ljung (1999); Forssell et Ljung (1999).

Choix des signaux d'entrée

Parmi les signaux d'entrée utilisés pour l'identification de systèmes on peut distinguer les signaux de nature aléatoire ou pseudo-aléatoire (bruit blanc gaussien filtré, signal binaire aléatoire, signal binaire pseudo aléatoire) et les signaux de nature sinusoïdale (sinus à fréquence constante, sinus modulé en fréquence, multi-sinusoïdes). Parmi ces derniers, les signaux multi-sinusoïdaux possèdent des propriétés intéressantes pour l'identification fréquentielle car ils offrent une bonne maîtrise de l'amplitude et des fréquences excitées, un temps d'essais réduit par rapport aux signaux sinusoïdaux mono-fréquence, et sont exempts de distorsions liées dans le cas des sinus modulés en fréquence à la vitesse de la modulation. Notons qu'une attention particulière doit être apportée au choix des amplitudes si le système est affecté par des non-linéarités. En effet, la réponse du système variant dans ce cas avec l'amplitude du signal d'entrée, des amplitudes sollicitées devront être proches du mode opératoire nominal.

Un caractère aléatoire de signaux d'entrée peut cependant être souhaitable dans le cadre de l'identification de systèmes affectés par des non-linéarités, comme c'est le cas de robots manipulateurs. L'étude de la moyenne des réponses du système étudié à plusieurs réalisations d'un signal aléatoire contribue à réduire l'influence des non-linéarités non modélisées.

Dans ce contexte, l'usage de multi-sinusoïdes à déphasage aléatoire est particulièrement adapté, ces signaux combinant les propriétés des signaux périodiques et aléatoires. Ces signaux ont été proposés pour l'identification d'approximations linéaires d'un système affecté par des distorsions non-linéaires, et la détection de ces non-linéarités dans (Schoukens et al.,

2001; Pintelon et Schoukens, 2001b). Un signal multi-sinusoidal à déphasage aléatoire est défini par :

$$u(t) = \sum_{k=1}^{N_f} A_k \cos(\omega_k t + \phi_k) \quad (3.40)$$

avec $\omega_k \in \left\{ \frac{2\pi l}{N_p T_s}, l = 0, 1, \dots, \frac{N_p}{2} - 1 \right\}$ les fréquences choisies parmi les points de calcul de la transformée de Fourier Discrète (Annexe C.1). N_f est le nombre de fréquences excitées ω_k , A_k les amplitudes associées aux différentes fréquences, ϕ_k les déphasages aléatoires distribués uniformément sur l'intervalle $[0, 2\pi]$, T_s le temps d'échantillonnage et N_p la longueur d'une période du signal (choisi en puissance de 2 pour le calcul de la transformée de Fourier rapide FFT). Les multi-sinusoides dites *impaires* avec $\omega_k \in \left\{ \frac{2\pi}{N_p T_s} (2l + 1), l = 0, 1, \dots, \frac{N_p}{4} - 1 \right\}$ à déphasage aléatoire ont été suggérées afin de minimiser plus encore l'influence des non-linéarités dans l'estimation (Schoukens et al., 2001).

Une densité spectrale de puissance spécifique $\Phi_u(\omega)$ du signal u peut être réalisée à partir des amplitudes choisies comme suit :

$$A_k = 2\sqrt{\Phi_u(\omega_k)/N_p} \quad (3.41)$$

Notons que lors des expériences en boucle fermée (Fig. 3.11) seule la densité de puissance Φ_r du signal de référence r est explicitement définie. Cependant, le spectre Φ_u de l'entrée u du système a une importance cruciale pour la qualité de l'estimation des réponses fréquentielles expérimentales. Ainsi, dans le cas des robots à articulations flexibles, un spectre plat de référence Φ_r résulte typiquement en un rapport signal à bruit réduit en basses fréquences et aux résonances, et par conséquent une variance importante des réponses fréquentielles dans ces plages de fréquence pourtant cruciales pour la bonne estimation de modèles. D'autre part, augmenter uniformément Φ_r n'est souvent pas souhaitable du fait des limitations des actionneurs (saturations) et des distorsions des réponses fréquentielles à amplitudes importantes, incluant un décalage des fréquences des résonances. Ces phénomènes sont illustrés Fig. 3.13.

Le spectre de référence Φ_r peut être modifié afin d'obtenir un spectre d'entrée Φ_u mieux adapté. Considérons un système SISO $y = Gu + v$ sous la commande $u = -F_{ident}y + r$, avec v le bruit de mesure (Fig. 3.11). Les densités spectrales de puissance (Annexe C.2) des signaux d'entrée et de référence sont liées par la relation :

$$\Phi_u = |S_G|^2 \Phi_r + |S_G|^2 |F_{ident}|^2 \Phi_v \quad (3.42)$$

où $S_G = (1 + F_{ident}G)^{-1}$ représente la fonction de sensibilité directe, et Φ_v le spectre du bruit v . Si le correcteurs F_{ident} et le système G sont connus, le spectre de référence permettant d'atteindre un spectre d'entrée proche du spectre désiré Φ_u^d (au bruit près) est :

$$\Phi_r = \frac{1}{|S_G|^2} \Phi_u^d \quad (3.43)$$

Dans une procédure d'identification visant à identifier G , G_{ident} peut représenter une première estimée de G , obtenue soit à partir d'un modèle paramétrique et valeurs *a priori* des paramètres, soit à partir d'une première expérience d'identification ayant fourni une première estimée à raffiner.

3.3.2.2 Estimations de réponses fréquentielles multivariées

Dans le cas mono-variable, l'estimateur empirique de la réponse fréquentielle d'un système linéaire G (*empirical transfer function estimate*, ETFE) est défini par :

$$\hat{G}(\omega_k) = \frac{Y_N(\omega_k)}{U_N(\omega_k)} \quad (3.44)$$

avec Y_N et U_N les TFD de la sortie et de l'entrée échantillonnées et périodiques, et ω_k les fréquences de calcul de la TFD.

Considérons maintenant un système linéaire G multi-variable avec n_u entrées u et n_y sorties y . Sous l'hypothèse de signaux périodiques affectés d'un bruit de mesure v , avec $U(\omega_k)$, $Y(\omega_k)$ et $V(\omega_k)$ les TFD de l'entrée, de la sortie et du bruit à la fréquence ω_k , la relation entrée-sortie s'écrit :

$$Y(\omega_k) = G(\omega_k)U(\omega_k) + V(\omega_k). \quad (3.45)$$

Afin d'estimer $G(\omega_k) \in \mathbb{C}^{n_y \times n_u}$, les données doivent être collectées à partir de $n_e \geq n_u$ expériences différentes :

$$\mathbf{Y}(\omega_k) = G(\omega_k)\mathbf{U}(\omega_k) + \mathbf{V}(\omega_k) \quad (3.46)$$

avec $\mathbf{U}(\omega_k) \in \mathbb{C}^{n_u \times n_e}$ et $\mathbf{Y}(\omega_k) \in \mathbb{C}^{n_y \times n_e}$.

Plusieurs estimateurs fondés sur différents types de moyennes (arithmétique, harmonique, logarithmique) ont été proposés pour le calcul de la réponse fréquentielle expérimentale à partir de (3.46) (Guillaume, 1998; Wernholt, 2007). La moyenne arithmétique est ici utilisée :

$$\hat{G}(\omega_k) = \frac{1}{N_e} \sum_{m=1}^{N_e} [\hat{G}^{[m]}], \quad (3.47)$$

$$\hat{G}^{[m]} = \mathbf{Y}^{[m]}(\omega_k) [\mathbf{U}^{[m]}(\omega_k)]^{-1} \quad (3.48)$$

en supposant que $n_y = n_u$ et que $n_e = N_e \times n_u$ expériences sont réalisées afin de partitionner le système d'équations (3.46) en un nombre entier N_e de blocs de taille $n_u \times n_u$, ce qui permet de définir $\mathbf{U}^{[m]}(\omega_k)$ et $\mathbf{Y}^{[m]}(\omega_k)$ comme les matrices $n_u \times n_u$ constituées des TFD des entrées et sorties correspondantes à l'expérience $m = 1..N_e$. L'équation (3.48) fait ressortir l'importance d'un recueil de données conduisant à $\mathbf{U}^{[m]}$ inversible. Le choix des excitations multi-variables optimales et des propriétés des multisinusoides orthogonales à déphasage aléatoire est notamment analysé dans (Guillaume et al., 1996; Dobrowiecki et Schoukens, 2007).

Le biais et la variance de l'estimateur par moyenne arithmétique en boucle fermée, avec des signaux périodiques et en présence de bruits sont étudiés du point de vue théorique dans (Pintelon et Schoukens, 2001a). Les auteurs concluent que le biais relatif défini par $b(k) = E[(\hat{G}(\omega_k) - G(\omega_k))/G(\omega(k))]$ est négligeable si les rapports signal sur bruit de l'entrée et de la sortie sont supérieurs à 10 dB. Bien que la variance théorique de l'estimateur par moyenne arithmétique ne soit pas définie, une expression approchée est proposée, inversement proportionnelle aux carrés des rapports signal à bruit de l'entrée et de la sortie, et inversement proportionnelle au nombre d'essais réalisés. En outre, la variance empirique de l'estimateur par moyenne arithmétique (3.47) peut être obtenue à partir de :

$$\hat{\sigma}_{\hat{G}}(\omega_k)^2 = \frac{1}{N_e(N_e - 1)} \sum_{m=1}^{N_e} \left| \hat{G}^{[m]}(\omega_k) - \hat{G}(\omega_k) \right|^2 \quad (3.49)$$

Les aspects liés à l'estimation des réponses fréquentielles non paramétriques examinés ci-dessus devront être pris en compte lors de la mise en œuvre expérimentale de l'identification. On cherchera notamment à obtenir des rapports signal à bruit élevés dans la plage de fréquences étudiée.

3.3.2.3 Identification des paramètres flexibles

L'objectif de la deuxième étape de la procédure d'identification est l'identification du modèle paramétrique discrétisé flexible (3.36) à partir des réponses fréquentielles expérimentales non paramétriques précédemment obtenues. Les paramètres rigides sont fixés aux valeurs utilisées dans la boucle de compensation rigide. Les paramètres flexibles devant être identifiés sont les raideurs articulaires $K \in \mathbb{R}^{n \times n}$, ainsi que les coefficients de frottement visqueux moteur et articulaire F_v et F_{vm} .

Les algorithmes d'identification de modèles $G(\omega_k, p)$ dépendant de paramètres p à partir des réponses fréquentielles estimées $\hat{G}(\omega_k)$ reposent pour la plupart sur une minimisation d'une fonction de l'erreur quadratique entre les mesures et le modèle, qui est dans le cas général une fonction non-linéaire des paramètres à identifier p et des mesures expérimentales Z :

$$p_{opt} = \arg \min_p V(p, Z) \quad (3.50)$$

Le critère V à minimiser considéré peut être basé sur l'erreur de sortie (3.51), ou directement sur les réponses fréquentielles (3.52). En cas de signaux bruités, ce dernier critère possède de meilleures propriétés en termes de biais comparativement au critère (3.51) basé sur l'erreur de sortie (Pintelon et Schoukens, 2001b, Chap. 7).

$$V_{IO}(p, Z) = \sum_{k=1}^{N_f} |Y(\omega_k) - G(\omega_k)U(\omega_k)|^2 \quad (3.51)$$

$$V_{FRF}(p, Z) = \sum_{k=1}^{N_f} \left| \hat{G}(\omega_k) - G(\omega_k) \right|^2, \quad \hat{G}(\omega_k) = Y(\omega_k)/U(\omega_k) \quad (3.52)$$

Le problème de minimisation non-linéaire (3.50) est typiquement résolu à l'aide d'algorithmes d'optimisation numériques (méthode de Newton, Levenberg-Marquardt, etc.). Le problème de minima locaux inhérent à ces méthodes peut être traité par une recherche itérative à partir de valeurs initiales choisies aléatoirement parmi les valeurs de paramètres admissibles. Pour une meilleure stabilité numérique de l'estimation et robustesse vis-à-vis des points aberrants, le critère (3.52) peut être modifié en un critère de moindres carrés logarithmiques (Pintelon et Schoukens, 2001b) :

$$V_{LOG}(p, Z) = \sum_{k=1}^{N_f} \left| \log(\hat{G}(\omega_k)) - \log(G(\omega_k)) \right|^2 \quad (3.53)$$

L'influence des points aberrants est en effet amoindrie à l'échelle logarithmique, ce qui peut présenter un avantage en cas de mesures bruitées.

Dans l'approche proposée, le vecteur des paramètres p_{flex} est estimé à partir de la minimisation des moindres carrés logarithmiques pondérés des réponses fréquentielles en amplitude :

$$p_{flex}^{opt} = \arg \min_{p_{flex}} \sum_{k=1}^{N_f} \left| \log(|G(\omega_k)|) - \log(|\hat{G}(\omega_k)|) \right|^2 W_k \quad (3.54)$$

Les matrices de pondération $W_k = W(\omega_k)$ permettent d'attribuer plus ou moins d'importance à un intervalle de fréquence particulier dans l'optimisation. Ici, l'inverse de l'écart-type de l'estimation $W_k = (\hat{\sigma}_{\hat{G}}(\omega_k))^{-1}$ est utilisé afin de privilégier les intervalles fréquentiels pour lesquels l'estimation des réponses fréquentielles expérimentales est meilleure (De Vries et Van den Hof, 1995).

3.3.3 Application au robot ASSIST

3.3.3.1 Protocole expérimental

Configurations

Le modèle local (3.32) dépendant de la configuration du robot q_0 , les expériences d'identification sont réalisées dans $n_{\text{config}} = 7$ configurations différentes sélectionnées à partir des valeurs extrémales et intermédiaires de positions articulaires (Fig. 3.12). Dans le cas d'une identification d'un robot avec un plus grand nombre de ddl, une procédure d'optimisation peut permettre de sélectionner les configurations maximisant l'identifiabilité des paramètres flexibles. La configuration P1 (bras tendu à l'horizontale, $q_1 = q_2 = 0$) sera choisie dans la suite comme nominale, correspondant au cas le plus défavorable avec le couple maximal demandé au robot (couple de gravité maximal), et une erreur maximale propagée en bout de bras depuis les erreurs articulaires (bras de levier maximal).

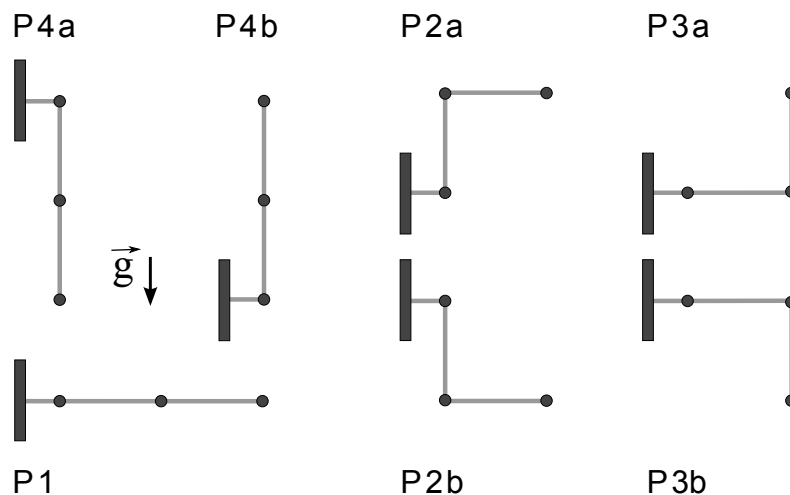


FIGURE 3.12 – Configurations utilisées pour l'estimation expérimentale des réponses fréquentielles.

Influence des frottements

Dans le cadre d'une étude fréquentielle d'un système robotique, les effets non-linéaires des frottements moteur et articulaire (par exemple frottement sec) peuvent affecter les réponses fréquentielles estimées, sont source d'une variabilité entre les réponses observées plus importante qu'un simple bruit de mesure, et peuvent masquer les propriétés importantes du système linéaire sous-jacent comme les résonances.

Lorsqu'ils sont connus avec précision, et à condition d'une fréquence d'échantillonnage du contrôleur suffisamment élevée, les frottements moteurs peuvent être compensés, ce qui représente le cas idéal. Notons qu'en pratique, un modèle complexe de frottement peut être requis pour représenter le comportement à faibles vitesses (frottement dépendant de la charge). Dans le cas présent, une compensation des frottements avec la période d'échantillonnage considérée ($T_s = 4\text{ms}$) risque d'affecter l'identification fréquentielle de façon imprévue, la différence entre le couple de frottement réel et le couple de compensation calculé pouvant être vue comme un couple de perturbation en impulsions (dues à la différence entre les instants de changement de signe de la vitesse). Cette méthode n'a donc pas été privilégiée. Une autre approche repose sur le choix de trajectoires d'identification spécifiques, par exemple celles dont la vitesse ne s'annule pas (Wernholt, 2007).

Les actionneurs du robot ASSIST sont réversibles, et présentent de faibles niveaux de frottements. Sans compensation, les effets de ces frottements réduits sont intégrés au sein de l'approximation linéaire du système identifié, au prix d'une variance plus élevée des réponses fréquentielles en basses fréquences. Ce problème est traité par une modification appropriée du spectre de référence comme expliqué dans la Section 3.3.2.1.

Signaux d'entrée

Des multi-sinusoïdes impaires à déphasage aléatoire (3.40) sont utilisées comme signaux de référence pour l'identification en boucle fermée, avec les fréquences sélectionnées parmi l'ensemble $\omega_k \in \left\{ \frac{2\pi}{N_p T_s} (2l + 1), l = 0, 1, \dots, \frac{N_p}{4} - 1 \right\}$ dans l'intervalle d'intérêt pour la commande 0,5-50Hz, avec une période du signal de longueur $N_p = 2^{12}$, et la période d'échantillonnage $T_s = 4\text{ms}$. Trois périodes du signal sont collectées, dont seules les deux dernières sont utilisées afin de s'affranchir des effets transitoires. Chaque axe est excité séparément afin de constituer des blocs de données $\mathbf{Y}^{[m]}(\omega_k)$ et $\mathbf{U}^{[m]}(\omega_k)$ adaptés à l'estimation (3.48), avec 6 réalisations de chaque signal, résultant en 6×2 expériences dans une configuration.

La Fig. 3.13 illustre l'influence de l'amplitude sur la réponse fréquentielle de l'axe 4 lorsque des signaux de référence à spectre plat sont utilisés. En cas de faible amplitude du signal de référence, une faible qualité d'estimation est obtenue en basses fréquences où les frottements prédominent, et la première résonance n'est pas clairement identifiée. Une augmentation de l'amplitude du signal de référence ne permet de résoudre ce problème que partiellement, l'amplitude ne pouvant pas être augmentée uniformément pour toutes les fréquences du fait des limitations des actionneurs. De plus, une amplitude importante entraîne un décalage de la deuxième fréquence de résonance identifiée à cause des non-linéarités du système.

Afin de pallier ces insuffisances, le spectre de référence est modifié selon (3.43) pour chaque axe du robot en utilisant le modèle double intégrateur résonant obtenu à partir d'une expérience préliminaire, et avec un correcteur proportionnel-dérivé $F_{ident}(s) = K_p + K_{ds}$:

$$G_{ident}(s) = \frac{\omega_r^2/\omega_a^2(s^2 + 2\xi\omega_a s + \omega_a^2)}{s^2(s^2 + 2\xi\omega_r s + \omega_r^2)} \quad (3.55)$$

L'apport d'une modification du spectre selon (3.43) comparativement à un spectre plat est illustré Fig. 3.14. Cette modification autorise des amplitudes plus importantes en basses fréquences et aux fréquences d'anti-résonance afin d'améliorer le rapport signal à bruit et la qualité de l'estimation. Le spectre du signal d'entrée u effectivement réalisé est ainsi rendu plus uniforme que celui résultant d'une spectre de référence plat.

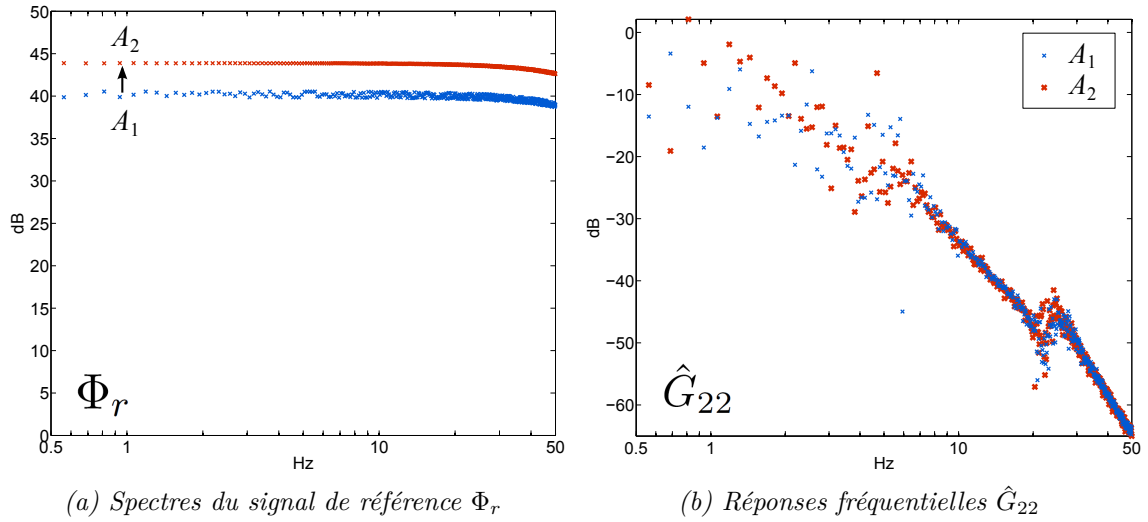


FIGURE 3.13 – Spectre plat - influence de l'amplitude sur la réponse fréquentielle de l'axe 4 (bleu : amplitude A_1 , rouge : amplitude $A_2 > A_1$).

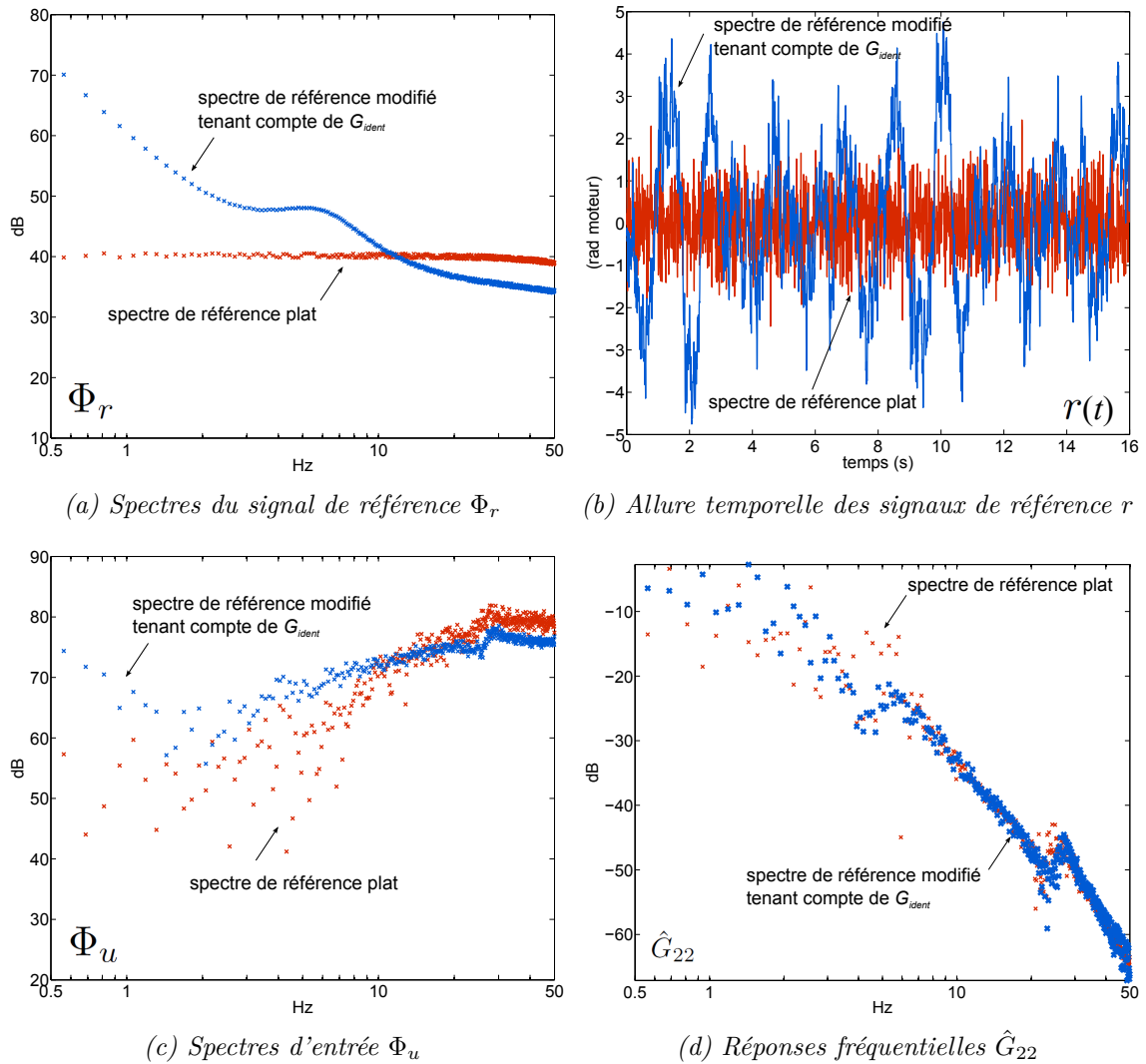


FIGURE 3.14 – Apports d'un spectre de référence modifié (bleu) par rapport à un spectre de référence plat (rouge) - exemple de l'axe 4.

3.3.3.2 Résultats expérimentaux

Les réponses fréquentielles expérimentales \hat{G} obtenues avec la méthode décrite précédemment dans les configurations P1 à P4B sont représentées Fig. 3.15. Elles sont en accord avec les prédictions théoriques exposées plus haut, avec deux modes flexibles observés correspondant aux deux articulations élastiques. Comme attendu dans le cas de paires de capteurs-actionneurs colocalisés au niveau moteur, chaque anti-résonance sur les termes diagonaux est suivie d'une résonance. La première résonance moteur est centrée autour de 6Hz avec une dispersion d'environ 1Hz à cause des variations de configuration. L'anti-résonance correspondante est centrée autour de 4,5Hz, ce qui est en accord avec les observations préliminaires (Section 3.2.2), les anti-résonances moteur correspondant aux résonances articulaires. La seconde résonance moteur, surtout visible sur la réponse de l'axe j_2 , varie entre 13 et 30Hz. Le comportement résonant ainsi observé confirme la nécessité d'une stratégie de commande amortissante.

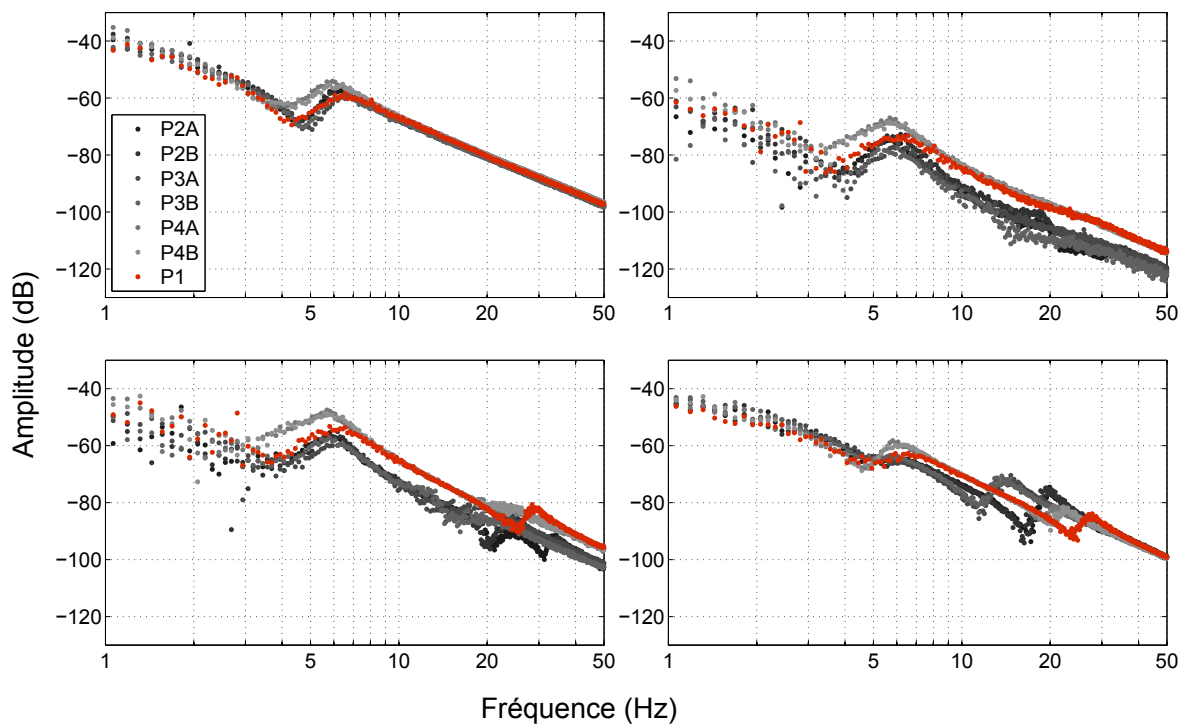


FIGURE 3.15 – Réponses fréquentielles expérimentales de (Σ) en fonction des configurations testées, et configuration nominale P1 (rouge).

La qualité de réponses fréquentielles expérimentales peut être évaluée à partir de la mesure de cohérence définie en Annexe C.3. Comprises entre 0 et 1, des valeurs inférieures à 1 indiquent une moins bonne qualité d'identification, notamment à cause des problèmes dus au bruit, aux distorsions spectrales liées au calcul de la DFT ou aux non-linéarités, ou encore l'influence d'autres entrées contribuant à la sortie considérée. Les mesures de cohérence correspondant à l'estimation de chacune des réponses fréquentielles en configuration nominale P1 sont représentées Fig. 3.16 et indiquent une bonne qualité à partir de 5Hz, avec une dégradation au niveau de la deuxième résonance.

Afin de mieux comprendre la source des dégradations observées dans ces plages fréquentielles, les signaux utilisés pour l'estimation sont analysés au regard de leur variabilité selon les expériences afin de déduire le niveau de bruit associé (Fig. 3.17). Les amplitudes des TFD

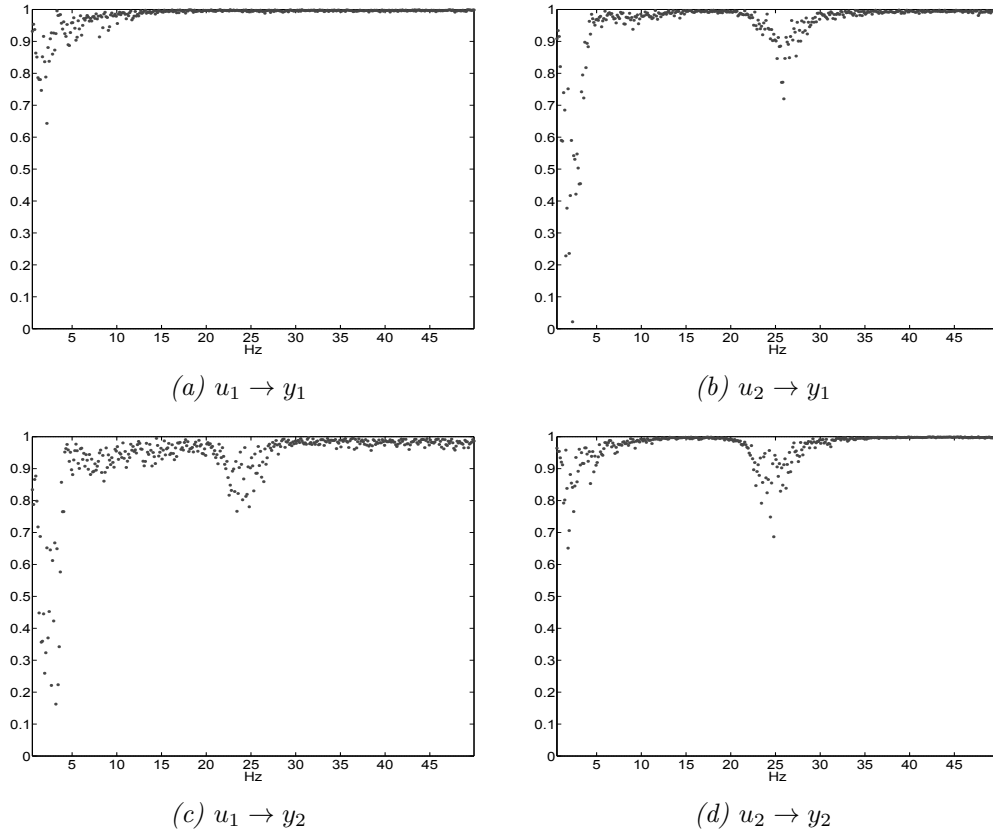


FIGURE 3.16 – Cohérences pour l'estimation en configuration P1.

des signaux d'entrée et de sortie correspondants à N_e expériences sont représentées avec leurs moyennes empiriques et les écarts-types empiriques corrigés $\hat{\sigma}_U$ et $\hat{\sigma}_Y$. Les rapports signal à bruit sont de l'ordre de 20 dB, sauf en très basses fréquences et à la deuxième résonance (pour laquelle aucune correction au niveau du spectre de référence n'a été apportée). On conclut donc à une bonne qualité d'identification sauf en très basses fréquences, et le niveau de bruit ainsi constaté est satisfaisant pour l'estimation de réponses fréquentielles (voir section 3.3.2.2).

A partir des réponses fréquentielles non paramétriques ainsi obtenues, les paramètres flexibles sont identifiés selon la procédure présentée dans la section 3.3.2.3. La Figure 3.18 illustre la correspondance entre la réponse fréquentielle expérimentale estimée \hat{G}_0 , donnée avec l'écart-type de son estimation $\hat{\sigma}_{\hat{G}}$ (3.49), et le modèle paramétrique ajusté G_0 dans la configuration nominale P1. Les paramètres flexibles obtenus pour cette configuration sont $K = \text{diag}\{699,7; 645,0\}$ Nm rad⁻¹, $F_v = \text{diag}\{1,79; 0,42\}$ Nm s rad⁻¹, $F_{vm} = \text{diag}\{41,44; 5,41\}$ Nm s rad⁻¹. La forte différence dans les coefficients de frottement visqueux moteur F_{vm} peut s'expliquer par la présence de réducteur sur l'axe 3 seulement. Les phases correspondantes sont représentées Fig. 3.19, et montrent une bonne concordance entre modèle paramétrique et réponse expérimentale entre 2 et 10Hz. On observe cependant une décroissance des phases expérimentales en hautes fréquences non prévue par le modèle, qui pourrait indiquer par la présence d'un mode flexible non modélisé situé au-delà de 50 Hz.

Les valeurs des paramètres flexibles ainsi obtenus sont regroupées dans le tableau 3.2. Les écarts-types relatifs montrent que les paramètres sont identifiés avec une assez grande variabilité suivant les configurations, sauf la raideur K_1 qui est bien identifiée. Les variations de la

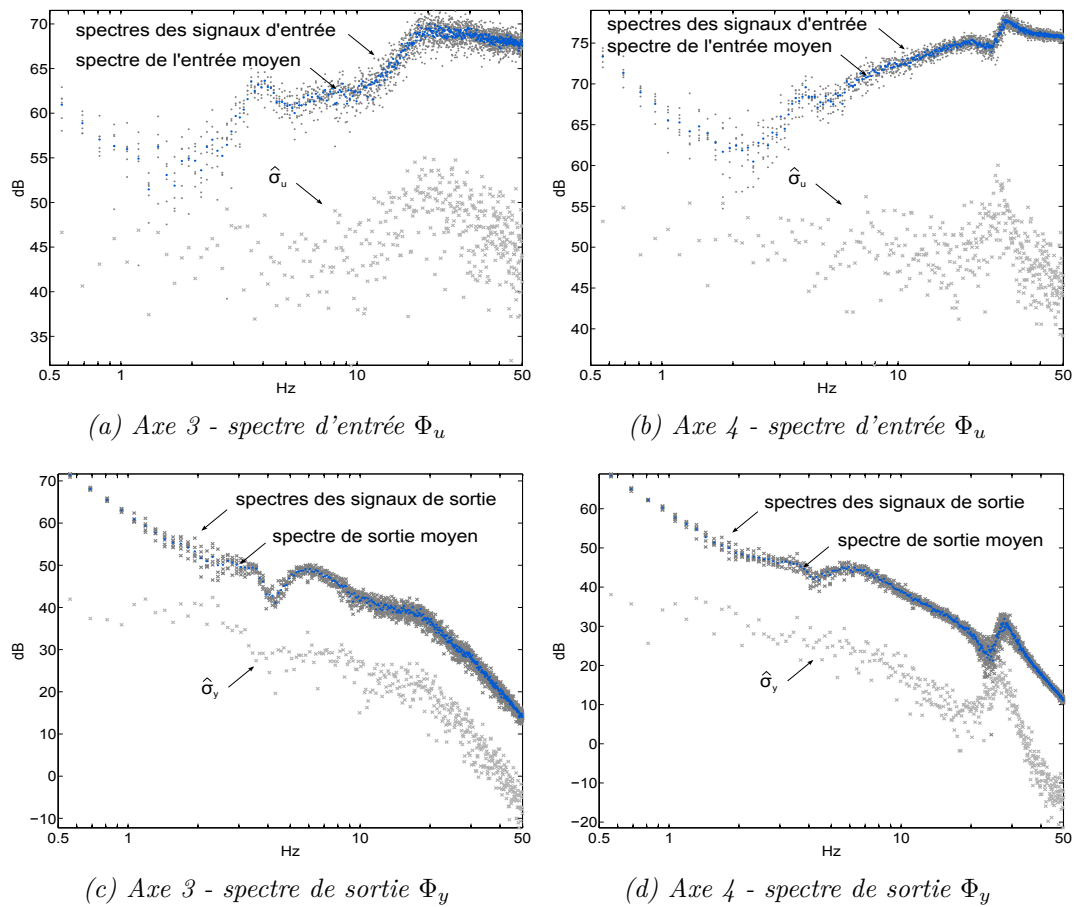


FIGURE 3.17 – Spectres des signaux d'entrée et de sortie pour les deux axes pour les différentes réalisations d'un signal d'entrée (gris foncé), valeurs moyennes (bleu) et niveau de bruit associé (gris clair).

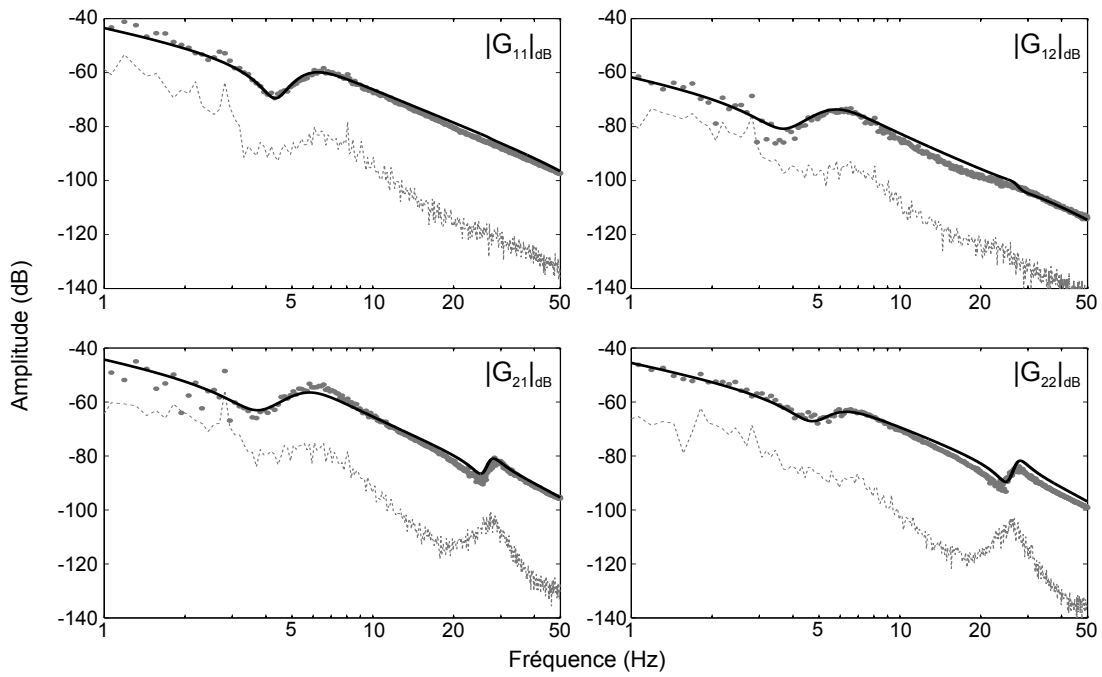


FIGURE 3.18 – Réponses multivariées expérimentale \hat{G}_0 (points) et paramétrique théorique G_0 (trait continu) dans la configuration nominale P1, et écart-type empirique de l'estimateur non paramétrique $\hat{\sigma}_{\hat{G}}$ (pointillés).

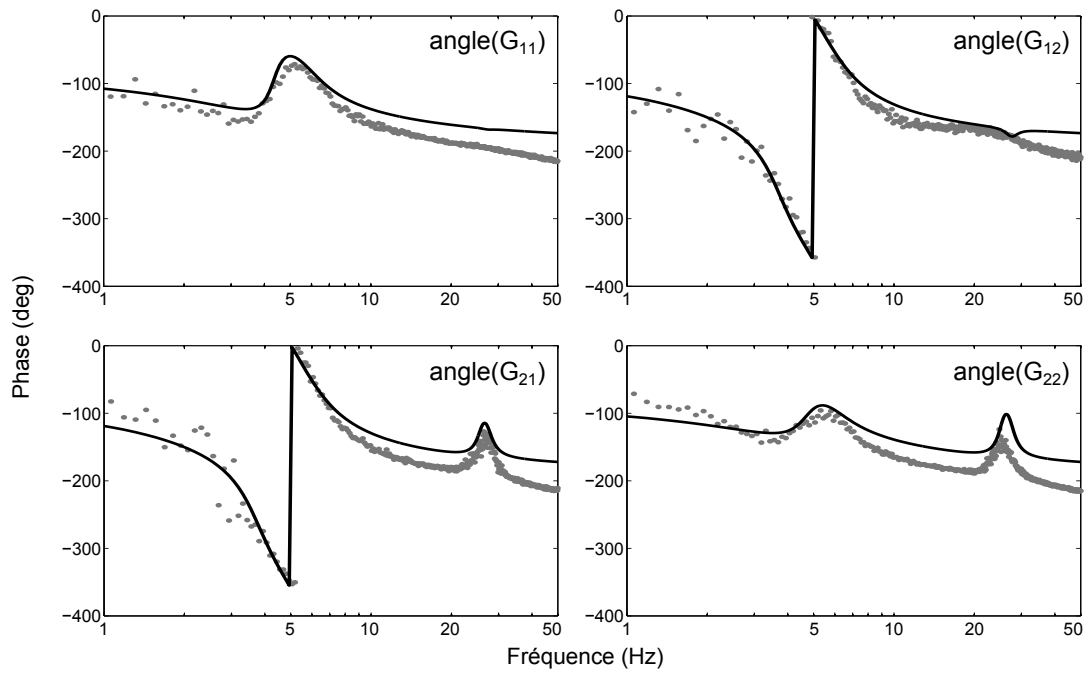


FIGURE 3.19 – Phases des réponses multivariées expérimentale \hat{G}_0 (points) et paramétrique théorique G_0 (trait continu) dans la configuration nominale P1.

matrice d'inertie seule ne suffisent donc pas à décrire les différences des comportements selon les configurations. Ces différences peuvent avoir une origine physique (influence différente des frottements secs dépendants de la charge, variation des raideurs due à la longueur des câbles), ou provenir de la procédure d'identification appliquée (minimum local du problème d'optimisation). Notons aussi que l'identifiabilité des paramètres est dépendante de la configuration - en configuration « coude plié » les mouvements de l'axe 4 excitent peu l'axe 3, et inversement, tandis que les flexibilités des deux axes sont bien excitées dans la configuration P1, définie comme nominale. Du fait de ces variations des paramètres identifiés d'une configuration à l'autre, une optimisation globale sur l'ensemble des expériences dans le but de trouver un jeu de paramètres moyen n'a pas été privilégiée, au profit d'une approche robuste traitant les différences entre le modèle nominal identifié et les réponses fréquentielles dans d'autres configurations comme une incertitude additive en sortie.

TABLEAU 3.2 – Paramètres flexibles identifiés à partir de réponses fréquentielles dans différentes configurations.

	P1	P2A	P2B	P3A	P3B	P4A	P4B	moyenne	écart-type relatif (%)
F_{v1}	1,79	0,73	1,91	2,18	0,85	2,16	2,22	1,69	37,52
F_{v2}	0,42	1,12	1,10	0,40	0,52	0,59	0,49	0,66	47,07
F_{vm1}	41,44	33,66	19,90	42,71	53,17	16,23	21,45	32,65	42,56
F_{vm2}	5,41	7,11	7,27	6,79	7,19	4,36	3,66	5,97	25,03
K_1	699,74	578,45	603,22	664,81	644,75	572,90	582,49	620,91	7,95
K_2	644,96	680,88	707,03	316,29	270,31	412,52	437,97	495,71	36,32

3.3.3.3 Caractérisation des incertitudes

La procédure d'identification précédente permet d'identifier n_{config} modèles paramétriques correspondant chacun à une configuration du robot. Dans l'approche de commande proposée, l'une de ces configurations est considérée comme nominale (P1, voir Fig. 3.15), tandis que les variations de modèle entre différentes configurations sont traitées par la commande robuste. Plus spécifiquement, les incertitudes sont constituées des différences entre la réponse fréquentielle paramétrique nominale et les réponses fréquentielles expérimentales. Le système (Σ) est ainsi représenté par un modèle nominal G_0 associé à une incertitude additive Δ_G (Fig. 3.8(b)) définie comme suit :

$$\Delta_G(\omega_k) = \max_i \left| G_0(\omega_k) - \hat{G}_i(\omega_k) \right|, \quad i = 1 \dots n_{\text{config}} \quad (3.56)$$

L'amplitude de Δ_G obtenue sur le système expérimental est représentée Fig. 3.20. Comme il sera vu au chapitre 4, la contrainte de robustesse en stabilité liée à cette incertitude est relativement limitante pour la commande du fait du compromis performance-robustesse, qui devra être traité de façon appropriée afin d'atteindre des performances satisfaisantes en suivi de trajectoire.

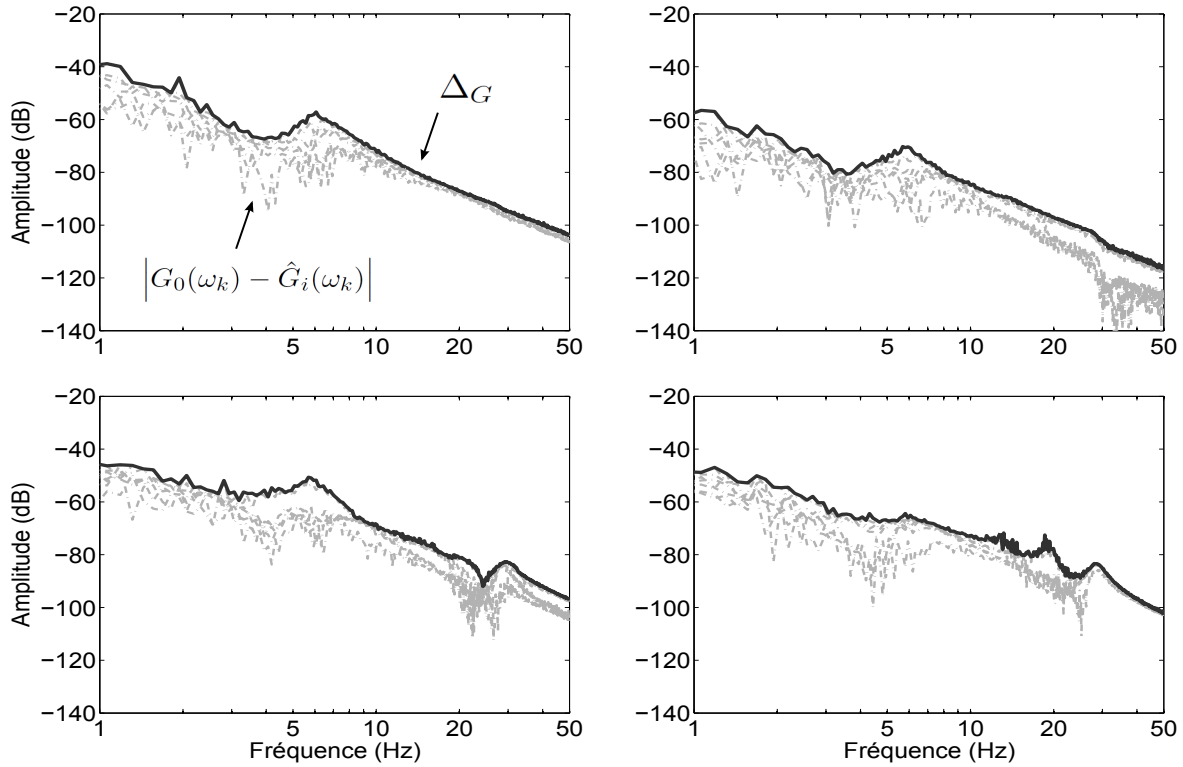


FIGURE 3.20 – Amplitudes de la différence $G_0(\omega_k) - \hat{G}_i(\omega_k)$ en fonction des configurations et valeur maximale représentative de l’incertitude $\Delta_G(\omega_k)$.

3.4 Conclusion

Dans ce chapitre, l’examen de plusieurs méthodes d’identification de robots à articulations flexibles issues de la littérature a permis de mettre en évidence les principaux facteurs déterminant leur choix (contexte de mise en œuvre, objectifs, instrumentation) et les stratégies d’identification employées (mono- ou multi-variable, identification dans le domaine temporel ou fréquentiel, linéaire ou non-linéaire, modèle boîte noire ou boîte grise etc.).

Les spécificités liées au système d’actionnement par vérin à câble ont été détaillées, dans le but de valider les hypothèses de modélisation et afin de formuler des spécifications de commande réalistes. Dans le cadre d’une stratégie de commande robuste envisagée, les effets d’une pré-compensation basée sur le modèle rigide ont été étudiés, et le système résultant identifié à travers ses représentations locales dans une approche fréquentielle.

Les résultats de cette étape d’identification sont les valeurs des paramètres flexibles, ainsi qu’un ensemble de modèles linéaires multivariables et résonants représentatifs des variations du système en fonction de la configuration. Parmi ces derniers, un modèle de synthèse nominal est choisi avec l’incertitude associée caractérisée dans le domaine fréquentiel pour l’élaboration de commandes avancées robustes.

Chapitre 4

Commande de mouvements prédictive robuste

Sommaire

4.1	Position du problème de commande	66
4.1.1	Exemple introductif	66
4.1.2	Structure générale de commande proposée	68
4.1.2.1	Approche de commande générale	68
4.1.2.2	Structure cascade pour l'amortissement de vibrations	69
4.1.3	Cahier des charges de la boucle de commande externe	73
4.1.3.1	Suivi de trajectoire articulaire	73
4.1.3.2	Fonctions de transferts d'intérêt	74
4.2	Commande prédictive robuste	75
4.2.1	Commande prédictive et robotique	76
4.2.1.1	Principe général	76
4.2.1.2	Applications en robotique	77
4.2.2	Commande prédictive de type GPC	80
4.2.2.1	Méthode de synthèse	80
4.2.2.2	Robustification de lois de commande GPC	82
4.2.3	Application au cas du robot ASSIST	85
4.2.3.1	Synthèse à partir du modèle double intégrateur	86
4.2.3.2	Application de lois de commande robustifiées	90
4.3	Commande H_∞ pour le suivi de trajectoire	93
4.3.1	Applications de la commande H_∞ en robotique	93
4.3.2	Commande H_∞ classique	95
4.3.2.1	Approche standard	95
4.3.2.2	Application au cas du robot ASSIST	95
4.3.3	Commande H_∞ à deux degrés de liberté et anticipation	100
4.3.3.1	Principe général et exemples	100
4.3.3.2	Application au cas du robot ASSIST	101
4.4	Comparaison expérimentale	108
4.4.1	Suivi moteur	108
4.4.2	Rejet de perturbations au niveau de l'effecteur du robot	112
4.5	Conclusion	115

Le présent chapitre est consacré à la synthèse de lois de commandes avancées pour un suivi de trajectoire capable de traiter le compromis entre robustesse et précision notamment en présence d'oscillations à amortir. Deux approches de commande sont proposées, tenant explicitement compte des contraintes de robustesse, et comportant un mécanisme de prédiction permettant d'exploiter la connaissance de la trajectoire future. Ces propriétés sont obtenues à partir de deux stratégies opposées, la première consistant en une robustification de lois de commande prédictives, et la seconde dotant une synthèse robuste initiale d'un mécanisme d'anticipation.

Dans la première section de ce chapitre, le problème de commande est défini, et la structure générale du schéma de commande est introduite. La section 4.2, dédiée à la synthèse de lois de commande prédictives robustes, présente un état de l'art des applications de la commande prédictive en robotique, introduit ensuite le principe de synthèse de correcteurs de type GPC (*Generalized Predictive Control*), puis expose la méthode de robustification employée. Dans la section 4.3, un état de l'art des applications de la commande H_∞ en robotique est présenté, une première synthèse H_∞ à 1 ddl est ensuite réalisée et ses limites sont soulignées, puis la méthode de synthèse de correcteurs H_∞ à deux degrés de liberté et anticipation est décrite. Les résultats de la comparaison expérimentale de ces deux approches de commande, d'origine prédictive ou H_∞ , font l'objet de la section 4.4.

4.1 Position du problème de commande

Les compromis entre les différentes spécifications du problème de commande considéré sont d'abord mis en évidence à travers un exemple introductif, l'emploi d'une structure de commande cascade avec une boucle d'amortissement interne est ensuite justifié, et le cahier des charges pour la synthèse de la boucle de commande externe principale est finalement détaillé.

4.1.1 Exemple introductif

Une commande simple de type Proportionnel-Dérivé (PD) monovariante est tout d'abord appliquée au système (Σ) résultant de la pré-compensation par modèle rigide (Fig. 4.3), et évaluée pour deux réglages différents. Notons que pour les robots rigides, ce type de commande est à rapprocher de la commande par couple calculé (2.30). Le premier réglage considéré, noté CTC1, conduit à une bande passante inférieure à la première fréquence de résonance identifiée ($\omega_c = 2\pi \cdot 3$ rad/s). Le second réglage, noté CTC2, conduit à une bande passante supérieure à la première fréquence de résonance identifiée ($\omega_c = 2\pi \cdot 6$ rad/s).

Le comportement de suivi moteur est d'abord analysé (Fig. 4.1). Un mouvement sinusoïdal est imposé aux deux axes simultanément. Une référence de grande amplitude et faible fréquence est tout d'abord appliquée à l'axe 3 pour explorer une grande région de l'espace de travail, tandis qu'une référence de faible amplitude et fréquence plus élevée est appliquée à l'axe 4 pour évaluer l'influence des couplages ($t = 0$ à 15s), puis l'expérience est répétée en inversant les axes ($t = 15$ à 32s). Les amplitudes utilisées sont de $\{1; 0,05\}$ rad pour l'axe 3 et $\{0,1; 1\}$ rad pour l'axe 4 (un mouvement d'amplitude 1 rad pour l'axe 3 correspond à un déplacement vertical de 1,35m), avec les fréquences respectives de $\{0,1; 1\}$ et $\{1; 0,15\}$ Hz. L'erreur de suivi

maximale obtenue avec la commande CTC2 est environ quatre fois plus petite que celle obtenue avec la commande CTC1, de plus faibles gains.

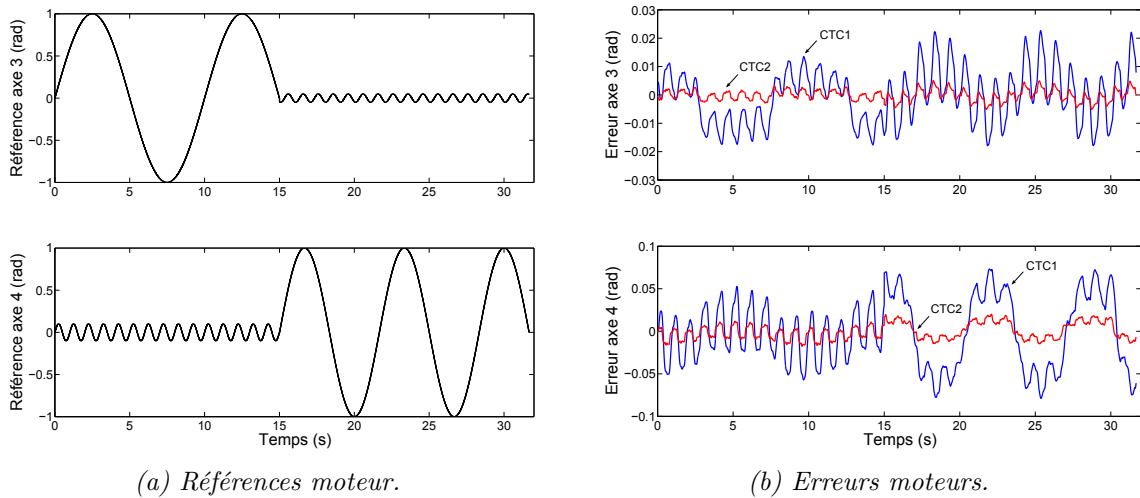


FIGURE 4.1 – Référence et erreur en suivi moteur obtenue avec deux réglages différents d'une commande PD appliquée à (Σ) .

Le comportement en rejet de perturbation est ensuite comparé pour les deux réglages (Fig. 4.2). Le bras étant étendu à l'horizontale ($q_1 = q_2 = 0\text{rad}$), une masse de 1kg est attachée à son extrémité puis, une fois le régime permanent atteint, subitement détachée. La perturbation ainsi induite peut être vue comme un échelon de perturbation sur le couple articulaire. La position cartésienne d'une cible fixée en bout de bras est mesurée avec un tracker laser Leica (voir Annexe A, Fig. A.5).

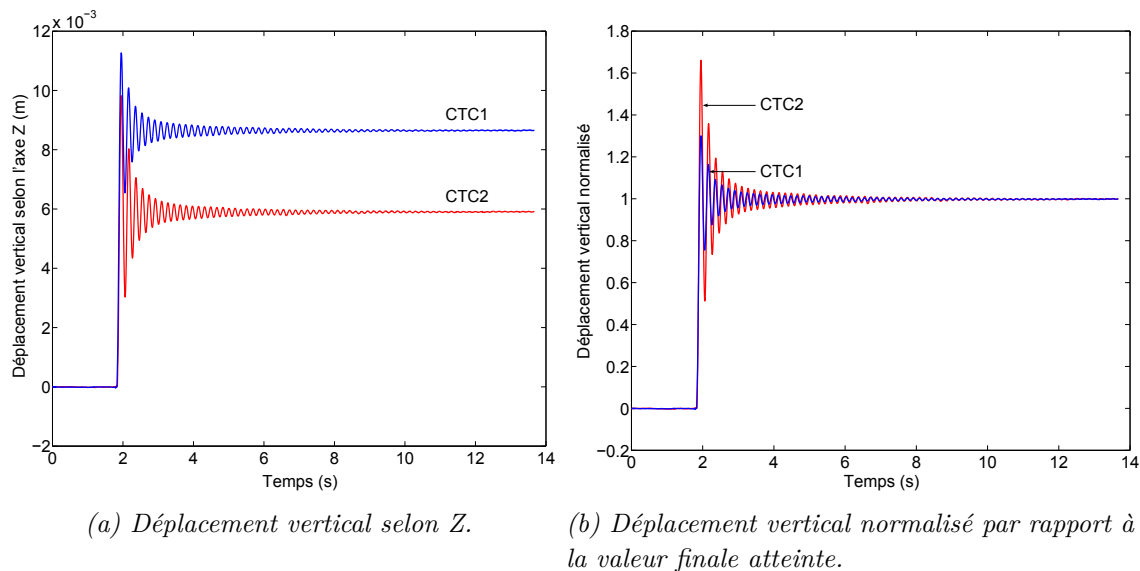


FIGURE 4.2 – Effet d'une perturbation (masse de 1kg supprimée brusquement en bout de bras) pour deux réglages différents d'une commande PD appliquée à (Σ) .

La figure 4.2(a) représente le déplacement vertical de la cible, et la figure 4.2(b) représente le même déplacement normalisé par rapport à la valeur finale atteinte pour une comparaison plus aisée. Du fait de leur structure, les deux commandes présentent une erreur statique (plus

faible pour CTC2 en raison de gains plus élevés). Les flexibilités articulaires sont excitées, ce qui permet de comparer les propriétés amortissantes des commandes. La commande CTC1 de plus faible bande passante conduit comme attendu à une réponse plus amortie car les flexibilités articulaires sont moins excitées.

Cette première expérience simple montre qu'une commande précise au niveau moteur ne résulte pas nécessairement en une commande satisfaisante au niveau articulaire, mais aussi qu'une commande simple, même à bande passante réduite, n'est pas nécessairement satisfaisante vis-à-vis de l'amortissement des vibrations. Dans la suite, on s'attachera donc à la synthèse de lois de commandes avancées peu excitantes pour la dynamique articulaire, et visant à maximiser les performances en suivi tout en respectant les contraintes de robustesse.

4.1.2 Structure générale de commande proposée

4.1.2.1 Approche de commande générale

Il a été vu au Chapitre 3 que le système (Σ) résultant d'une pré-compensation rigide appliquée à un robot flexible pouvait être approché par une représentation linéaire nominale, entachée d'incertitudes additives représentant les variations de la configuration du robot (structure rappelée Fig. 4.3). Dans la continuité de la démarche d'identification réalisée dans le domaine fréquentiel, le problème de la stabilité robuste de la commande vis-à-vis des incertitudes ainsi mises en évidence peut être formulé en termes de gabarits fréquentiels sur les transferts du système en boucle fermée. Le formalisme de synthèse H_∞ apparaît comme bien adapté à la résolution de ce problème mettant en jeu le compromis entre performance et robustesse.

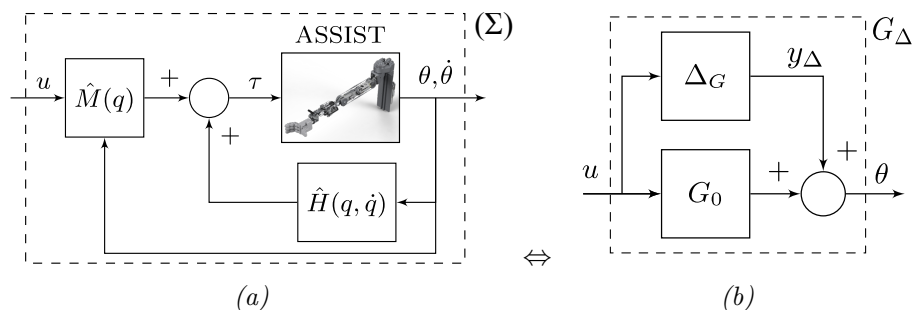


FIGURE 4.3 – Rappel de la structure avec (a) une boucle de compensation interne, et (b) représentation équivalente pour la commande.

D'autre part, la commande recherchée doit répondre à un objectif de précision. Une structure de commande à deux degrés de liberté permet de décomposer le problème de synthèse vis-à-vis des spécifications de robustesse et de rejet de perturbation d'une part, et de précision de suivi d'autre part. La connaissance de la trajectoire *a priori* peut être avantageusement exploitée grâce à des stratégies prédictives afin d'améliorer la précision. La commande prédictive fournit un cadre de synthèse de lois de commande adapté à ce contexte.

L'objectif de ce chapitre sera donc la synthèse d'une loi de commande à deux degrés de liberté tenant compte des spécifications de robustesse formulées dans le domaine fréquentiel à partir des expériences d'identification, et comportant un mécanisme de prédiction, permettant d'exploiter la connaissance de la trajectoire future sur un horizon fini. Cet objectif sera exploré

dans ce chapitre à partir de deux points de vue différents : celui d'une robustification de lois de commande prédictives, et celui d'une commande robuste dotée d'un mécanisme d'anticipation (tableau 4.1). Ces approches seront comparées vis-à-vis de leurs performances et du degré de complexité de leurs réglage et mise en œuvre pratique.

TABLEAU 4.1 – Lois de commande proposées dans l'objectif de précision et robustesse.

Type de correcteur	GPC	GPC robustifié	H_∞ à 1 ddl	H_∞ à 2 ddl avec anticipation
Prise en compte explicite de contraintes de robustesse	non	oui	oui	oui
Mécanisme d'anticipation par rapport à la trajectoire future	oui	oui	non	oui

4.1.2.2 Structure cascade pour l'amortissement de vibrations

En plus du compromis performance-robustesse, l'objectif d'amortissement de vibrations doit être prise en compte. Une façon de combiner l'objectif d'amortissement avec celui de précision en suivi de trajectoire est de concevoir la commande de mouvements principale sur le système préalablement amorti par une boucle interne de commande amortissante. Une telle structure cascade est souvent dénommée « structure HAC/LAC » (High-/Low-Authority Controller) dans la littérature (Preumont, 2002; Symens et al., 2004; Verscheure et al., 2006). Le schéma de commande global avec les deux correcteurs H_{LAC} et H_{HAC} appliqué au système incertain issu de l'identification expérimentale est représenté Fig. 4.4, avec les notations introduites au chapitre 3.

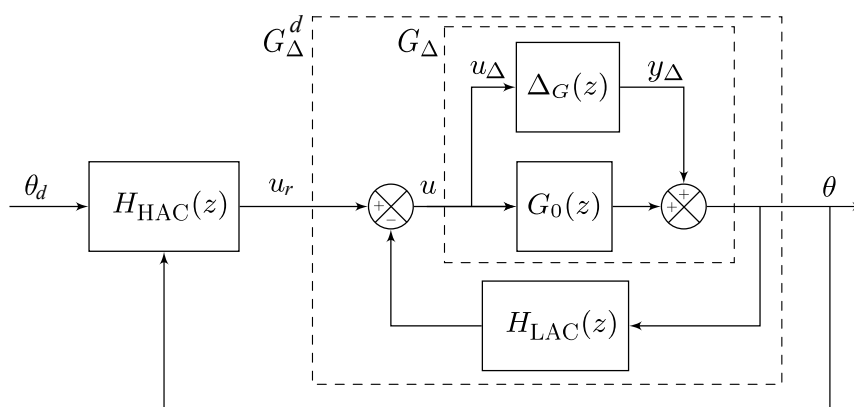


FIGURE 4.4 – Schéma-bloc de la structure de commande HAC/LAC.

On détaille ci-dessous le réglage de la boucle interne (LAC), commune aux deux stratégies de synthèse de la boucle externe prédictive et robuste (HAC). Les effets sur les incertitudes sont également examinés, mettant en évidence une simplification du problème de synthèse robuste de la boucle externe.

Réglage de la boucle interne amortissante

La synthèse de la boucle interne est réalisée séparément pour chaque axe en temps discret. Le modèle de synthèse correspond aux éléments diagonaux du modèle G_0 évalué dans la configuration nominale P1, et de forme générale continue (3.36) rappelée ci-dessous, avec s la variable de Laplace :

$$G_{ii}(s) = \frac{a_0(s + a_1)(s^2 + a_2s + a_3)(s^2 + a_4s + a_5)}{s(s + b_1)(s + b_2)(s^2 + b_3s + b_4)(s^2 + b_5s + b_6)} \quad (4.1)$$

avec a_i et b_j coefficients scalaires réels. Cette situation correspond à des paires capteurs/actionneurs localisés. Différentes stratégies peuvent être adoptées pour le choix de correcteur amortissant pour ce type de système (Preumont, 2002). Dans un compromis entre l'effet amortissant obtenu et la simplicité du correcteur LAC, un correcteur par avance de phase est considéré dans le cas présent pour chaque axe, discrétisé à partir de son expression continue :

$$H_{\text{LAC}}^i(s) = g_i \frac{1 + T_{\text{lead}}s}{1 + a_{\text{lead}}T_{\text{lead}}s}, \quad a_{\text{lead}} < 1 \quad (4.2)$$

a_{lead} et T_{lead} sont choisis afin de réaliser une avance de phase suffisante à la fréquence $w_{\text{lead}} = 1/T\sqrt{a}$. Dans un objectif d'amortissement et de réduction d'incertitudes, la fréquence correspondant à l'incertitude maximale (voir $\bar{\sigma}(\Delta_G)$ dans Fig. 4.7) est sélectionnée ($w_{\text{lead}} = 36\text{rad/s}$, $a_{\text{lead}} = 1/6$ pour les deux axes). Le gain g_i du correcteur est ajusté dans le plan complexe afin de maximiser l'amortissement ζ du premier pôle résonant. Le lieu des pôles discret de la boucle fermée nominale obtenue avec le correcteur (4.2) discrétisé à la période d'échantillonnage $T_s = 4\text{ms}$ est représenté Fig. 4.5 pour les axes 3 et 4. Les pôles complexes conjugués résonants décrivent des boucles caractéristiques vers les zéros du système quand le gain g_i augmente, préservant la stabilité du système, ce qui permet de choisir le gain correspondant à l'amortissement maximal. Suivant ce principe, $g_1 = 180$ est choisi pour l'axe 3 avec $\zeta_1 = 0,42$ (amortissement augmenté de 50%), et $g_2 = 250$ est choisi pour l'axe 4 avec $\zeta_2 = 0,37$ (amortissement augmenté de 32%).

Effets sur l'incertitude

Afin d'évaluer les effets de la boucle interne amortissante sur l'incertitude Δ_G , le modèle MIMO complet (3.36) est utilisé. On considère le système avec la boucle interne amortissante vu par la boucle HAC (Fig. 4.4 et les notations associées, et Fig. 4.6).

Le système incertain initial non amorti G_Δ correspond au modèle nominal G_0 avec l'incertitude associée Δ_G :

$$G_\Delta(z) = G_0(z) + \Delta_G(z) \quad (4.3)$$

Pour la synthèse du correcteur externe H_{HAC} , le système incertain (4.3) amorti par le correcteur interne (4.2) peut être vu comme un nouveau système incertain G_Δ^d , associé à une incertitude Δ_G^d :

$$G_\Delta^d(z) = G_0^d(z) + \Delta_G^d(z) \quad (4.4)$$

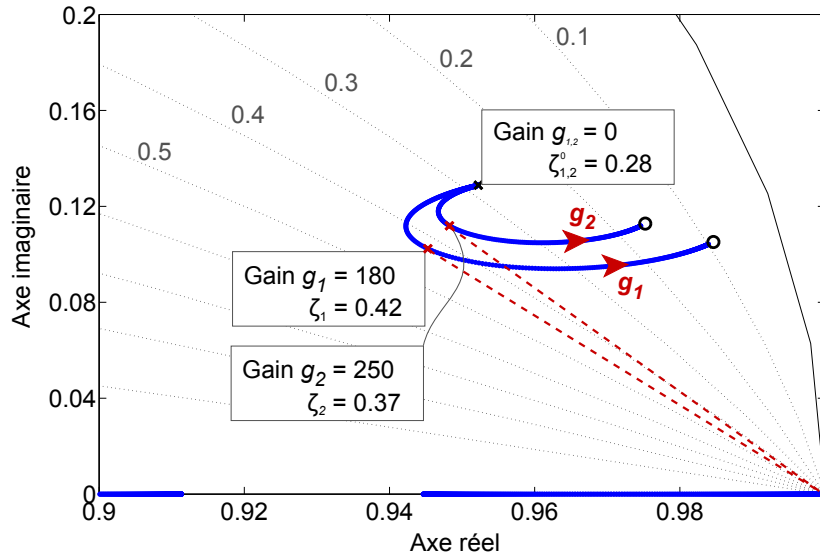


FIGURE 4.5 – Superposition des lieux des pôles discrets en boucle fermée pour les axes 3 et 4, en fonction du gain g_i de la boucle interne (le diagramme est symétrique par rapport à l'axe réel).

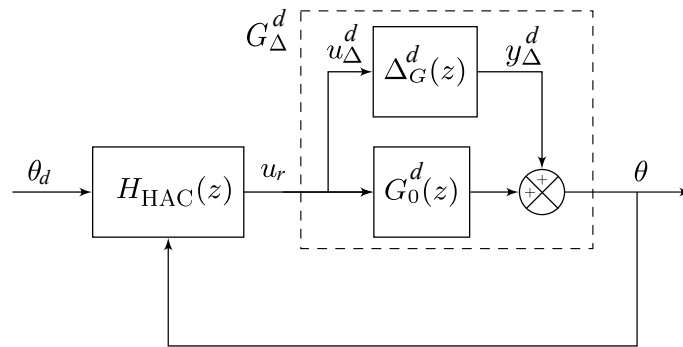


FIGURE 4.6 – Schéma bloc de la structure de commande HAC/LAC - représentation équivalente après amortissement.

où G_0^d représente le système nominal G_0 après amortissement (Fig. 4.6), et Δ_G^d peut être exprimée comme :

$$\Delta_G^d = (I_n + (G_0 + \Delta_G)H_{LAC})^{-1}(G_0 + \Delta_G) - (I_n + G_0H_{LAC})^{-1}G_0 \quad (4.5)$$

La borne supérieure de l'incertitude Δ_G pouvant être obtenue à partir des expériences d'identification, la borne supérieure de Δ_G^d peut être calculée. La Figure 4.7 représente les valeurs singulières maximales des incertitudes des systèmes initial et amorti. On remarque que la nouvelle borne supérieure de l'incertitude est diminuée de 10dB à la première résonance.

Afin d'examiner les conséquences de cette réduction sur la synthèse de la boucle externe, on considère le schéma d'analyse de la robustesse en stabilité (Fig. 4.8). D'après le théorème du petit gain (Zhou et al., 1996), et puisque le système commandé nominal est stable, la

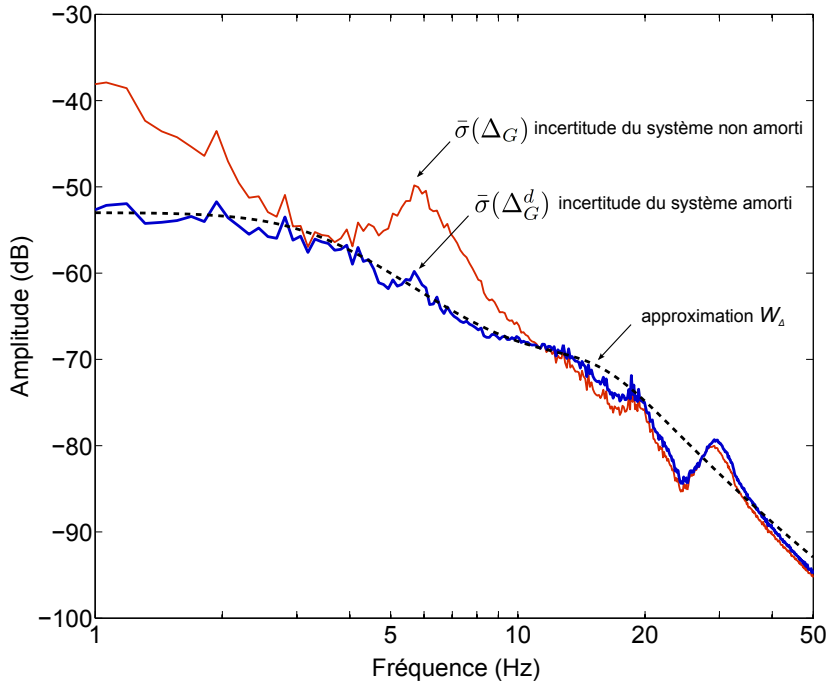


FIGURE 4.7 – Valeurs singulières maximales des incertitudes liées à G_Δ (avant amortissement) et G_Δ^d (après amortissement), notées respectivement $\bar{\sigma}(\Delta_G)$ et $\bar{\sigma}(\Delta_G^d)$, et approximation de cette dernière par le filtre W_Δ .

condition suffisante de stabilité robuste sous l'incertitude Δ de borne supérieure W_Δ est :

$$\|\Delta T_{y_\Delta \rightarrow u_\Delta}\|_\infty < 1 \Leftrightarrow \forall \omega \quad \bar{\sigma}(T_{y_\Delta \rightarrow u_\Delta}) < \frac{1}{\bar{\sigma}(\Delta)} \quad (4.6)$$

$$\Leftrightarrow \forall \omega \quad \bar{\sigma}(T_{y_\Delta \rightarrow u_\Delta}) < \frac{1}{|W_\Delta|} \quad (4.7)$$

avec $\bar{\sigma}(\cdot)$ représentant la valeur singulière maximale, $\|\cdot\|_\infty$ la norme H_∞ (voir Annexe C), et $T_{y_\Delta \rightarrow u_\Delta}$ le transfert en boucle fermée de y_Δ à u_Δ . L'incertitude associée au système incertain amorti, avec $1/|W_\Delta^d| \geq 1/|W_\Delta|$, est par conséquent moins restrictive dans un contexte de synthèse robuste.

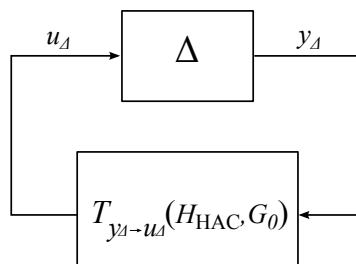


FIGURE 4.8 – Schéma d'analyse de la robustesse de la stabilité.

La borne W_Δ approchant $\bar{\sigma}(\Delta_G^d)$ représentée Fig. 4.7 correspond à la fonction de transfert (4.8) et sera utilisée par la suite dans la robustification de lois de commande GPC (discrétisée par la transformée bilinéaire dans les méthodes de synthèse en temps discret) et lors de la synthèse H_∞ :

$$W_\Delta(s) = 10^{-53/20} \frac{(s^2/70^2 + 2 \times 0,7/70s + 1)(s^2/600^2 + 2 \times 0,7/600s + 1)}{(s^2/21^2 + 2 \times 0,7/21s + 1)(s^2/100^2 + 2 \times 0,4/100s + 1)} \quad (4.8)$$

Les correcteurs de la boucle externe HAC seront synthétisés par la suite sur le système G_{Δ}^d , comprenant la boucle interne d'amortissement LAC qui ne sera plus modifiée.

4.1.3 Cahier des charges de la boucle de commande externe

L'objectif de cette section est de préciser les critères entrant en compte dans la synthèse de la boucle de commande externe. Tout d'abord, le problème de suivi articulaire est examiné dans le contexte de mesures côté moteur. Les principales fonctions de transfert d'intérêt utilisées pour la synthèse sont ensuite rappelées.

Par ailleurs, la synthèse de lois de commande avancées se fait en gardant à l'esprit les considérations pratiques suivantes :

- les informations moteurs seules sont mesurées ;
- les performances sont optimisées pour un niveau de robustesse donné (déterminé par les résultats de l'identification expérimentale) ;
- la stratégie proposée doit pouvoir être implantée en temps réel, et étendue sans difficulté aux sept axes du robot. A cet effet, le temps de calcul doit rester réduit, ainsi que l'ordre du correcteur et le nombre de paramètres mis en jeu. Le principe de synthèse de la commande devra également être similaire pour les différents axes afin d'en simplifier le réglage.

4.1.3.1 Suivi de trajectoire articulaire

Stratégies possibles

Etant donné une trajectoire définie dans l'espace articulaire, le suivi de cette trajectoire à partir d'informations moteurs uniquement peut être réalisé suivant deux approches. La première consiste à estimer l'état articulaire à l'aide d'un observateur d'état afin de commander les variables articulaires directement par rapport à la trajectoire articulaire souhaitée. La deuxième approche consiste en un suivi de trajectoire moteur adéquate. Les deux approches sont toutes les deux soumises à la qualité du modèle des transmissions flexibles entre moteurs et articulations.

Lorsque celle-ci peut être mise en place, la première approche de commande présente l'avantage d'être exprimée directement par rapport à la sortie articulaire. Cependant, la nature non-linéaire du modèle liant positions moteurs et articulaires nécessite la mise en place d'observateurs non-linéaires, tels que le filtre de Kalman étendu par exemple. Dans le cas multivariable, et dans le contexte d'un robot à 7 ddl, la complexité numérique de ces méthodes d'observation ne peut être négligée.

La deuxième approche consiste en un suivi de trajectoire moteur θ_d calculée au préalable à partir de la trajectoire articulaire définie par q_d et ses dérivées¹ (Fig. 4.9) :

$$M(q_d)\ddot{q}_d + C(q_d, \dot{q}_d)\dot{q}_d + \tau_G(q_d) + \tau_{fa} + K(q_d - \theta_d) = 0 \quad (4.9)$$

$$\Rightarrow \theta_d = q_d + K^{-1}(M(q_d)\ddot{q}_d + C(q_d, \dot{q}_d)\dot{q}_d + \tau_G(q_d) + \tau_{fa}) \quad (4.10)$$

1. Rappelons que la trajectoire articulaire imposée doit être au moins quatre fois dérivable pour qu'un couple moteur nominal continu correspondant existe (Chapitre 2).

Le choix dans l'élaboration de la stratégie de commande du robot ASSIST s'est porté sur cette deuxième approche, plus aisée à mettre en œuvre même dans un cas multivariable une fois la trajectoire articulaire définie et le modèle connu. Cependant, elle impose des limitations sur le choix de la trajectoire articulaire et pose le problème de synthèse d'un correcteur moteur adéquat, soumis au compromis entre les spécifications de précision (faibles erreurs de suivi) et d'amortissement (n'excitant pas les modes flexibles articulaires non commandés directement).

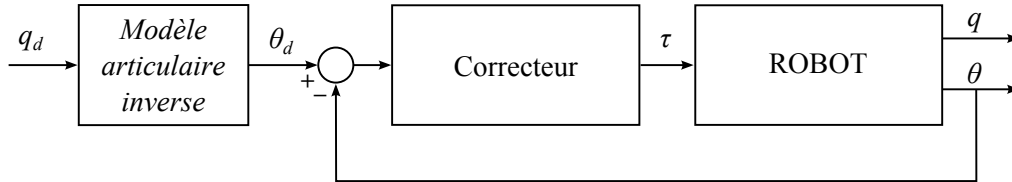


FIGURE 4.9 – Suivi d'une trajectoire moteur pré-définie à partir de la trajectoire articulaire.

Expression de l'erreur articulaire

Analysons la dynamique de l'erreur articulaire en fonction de l'erreur moteur dans le schéma de commande proposé Fig. 4.9. L'équation articulaire (2.8) évaluée en fonction de la trajectoire de référence q_d , comparée avec celle réellement obtenue fonction de q , permet d'exprimer la dynamique de l'erreur articulaire $e_a = q_d - q$ en fonction de l'erreur moteur $e_m = \theta_d - \theta$:

$$M(q_d)\ddot{q}_d + H(q_d, \dot{q}_d) + F_v\dot{q}_d + \tau_{fa_d} + K(q_d - \theta_d) = 0 \quad (4.11)$$

$$M(q)\ddot{q} + H(q, \dot{q}) + F_v\dot{q} + \tau_{fa} + K(q - \theta) = 0 \quad (4.12)$$

$$\Rightarrow M(q)\ddot{e}_a + F_v\dot{e}_a + Ke_a + \underbrace{\Delta M\ddot{q}_d + \Delta H + \Delta\tau_{fa}}_{d(\ddot{q}_d, e_a, \dot{e}_a)} = Ke_m \quad (4.13)$$

où $\Delta M = M(q_d) - M(q)$, $\Delta H = H(q_d, \dot{q}_d) - H(q, \dot{q})$ et $\Delta\tau_{fa} = \tau_{fa_d} - \tau_{fa}$ sont des termes dépendant de l'écart entre la trajectoire réelle et la trajectoire de référence. L'erreur articulaire est directement dépendante de l'erreur moteur, mais également de l'accélération de la trajectoire de référence. Ceci impose des limitations sur le choix et les dynamiques des trajectoires de référence. Dans ce qui suit, on s'attachera à minimiser l'influence de l'erreur moteur.

4.1.3.2 Fonctions de transferts d'intérêt

On précise ici les notations et les dénominations des principaux transferts utilisés dans la synthèse de la boucle externe, avec les signaux correspondant aux notations du schéma-bloc représenté Fig. 4.10 pour un correcteur K et un système G donnés. Suivant la structure particulière du correcteur envisagé, l'expression exacte des transferts varie et ne sera pas toujours explicitée.

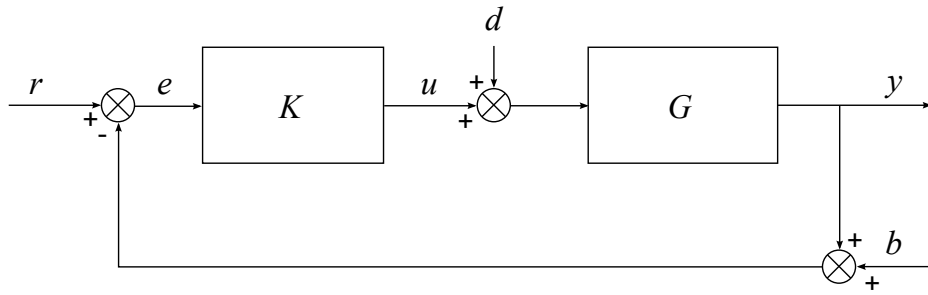


FIGURE 4.10 – Schéma de commande général - notations employées pour les signaux.

TABLEAU 4.2 – Principaux transferts considérés.

Notation	Transfert	Description
S_y	$T_{r \rightarrow e}$	fonction de sensibilité directe
T_y	$T_{r \rightarrow y}$	fonction de sensibilité complémentaire
$S_y G$	$T_{d \rightarrow e}$	transfert $d \rightarrow e$
$K S_y$	$T_{b \rightarrow u}$	transfert $b \rightarrow u$ ou $y_\Delta \rightarrow u_\Delta$ (pour le schéma Fig. 4.10, également transfert $r \rightarrow u$)
T_u	$T_{d \rightarrow u}$	transfert $d \rightarrow u$

Pour une synthèse raisonnable, on veillera aux valeurs maximales des amplitudes de S_y et T_y (typiquement choisies afin d'être respectivement inférieures à 6dB et 3dB). Le transfert S_y devra par ailleurs être minimisé afin d'assurer la plus grande bande passante sous le compromis performance-robustesse. Le transfert $K S_y$ sera modelé pour une commande modérée et robuste en stabilité vis-à-vis d'incertitudes additives en sortie Δ , et afin de désensibiliser la commande par rapport au bruit de mesure en hautes fréquences. Enfin, le transfert $S_y G$ modélisant l'influence des perturbations en entrée d est particulièrement important dans le contexte de la commande décentralisée envisagé ici où l'influence des couplages entre les axes est vue comme une perturbation de couple.

4.2 Commande prédictive robuste

Dans le contexte de manipulation robotisée où la trajectoire de référence est connue à l'avance, la précision du suivi peut être améliorée par la commande prédictive et son caractère anticipatif intrinsèque. Dans cette section, une méthode d'application de lois de commandes prédictives de type GPC est présentée. On montre comment une synthèse initiale peut être modifiée pour satisfaire des contraintes fréquentielles et temporelles issues du cahier des charges décrit plus haut.

Dans la section 4.2.1, le principe général de la commande prédictive est exposé, et les exemples d'application de la commande prédictive en robotique sont détaillés. La section 4.2.2 est consacrée aux méthodes de synthèse de lois de commande de type GPC, tout d'abord dans le cas général, puis avec un objectif de robustification sous contraintes fréquentielles et temporelles sur différents transferts en boucle fermée. Enfin, la section 4.2.3 présente la synthèse de lois de commande prédictives pour le robot ASSIST, considéré comme rigide dans un premier temps, puis tenant compte des flexibilités identifiées et mettant en œuvre la procédure de robustification.

4.2.1 Commande prédictive et robotique

Les apports d'une anticipation de la trajectoire de référence vis-à-vis de la précision sont exploités de façon implicite dans la commande par couple calculé de robots rigides (2.30), où l'accélération désirée est ajoutée aux termes correctifs proportionnel et dérivé. La commande prédictive formalise et étend ce principe intuitif d'anticipation à un horizon temporel donné².

4.2.1.1 Principe général

La commande prédictive repose sur la connaissance d'un modèle du système à commander, et celle de la trajectoire de référence future sur un certain horizon fini, avec éventuellement une prise en compte de contraintes. Le modèle permet de prédire l'évolution future du système commandé, afin d'évaluer l'erreur entre la sortie prédite et la trajectoire de référence en fonction de la séquence de commande appliquée. Selon le principe de l'horizon glissant, une séquence de commande est calculée à chaque pas de temps par minimisation, sur un horizon fini, d'un critère quadratique sur l'erreur entre la trajectoire de référence future et la sortie prédite du système. Seul le premier échantillon de cette séquence de commande est appliqué au système et la procédure est répétée à l'instant suivant (Fig. 4.11). Un horizon de prédiction N_2 définissant les points de calcul de l'erreur, et un horizon de commande N_u définissant la longueur de la séquence de commande calculée, sont habituellement spécifiés.

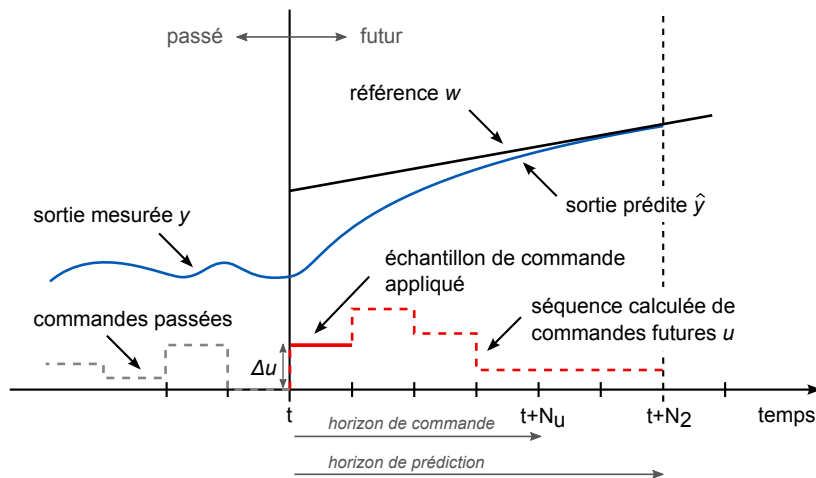


FIGURE 4.11 – Principe de l'horizon glissant dans la commande prédictive.

Historiquement employée dans la commande de procédés lents, la commande prédictive avec contraintes représente un défi dans le domaine de systèmes rapides et non-linéaires tels que les robots manipulateurs. En effet, le problème d'optimisation sous contraintes à résoudre étant en général non convexe, il reste difficile de garantir sa convergence dans le temps de calcul imparti (période d'échantillonnage du système), ainsi que la stabilité du système en boucle fermée résultant. La paramétrisation des profils de commande et l'optimisation distribuée dans le temps font partie des directions de recherche actuelles (Murilo, 2009; Boucher et Dumur, 2006, chap. 5). Dans le cas des systèmes linéaires sous contraintes, des solutions explicites peuvent être pré-calculées hors ligne en fonction de l'appartenance de l'état du

². Le lien entre la commande CTC et la commande prédictive de robots rigides sera examiné plus en détail dans la section 4.2.1.2.

système à des régions prédéfinies, et embarquées ensuite sous forme de tableaux (*look-up table*) dans le contrôleur temps réel (Boucher et Dumur, 2006, chap. 3).

Dans le cas d'un robot manipulateur, les contraintes proviennent des limitations physiques des composants utilisés (saturations des courants moteurs, débattements maximaux des axes, vitesses maximales atteignables, etc.) ou des limitations que l'on souhaite imposer dans un cas d'utilisation particulier (espace de travail restreint, vitesses maximales autorisées, couple maximal fourni, etc.). Dans le contexte considéré, ces contraintes peuvent être respectées à partir d'un choix de trajectoires de référence adéquates, qui fait partie de la problématique plus générale de génération de trajectoire.

Dans la continuité de la démarche d'identification, on se placera pour la suite dans le contexte de la commande prédictive de systèmes linéaires sans contraintes, pour lesquels une solution explicite linéaire peut être obtenue. La commande prédictive a été employée avec succès dans des contextes industriels variés (Qin et Badgwell, 2003), sous de nombreuses formulations différentes. On considèrera en particulier la commande prédictive de type GPC (Clarke et al., 1987; Clarke, 1988).

4.2.1.2 Applications en robotique

On présente ci-dessous les développements menés pour l'application de la commande prédictive rapportés dans la littérature.

Face au caractère non-linéaire de robots manipulateurs, et afin d'éviter la résolution d'un problème d'optimisation en ligne, des approches de la commande prédictive visant à obtenir une forme analytique de la commande ont été proposées. La plupart des travaux concerne les robots rigides. Dans ce cas, deux groupes principaux d'approches se distinguent : *i*) les approches fondées sur un modèle de synthèse linéaire, soit par hypothèse simplificatrice, soit après une linéarisation par bouclage du système, ce qui permet de synthétiser la commande sur un système linéaire découplé ; *ii*) les approches traitant le problème non-linéaire à travers une simplification des critères à minimiser et un développement de Taylor de la dynamique des variables d'état, ce qui permet d'aboutir à des solutions non-linéaires calculables hors ligne. D'autres approches, par exemple fondées sur les réseaux de neurones pour le modèle de prédiction (Wei et Fang, 1999), ont été proposées. Dans le cas à articulations flexibles, la linéarisation par bouclage étant complexe à mettre en œuvre, on retrouve les approches fondées sur un modèle linéaire approché, et celle par développement de Taylor.

Robots rigides

Modèles de prédiction linéaires par hypothèse : Un modèle linéaire ARMA d'ordre 2, à paramètres constants ou adaptés en ligne dans un schéma de Moindres Carrés Récursifs (MCR, ou RLS pour *Recursive Least Squares*), est considéré dans (Hashimoto et al., 1990) ; un modèle multivariable d'un robot à 2ddl linéarisé autour d'un point de fonctionnement est considéré dans (Alvarez et al., 1998), utilisé dans une optimisation en ligne d'un critère proche de celui du GPC, sous contraintes portant sur la commande, l'incrément de commande et les positions. Seuls des résultats en simulation sont présentés dans ces deux références.

Approche par linéarisation par bouclage : Plusieurs implantations de la commande prédictive sans contraintes après la linéarisation par bouclage du système sont décrites dans (Berlin et Frank, 1991; Poignet et Gautier, 2000; Vivas, 2004; Vivas et Poignet, 2005).

Dans (Berlin et Frank, 1991), une étude théorique de la commande prédictive de type DMC (*Dynamic Matrix Control*) associée à la linéarisation par bouclage sous l'hypothèse rigide est présentée. Les auteurs examinent en particulier la robustesse vis-à-vis des incertitudes liées à la variation de la matrice d'inertie par rapport à une matrice de modèle constante.

Dans (Poignet et Gautier, 2000), une procédure comportant une étape de linéarisation rigide est proposée et testée en simulation sur un robot de type SCARA. La commande prédictive de type PFC (*Predictive Functional Control*) est synthétisée sur le double intégrateur résultant de la linéarisation par bouclage dans le cas idéal. Comparativement à une commande CTC traditionnelle, les avantages de cette stratégie prédictive sont mis en évidence vis-à-vis du rejet de perturbation et de la robustesse face aux variations des paramètres.

Dans (Vivas et Poignet, 2005), les auteurs s'intéressent à la modélisation et la commande du robot parallèle H4 considéré comme rigide. Les commandes PID dans l'espace cartésien, CTC et PFC sont comparées, ces deux dernières étant basées sur la linéarisation par bouclage rigide. Les gains de la commande CTC sont réglés de manière conventionnelle à partir de l'hypothèse de n doubles intégrateurs découplés résultant de la pré-compensation, et un terme intégrateur est ajouté afin de réduire l'erreur statique. La commande PFC est quant à elle appliquée au système ré-identifié avec sa pré-compensation, et stabilisé par une boucle interne de vitesse de gain K_v .

Approches par développement de Taylor : Une autre approche de commande prédictive de systèmes non-linéaires sans contraintes est décrite dans (Hedjar et al., 2005; Merabet et Gu, 2008; Feng et al., 2002). Une solution analytique au problème d'optimisation est obtenue à partir du modèle continu du système et d'un développement de Taylor à l'ordre égal au degré relatif de l'erreur dans la fonction de coût avec un horizon de prédiction fini. Il est remarquable que cette approche aboutit à une commande proche du type CTC avec des coefficients dépendant de l'horizon de prédiction et des matrices de pondération utilisées dans la fonction de coût. Un développement similaire est décrit dans le cas discret dans (Duchaine et al., 2007), et la commande est obtenue sous forme analytique dans le cas sans pondération sur la commande dans le critère.

Les travaux de (Merabet et Gu, 2008; Feng et al., 2002) considèrent un critère sans pondération sur la commande, tandis que le cas plus général est décrit dans (Hedjar et al., 2005), que l'on se propose d'examiner brièvement afin de mettre en évidence le lien avec la commande CTC. On considère le modèle du système affine en la commande τ et d'état $x = (x_1^T, x_2^T)^T$ (x_1 vecteur des positions, x_2 vecteur des vitesses) de forme suivante :

$$\dot{x}_1 = x_2 \quad (4.14)$$

$$\dot{x}_2 = f(x) + g(x)\tau(t) \quad (4.15)$$

$$y = x_1 \quad (4.16)$$

On définit $e_1 = x_1 - x_1^{ref}$ et $e_2 = x_2 - x_2^{ref}$ l'erreur par rapport à la trajectoire de référence. Le critère à minimiser (continu) considéré est :

$$J_{\text{coût}} = \frac{1}{2} \int_0^h \begin{pmatrix} e_1(t+T) \\ e_2(t+T) \end{pmatrix}^T \begin{pmatrix} Q_1 & 0 \\ 0 & T^2 Q_2 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} e_1(t+T) \\ e_2(t+T) \end{pmatrix} dT + \frac{1}{2} \tau^T(t) R \tau(t) \quad (4.17)$$

avec h l'horizon de prédiction, et Q_1 , Q_2 et R des matrices de pondération. Le critère $J_{\text{coût}}$ étant une fonction quadratique de la commande τ , son minimum est obtenu pour $\partial J_{\text{coût}}/\partial \tau = 0$ correspondant à :

$$\begin{aligned} \tau_{\text{opt}} = -g(x)^{-1} & \left(\frac{h^5}{20}(Q_1 + 4Q_2) + g^{-T}(x)Rg^{-1}(x) \right)^{-1} \left(\frac{h^3}{6}Q_1 e_1 + \dots \right. \\ & \left. + \frac{h^4}{8}(Q_1 + 2Q_2)e_2 + \frac{h^5}{20}(Q_1 + 4Q_2) \left(f(x) - \ddot{x}_1^{\text{ref}} \right) \right) \end{aligned} \quad (4.18)$$

Appliquée au cas d'un robot rigide représenté par le modèle (2.4), la solution optimale ainsi obtenue pour la commande s'écrit :

$$\begin{aligned} \tau_{\text{opt}} = M(q) & \left(K_3 + M(q)^T R M(q) \right)^{-1} \left(K_1(q^{\text{ref}} - q) + \dots \right. \\ & \left. + K_2(\dot{q}^{\text{ref}} - \dot{q}) + K_3 \left(\ddot{q}^{\text{ref}} + M(q)^{-1} H(q, \dot{q}) \right) \right) \end{aligned} \quad (4.19)$$

avec

$$K_1 = \frac{h^3}{6}Q_1, \quad K_2 = \frac{h^4}{8}(Q_1 + 2Q_2), \quad K_3 = \frac{h^5}{20}(Q_1 + 4Q_2) \quad (4.20)$$

En cas de pondération nulle sur la commande $R = 0$, on retrouve la forme classique de la commande CTC fondée sur un découplage rigide, avec la nouvelle commande constituée d'un terme anticipatif sur l'accélération associé à une commande PD :

$$\tau_{\text{opt}} = M(q) \left(\ddot{q}^{\text{ref}} + K_1/K_3(q^{\text{ref}} - q) + K_2/K_3(\dot{q}^{\text{ref}} - \dot{q}) \right) + H(q, \dot{q}) \quad (4.21)$$

Les gains de la commande PD (K_1/K_3 et K_2/K_3) dépendent dans ce cas de l'horizon de prédiction h et des pondérations Q_1 et Q_2 .

Robots à articulations flexibles

Modèles de prédiction linéaires par hypothèse : Dans (Kuntze et al., 1988), la commande PFC est appliquée expérimentalement à un robot KUKA 160 à six ddl présentant des flexibilités de transmissions avec la première fréquence de résonance identifiée à 8Hz. Les commandes sont réglées à partir de modèles linéaires axe par axe d'ordre 4, construites à partir des sorties moteurs ou articulaires. Les expériences mettent en évidence de bonnes propriétés de robustesse vis-à-vis de variations paramétriques dans les modèles de synthèse.

Approches par développement de Taylor : Dans (Upreti et al., 2004), une approche par développement de Taylor similaire à celle développée dans (Hedjar et al., 2005) est appliquée au cas d'un axe avec transmission flexible. Les auteurs montrent que dans le cas particulier sans pondération sur la commande ni sur l'erreur moteur (mais seulement sur l'erreur articulaire), la commande prédictive obtenue conduit à la même dynamique de l'erreur que celle obtenue avec la commande par linéarisation par bouclage statique du modèle flexible réduit (2.40) et (2.42).

Autres exemples d'application : Une approche proche du GPC est examinée en simulation dans (Ghahramani et Towhidkhan, 2009) avec une contrainte sur l'incrément de commande visant à pallier les problèmes d'instabilité rencontrés du fait de la saturation des actionneurs. Dans (Thomsen et al., 2011), la commande GPC est implantée dans le contexte de commande

en vitesse d'un système d'entraînement de charge avec une transmission élastique et mesure côté moteur uniquement. La commande GPC est comparée à une commande Proportionnelle-Intégrale (PI) classique, et une commande PI associée à un observateur d'état, affichant de bonnes performances.

Toujours dans le contexte robotique, bien que dans une problématique légèrement différente, une comparaison de lois de commande GPC et H_∞ est présentée pour l'asservissement visuel d'un robot médical avec flexibilités (Cu villon et al., 2005). Les correcteurs étant réglés pour atteindre la plus grande bande passante, les expériences mettent en évidence un comportement moins amorti pour le correcteur GPC, tandis que le correcteur H_∞ conduit à une commande plus lisse, avec un compromis performance-robustesse plus facile à régler dans le domaine fréquentiel.

Discussion

Trois remarques principales peuvent être formulées à partir de l'analyse précédente :

1. Les approches par développement de Taylor mettent en évidence le lien entre la commande par découplage, rigide ou flexible, avec le cas particulier de la commande prédictive non-linéaire sans terme de pondération sur la commande.
2. La commande prédictive linéaire est majoritairement appliquée sous l'hypothèse de robot rigide linéarisé par bouclage. L'influence des flexibilités présentes dans le système résultant réel est reconnue (Vivas et Poignet, 2005), mais pas analysée de façon systématique.
3. Les multiples expériences mettant en œuvre la commande prédictive dans le contexte robotique soulignent les bonnes performances obtenues en termes de temps de réponse et de suivi, avec une certaine robustesse inhérente à la commande. Cependant, le réglage de la commande prédictive est parfois ressenti comme moins aisé par rapport par exemple à celui de la commande H_∞ lorsqu'un compromis entre différentes spécifications doit être trouvé.

Dans la continuité de la remarque 2, l'approche présentée dans cette thèse tient compte de l'influence des flexibilités dans un robot pré-compensé à partir du modèle rigide, à partir de la modélisation explicite du système résultant sous l'hypothèse d'articulations flexibles. Par ailleurs, la robustification de lois de commande GPC sous contraintes fréquentielles permet d'apporter une réponse à la remarque 3, en intégrant les spécifications de robustesse dès l'étape de synthèse.

4.2.2 Commande prédictive de type GPC

4.2.2.1 Méthode de synthèse

Dans le cas monovariante, la commande GPC repose sur le modèle CARIMA (*Controlled AutoRegressive Integrated Moving Average*) du système considéré :

$$A(z^{-1})y(t) = B(z^{-1})u(t-1) + \frac{C(z^{-1})\xi(t)}{\Delta(z^{-1})} \quad (4.22)$$

où $A(z^{-1})$ et $B(z^{-1})$ sont deux polynômes, $\xi(t)$ est un bruit blanc centré, et le polynôme $C(z^{-1})$ modélise l'influence du bruit. L'opérateur $\Delta(z^{-1}) = 1 - z^{-1}$ permet d'introduire une action intégrale dans le correcteur, z^{-1} étant l'opérateur retard³.

Le critère classique minimisé par la commande GPC est un critère quadratique composé d'erreurs futures entre la référence w et les sorties prédites \hat{y} , et d'un terme de pondération sur les incréments de commande Δu :

$$J = \sum_{j=N_1}^{N_2} [w(t+j) - \hat{y}(t+j)]^2 + \lambda \sum_{j=1}^{N_u} \Delta u(t+j-1)^2 \quad (4.23)$$

N_1 et N_2 sont les horizons de prédiction sur la sortie, N_u l'horizon de prédiction sur la commande, λ est le coefficient de pondération de la commande.

Dans le cas sans contraintes, cette stratégie de commande conduit à un régulateur à deux degrés de liberté sous forme RST (Fig. 4.12) avec une action anticipative sur le signal de référence, le polynôme $T(q)$ étant ici non causal (Clarke et al., 1987; Maciejowski, 2002) :

$$S(z^{-1})\Delta u(t) = -R(z^{-1})y(t) + T(q)w(t) \quad (4.24)$$

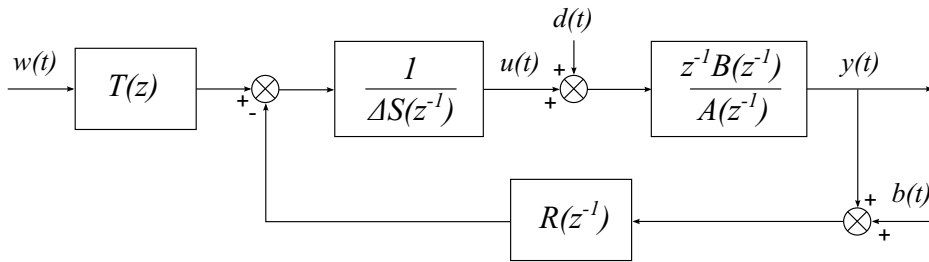


FIGURE 4.12 – Commande GPC - correcteur polynomial RST équivalent.

Principe de réglage

Les paramètres de réglage de la commande GPC sont l'horizon de prédiction sur la commande N_u , l'horizon minimal de prédiction sur la sortie N_1 , l'horizon maximal de prédiction sur la sortie N_2 , ainsi que le coefficient de pondération sur la commande λ . Quelques principes généraux peuvent être dégagés pour le réglage de ces différents paramètres (Godoy, 2007, Chap. 13) :

- N_1 : dans le cas de systèmes à retard, l'horizon minimal de prédiction sur la sortie peut être choisi de façon à correspondre au retard pur du système en nombre d'échantillons ;
- N_2 : l'horizon maximal de prédiction sur la sortie est lié au temps de réponse du système ; plus il est grand, et plus le système est stable et lent ;
- N_u : l'horizon de prédiction sur la commande peut généralement être choisi égal à 1, seul le premier échantillon de la séquence de commande calculée étant appliqué ; ce choix ne pénalise pas les marges de stabilité ;

3. La notation z^{-1} a été préférée à la notation traditionnelle q^{-1} de l'opérateur retard temporel, cette dernière s'avérant problématique dans le cas présent puisque q désigne la position articulaire du robot.

- λ : ce paramètre est lié au gain du système, et une valeur de départ pour le réglage peut être choisie comme $\lambda = \text{trace}(G^T G)$, où G est la matrice des coefficients de la réponse indicielle discrète du modèle (4.22). On peut également voir λ comme une contrainte limitant les variations de la commande.

Le problème de réglage se réduit donc dans la plupart des cas à une recherche bidimensionnelle de paramètres N_2 et λ , réglés par exemple à partir de critères fréquentiels de stabilité usuels sur la boucle ouverte corrigée et les fonctions de sensibilité. D'autres approches pour le réglage de correcteurs prédictifs mettant en œuvre des procédures d'optimisation ont été proposées (Coelho et Krohling, 2005; Ben Aicha et al., 2010). Le polynôme $C(z^{-1})$ du modèle CARIMA peut être également vu comme un paramètre de réglage, et son rôle vis-à-vis de la robustesse est expliqué au paragraphe suivant.

Rôle du polynôme de perturbation

Le polynôme dit de perturbation $C(z^{-1})$ du modèle CARIMA modélise l'influence du bruit dans le système. Ce polynôme peut être utilisé comme un degré de liberté supplémentaire de réglage afin d'améliorer les propriétés de la commande GPC, et peut être vu comme un paramètre de réglage de la dynamique de l'observateur de la loi de commande (Yoon et Clarke, 1995; Rodriguez-Ayerbe, 2003). Il influence les propriétés de robustesse de la commande et la dynamique du rejet de perturbation.

Plus précisément, en cas de modèle parfaitement connu du système à commander, le polynôme $C(z^{-1})$ ne modifie pas la fonction de transfert en boucle fermée entre l'entrée w et la sortie y , mais affecte le transfert entre la perturbation b (bruit de mesure) et la sortie y . Ce polynôme peut donc être choisi de façon à améliorer le rejet des bruits de mesure à hautes fréquences, en induisant un comportement passe-bas du transfert y/b . Sans modifier le comportement entrée/sortie par rapport à une synthèse effectuée avec $C(z^{-1}) = 1$, il est alors possible d'accroître la robustesse du GPC initial vis-à-vis d'incertitudes hautes fréquences et d'atténuer l'influence des bruits de mesure.

4.2.2.2 Robustification de lois de commande GPC

Le choix du polynôme $C(z^{-1})$ à des fins de robustification n'étant pas aisé, une approche a été développée afin de tenir directement compte de critères fréquentiels et temporels, permettant de trouver un compromis entre les différentes spécifications (Rodríguez et Dumur, 2005; Rodriguez-Ayerbe et Boucher, 2006). Cette section résume les principales étapes de cette méthode dans le cas général, tandis que son application au cas du robot ASSIST est détaillé dans la section 4.2.3.2.

L'approche envisagée de robustification de lois de commande GPC repose sur la paramétrisation de Youla, appelée aussi paramétrisation Q (voir Annexe D). L'ensemble des correcteurs stabilisant le système est d'abord paramétré à partir d'un correcteur RST initial par l'ensemble des transferts stables Q ($Q \in \mathfrak{RH}_\infty$, où \mathfrak{RH}_∞ désigne l'espace des matrices de transfert propres et stables à coefficients réels). Le problème de robustification du correcteur initial est ensuite formulé sous forme d'un problème de recherche du paramètre Q . Dans la méthode appliquée ici, le paramètre Q est élaboré de façon à satisfaire un compromis, consistant à maximiser la robustesse tout en respectant un gabarit donné pour le rejet de perturbations.

La formulation sous forme de problème d'optimisation convexe permet d'appliquer une démarche de programmation linéaire sous contraintes de type inégalité.

Paramétrisation des correcteurs stabilisants

A partir de la paramétrisation de Youla (voir Annexe D), en considérant $Q = [Q_1 \ Q_2]$, l'ensemble des correcteurs stabilisants à deux degrés de liberté de type RST s'exprime à partir d'un correcteur initial R' , S' , T' par :

$$K_Q(z^{-1}) = \begin{bmatrix} \frac{T' - A_o Q_2}{S' - z^{-1} B Q_1} & - \frac{R' + \Delta A Q_1}{S' - z^{-1} B Q_1} \end{bmatrix} \quad (4.25)$$

ce qui conduit à la nouvelle structure RST :

$$T(z^{-1}) = T'(z^{-1}) - A_o(z^{-1})Q_2(z^{-1}) \quad (4.26)$$

$$R(z^{-1}) = R'(z^{-1}) + \Delta(z^{-1})A(z^{-1})Q_1(z^{-1}) \quad (4.27)$$

$$S(z^{-1}) = S'(z^{-1}) - z^{-1}B(z^{-1})Q_1(z^{-1}) \quad (4.28)$$

avec A_o le polynôme stable tel que l'équation caractéristique en boucle fermée obtenue avec le correcteur initial appliqué au modèle CARIMA s'écrit $\Delta A S' + z^{-1} B R' = A_o A_c$. Dans cette factorisation, A_c correspond à la dynamique de commande, tandis que A_o correspond à la dynamique de l'observateur. R , S et T ainsi définis sont en toute généralité des fonctions de transfert, car Q_1 et Q_2 sont des fonctions de transfert. Toutefois, une expression polynomiale du correcteur peut s'en déduire en scindant Q_1 et Q_2 en un numérateur et un dénominateur.

Le correcteur initial peut être ainsi modifié afin de satisfaire les objectifs prescrits de stabilité et robustesse par un choix adapté des fonctions de transfert stables Q_1 et Q_2 composant Q . Q_2 affecte le comportement entrée/sortie, tandis que Q_1 influence la régulation. Pour la robustification de la loi de commande GPC, on s'intéressera particulièrement au choix de Q_1 avec $Q_2 = 0$, supposant que le comportement entrée/sortie désiré est obtenu avec le correcteur initial. Le choix de Q_1 résulte d'un compromis entre les spécifications de robustesse en stabilité et l'influence de cette robustification sur les transferts entre différents signaux du système, par exemple le rejet de perturbation.

Robustesse en stabilité

Pour un système incertain affecté par une incertitude Δ_P , et commandé par un correcteur à deux degrés de liberté RST paramétré en fonction du paramètre Q_1 comme décrit précédemment, les transferts du système P vu par l'incertitude Δ_P (Fig. 4.13) sont résumés dans la Table 4.3 en fonction du type d'incertitude non structurée considéré. Selon le cas envisagé, et dans l'objectif de stabilité robuste vis-à-vis de Δ_P , on cherchera à modéliser le transfert P correspondant, par exemple en accord avec la condition suffisante de stabilité robuste issue du théorème du petit gain.

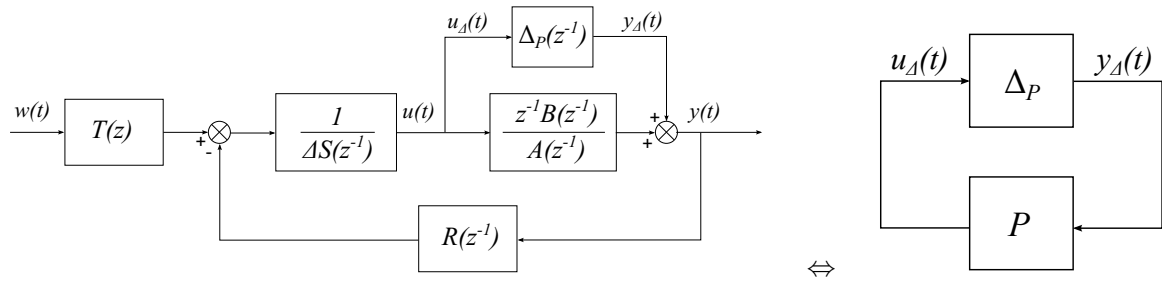


FIGURE 4.13 – Système incertain et commande RST - exemple de l'incertitude additive directe.

TABLEAU 4.3 – Transfert P selon le type d'incertitude non structurée considérée.

Incertainité Δ_P	Transfert P	Incertainité Δ_P	Transfert P
additive directe	$-\frac{R'A}{A_oA_c} - \frac{A^2\Delta}{A_oA_c}Q_1$	multiplicative directe	$-\frac{z^{-1}BR'}{A_oA_c} - \frac{z^{-1}B\Delta A}{A_oA_c}Q_1$
additive inverse	$\frac{z^{-1}B\Delta S'}{A_oA_c} - \frac{z^{-1}B^2\Delta}{A_oA_c}Q_1$	multiplicative inverse	$\frac{S'\Delta A}{A_oA_c} - \frac{\Delta A z^{-1}B}{A_oA_c}Q_1$

Influence des perturbations

Afin de préserver un comportement souhaité vis-à-vis des perturbations dans la recherche du paramètre Q_1 , un gabarit peut être imposé aux transferts choisis parmi (4.29) en fonction des perturbations considérées. Avec les notations de la figure 4.12 :

$$\begin{pmatrix} u(t) \\ y(t) \end{pmatrix} = \underbrace{\begin{pmatrix} -\frac{z^{-1}BR'}{A_oA_c} - \frac{z^{-1}B\Delta A}{A_oA_c}Q_1 & -\frac{R'A}{A_oA_c} - \frac{\Delta A^2}{A_oA_c}Q_1 \\ \frac{z^{-1}B\Delta S'}{A_oA_c} - \frac{z^{-1}B^2\Delta}{A_oA_c}Q_1 & -\frac{z^{-1}BR'}{A_oA_c} - \frac{z^{-1}B\Delta A}{A_oA_c}Q_1 \end{pmatrix}}_{H = \begin{pmatrix} T_{d \rightarrow u} & T_{b \rightarrow u} \\ T_{d \rightarrow y} & T_{b \rightarrow y} \end{pmatrix}} \begin{pmatrix} d(t) \\ b(t) \end{pmatrix} \quad (4.29)$$

Recherche du paramètre Q_1

Les spécifications liées à la robustification vis-à-vis d'incertitudes non structurées (Table 4.3), ainsi que celles liées à des contraintes spécifiques que l'on souhaite imposer sur les transferts (4.29) peuvent être formulées sous une forme fréquentielle ou temporelle.

Domaine fréquentiel : Si $W(z^{-1})$ représente une contrainte formulée dans le domaine fréquentiel sur les transferts P ou H_{ij} de l'équation (4.29) à modeler, les contraintes correspondantes

s'écrivent :

$$\min_{Q_1 \in \mathfrak{RH}_\infty} \left\| P(z^{-1})W(z^{-1}) \right\|_\infty \quad (4.30)$$

$$\min_{Q_1 \in \mathfrak{RH}_\infty} \left\| H_{ij}(z^{-1})W(z^{-1}) \right\|_\infty \quad (4.31)$$

Domaine temporel : Si s_{min} et s_{max} définissent un gabarit temporel pour la sortie $s_{ij}(t)$ affectée par la perturbation considérée, la contrainte temporelle correspondante s'écrit :

$$C_{env} = \{Q_1 / \forall t \geq 0, s_{min} \leq s_{ij}(t) \leq s_{max}\} \quad (4.32)$$

$$= \{Q_1 / \Phi_{env} \leq 0\} \quad (4.33)$$

où

$$\Phi_{env}(Q_1) = \max \left(\max_{t \geq 0} (s_{ij}(t) - s_{max}(t)), s_{min}(t) - s_{ij}(t) \right) \quad (4.34)$$

Les transferts dépendant linéairement de Q_1 , les spécifications définies par (4.30), (4.31) et (4.32) sont convexes en Q_1 . Le problème est donc un problème de recherche de $Q_1 \in \mathfrak{RH}_\infty$ minimisant une norme H_∞ et satisfaisant une contrainte temporelle. L'ensemble des transferts stables \mathfrak{RH}_∞ étant un ensemble de dimension infinie, une solution sous-optimale du problème d'optimisation peut être obtenue en restreignant l'espace de recherche à un sous-ensemble de dimension n_q généré par une base orthonormale de transferts stables Q_{1i} :

$$Q_1 = \sum_{i=0}^{n_q} \alpha_i Q_{1i} \quad (4.35)$$

Une solution dans le cas discret consiste à considérer la base constituée de $Q_{1i}(z^{-1}) = q^{-i}$, auquel cas Q_1 est un polynôme. Les spécifications sur les contraintes fréquentielles et temporelles peuvent alors être approchées par des inégalités linéaires, et le problème peut ensuite être résolu par une optimisation sous contraintes de type inégalité (Rodriguez-Ayerbe, 2003).

Dans la décomposition (4.35), le degré du polynôme n_q constitue un paramètre de réglage. Afin de satisfaire toutes les contraintes imposées, il peut être nécessaire de considérer un degré n_q élevé, ce qui impliquerait à son tour un correcteur robustifié d'ordre élevé et peu adapté à une implantation pratique en temps réel. Ce problème peut être résolu en approchant le polynôme Q_1 résultant de la procédure d'optimisation par une fonction de transfert d'ordre réduit. Cette approximation peut être obtenue en minimisant la distance entre les réponses fréquentielles de Q_1 et le transfert recherché (Rodriguez-Ayerbe, 2003; Deczky, 1972; Fletcher et Powell, 1963).

4.2.3 Application au cas du robot ASSIST

On illustre ci-dessous les méthodes de commande GPC décrites précédemment par une application au cas du robot ASSIST. Une première synthèse GPC a été réalisée sous l'hypothèse de robot rigide et découplage parfait, correspondant au modèle de synthèse de type double intégrateur. Les résultats de l'évaluation expérimentale Dans un premier temps, le robot est considéré comme rigide, et une commande GPC classique est synthétisée sur un modèle double intégrateur. Dans un deuxième temps, les flexibilités du robot sont prises en compte, et la synthèse, suivie d'une robustification, repose sur le modèle nominal identifié au Chapitre 3 et complété de la boucle amortissante interne décrite dans la section 4.1.2.2.

4.2.3.1 Synthèse à partir du modèle double intégrateur

La première synthèse est réalisée sous l'hypothèse de robot rigide, et comparée expérimentalement aux correcteurs PID et CTC.

Synthèse

Lorsque le robot est considéré comme rigide, la pré-compensation (3.22) réalise une linéarisation par bouclage du système, conduisant à un système de n doubles intégrateurs indépendants. Le premier correcteur testé est donc synthétisé à partir du modèle CARIMA correspondant au double intégrateur discret avec :

$$A(z^{-1}) = 1 - 2z^{-1} + z^{-2}, B(z^{-1}) = \frac{T_s^2}{2}(1 + z^{-1}) \quad (4.36)$$

Afin d'illustrer les effets du polynôme de perturbation $C(z^{-1})$ sur le transfert bruit-commande u/b , deux correcteurs notés GPC1 ($C(z^{-1}) = 1$) et GPC2 ($C(z^{-1}) = 1 - 0,6z^{-1}$) sont comparés. Le correcteur GPC1 est d'abord synthétisé afin de satisfaire les spécifications de stabilité et robustesse suivantes : marge de phase $M_\varphi \geq 45^\circ$, marge de gain $M_G \geq 6$ dB fonction de sensibilité directe S_y telle que $|S_y| \leq 6$ dB, fonction de sensibilité complémentaire T_y telle que $|T_y| \leq 3$ dB. Les paramètres de réglage suivants ont ainsi été sélectionnés :

$$N_1 = 1, N_2 = 20, \lambda = 2 \cdot 10^{-5}, N_u = 1 \quad (4.37)$$

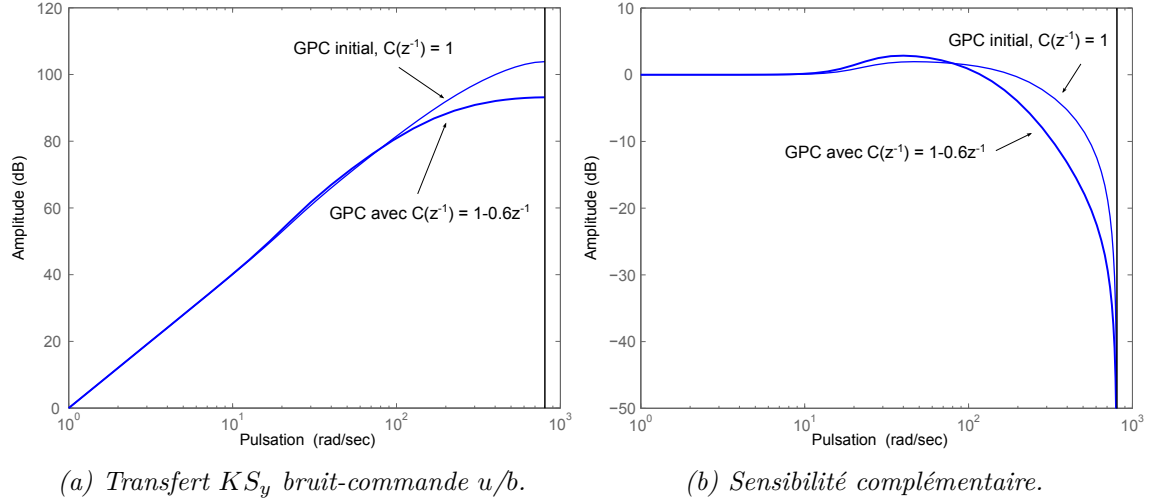
A partir de cette synthèse initiale, le correcteur GPC2 est formé en modifiant le polynôme C dans un objectif de robustification vis-à-vis des incertitudes hautes fréquences. Comme illustré Fig. 4.14, considérer un polynôme C de degré 1 conduit à une réponse fréquentielle de u/b atténuée en hautes fréquences, réduisant de ce fait l'influence du bruit de mesure et des incertitudes à hautes fréquences sur la commande, tout en préservant le comportement entrée/sortie en boucle fermée. Les marges de stabilité et robustesse correspondant à ces deux synthèses sont résumées Table 4.4, avec ω_c les fréquences de coupure de la boucle ouverte corrigée, M_τ la marge de retard exprimée en nombre d'échantillons. Le choix du polynôme $C(z^{-1}) = 1 - 0,6z^{-1}$ est réalisé dans un compromis entre l'apport en terme d'atténuation de u/b , et une légère dégradation des marges de stabilité. Dans la suite, le correcteur GPC2 sera comparé expérimentalement aux correcteurs PID et CTC2.

TABLEAU 4.4 – Marges de stabilité des correcteurs GPC1 et GPC2 évalués sur le double intégrateur de synthèse.

	$C(z^{-1})$	M_φ (°)	ω_c (Hz)	M_G (dB)	M_τ ($\times T_s$)	$ S_y _{\text{dB}}^{\text{max}}$	$ T_y _{\text{dB}}^{\text{max}}$
GPC1	1	54,6	22,9	10,8	1,69	3,64	1,96
GPC2	$1 - 0,6z^{-1}$	51,6	14,7	14,3	2,5	3,05	2,86

Comparaison expérimentale

La commande CTC a été réglée sur un double intégrateur résultant de l'hypothèse du robot rigide, identique pour chaque axe. Le réglage a été fait de façon à obtenir un temps de réponse

FIGURE 4.14 – Effets du polynôme de perturbation $C(z^{-1})$.

en boucle fermée comparable à celui du GPC en simulation. Un terme intégral a été ajouté afin de réduire l'erreur statique. Les gains correspondant aux expériences sont $K_p = 682$, $K_d = 50$, $K_i = 3270$ (pour une formulation du correcteur PID $K_p + K_d s + K_i/s$).

La commande PID a été réglée indépendamment pour chaque axe en considérant le modèle simplifié $M_{ii}^{max} \ddot{q} + \tau_d(q, \dot{q}) = \tau$ où M_{ii}^{max} représente l'inertie maximale de l'axe i , et $\tau_d(q, \dot{q})$ regroupe les non-linéarités dues aux couples de gravité, de Coriolis, centrifuges et de frottement. Les gains ont été réglés en simulation sur ce modèle avec $\tau_d = 0$ afin d'obtenir un temps de réponse en boucle fermée comparable à celui du GPC. Les valeurs des gains utilisés en expérimentation sont $K_{p_{axe\ 3}} = 363,6$; $K_{d_{axe\ 3}} = 38,6$; $K_{i_{axe\ 3}} = 1142,2$; $K_{p_{axe\ 4}} = 44,3$; $K_{d_{axe\ 4}} = 4,7$; $K_{i_{axe\ 4}} = 139,1$.

Le correcteur GPC2 est comparé avec les correcteurs PID et CTC du point de vue du suivi moteur dans les conditions nominales et avec une charge de 1kg fixée à l'extrémité du robot. Une trajectoire polynomiale d'ordre 5 est appliquée pour un mouvement vertical entre les configurations initiale et finale respectives $(\pi/2; 0)$ pour l'axe 3 et $(0; +\pi/2)$ pour l'axe 4 (Fig. 4.16). Les erreurs et courants moteur correspondants sont illustrés Fig. 4.17. La robustesse de la commande GPC2 sous charge par rapport aux autres lois de commande est illustrée Fig. 4.18, et les erreurs de suivi moteur maximales obtenues sont résumées dans le tableau 4.5.

En plus d'assurer un très bon suivi moteur avec une erreur statique nulle sans cycles limites dûs au frottement sec comme dans le cas d'une commande PID, les performances de la commande GPC2 sont très robustes vis-à-vis des variations de charge. Cependant, des oscillations sont visibles à $t = 0,5s$ au niveau du courant de commande (Fig. 4.17(c) et 4.17(d)), pouvant être dues à des perturbations d'origine mécanique.

Un comportement vibratoire au niveau moteur a également pu être constaté en réponse aux perturbations externes appliquées en bout de bras, ce qui tend à montrer les limites de ce premier réglage à grande bande passante sans prise en compte des flexibilités. Les fonctions de sensibilités directe et complémentaire du GPC1 évalué sur les modèles flexibles des deux axes (4.1) confirment ce phénomène, avec des pics aux fréquences de résonance du système (Fig. 4.15). Afin de dépasser les limitations de cette première commande, on envisagera donc

dans la suite la synthèse de lois de commande prédictive robuste tenant compte du modèle flexible.

TABLEAU 4.5 – Erreur de suivi moteur maximale (rad) avec ou sans charge obtenue pour les correcteurs synthétisés sous l'hypothèse rigide.

	sans charge		avec charge (1kg)	
	axe 3	axe 4	axe 3	axe 4
GPC2	$2.93 \cdot 10^{-3}$	$3.37 \cdot 10^{-3}$	$3.20 \cdot 10^{-3}$	$4.05 \cdot 10^{-3}$
CTC	$4.19 \cdot 10^{-3}$	$7.87 \cdot 10^{-3}$	$3.98 \cdot 10^{-3}$	$1.35 \cdot 10^{-2}$
PID	$9.73 \cdot 10^{-3}$	$4.39 \cdot 10^{-2}$	$1.42 \cdot 10^{-2}$	$7.50 \cdot 10^{-2}$

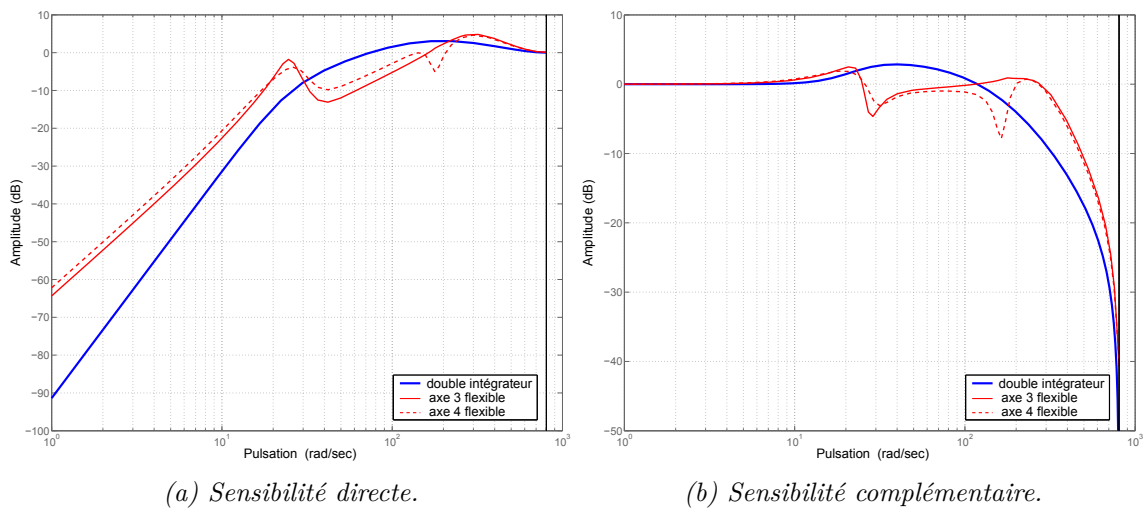


FIGURE 4.15 – Evaluation du correcteur GPC sur le système flexible.

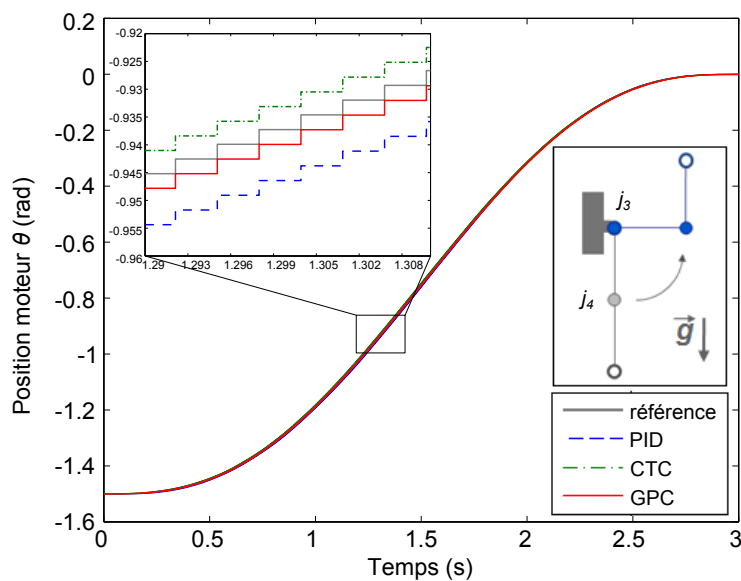


FIGURE 4.16 – Expérience de suivi de trajectoire - position de l'axe 3 obtenue avec les correcteurs PID, CTC et GPC2 sans charge.

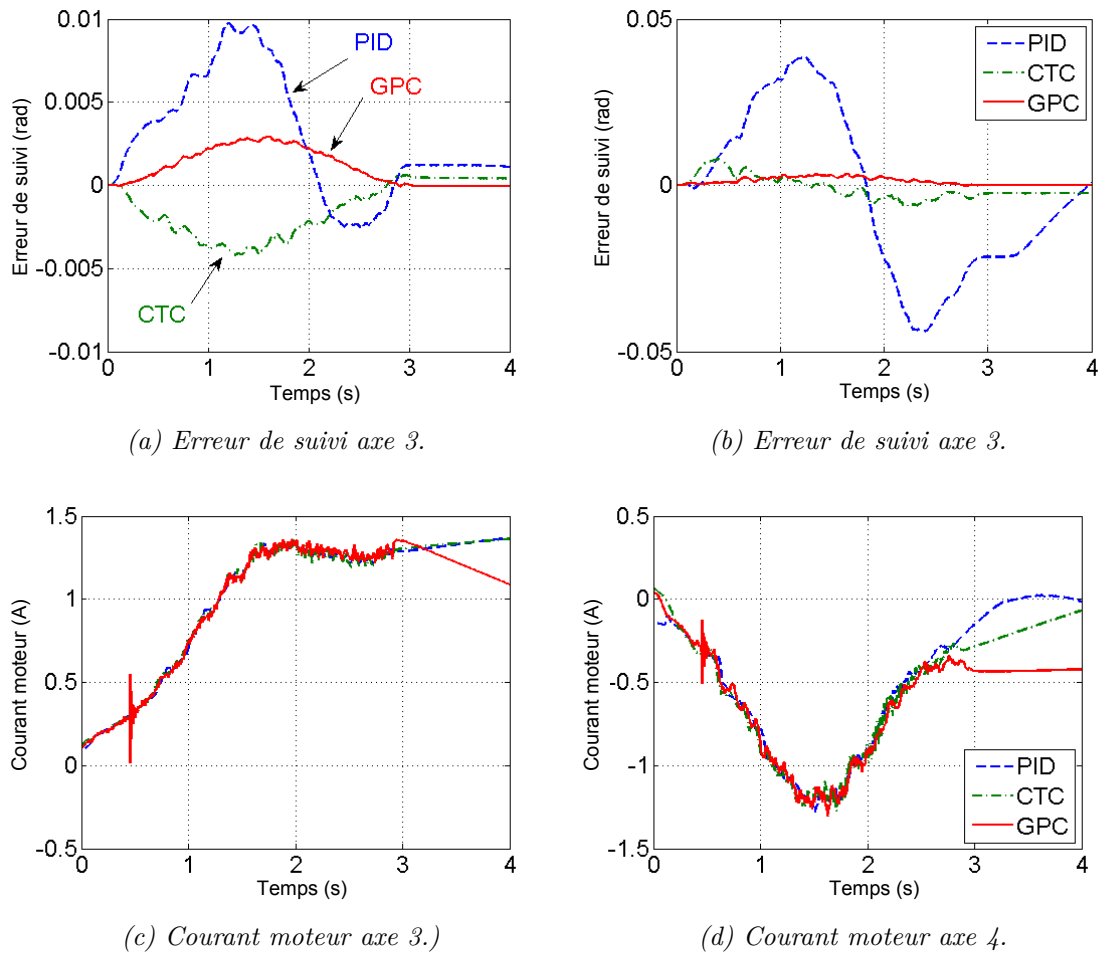


FIGURE 4.17 – Expérience de suivi de trajectoire - erreurs et courants moteurs obtenus avec les correcteurs PID, CTC et GPC2 sans charge.

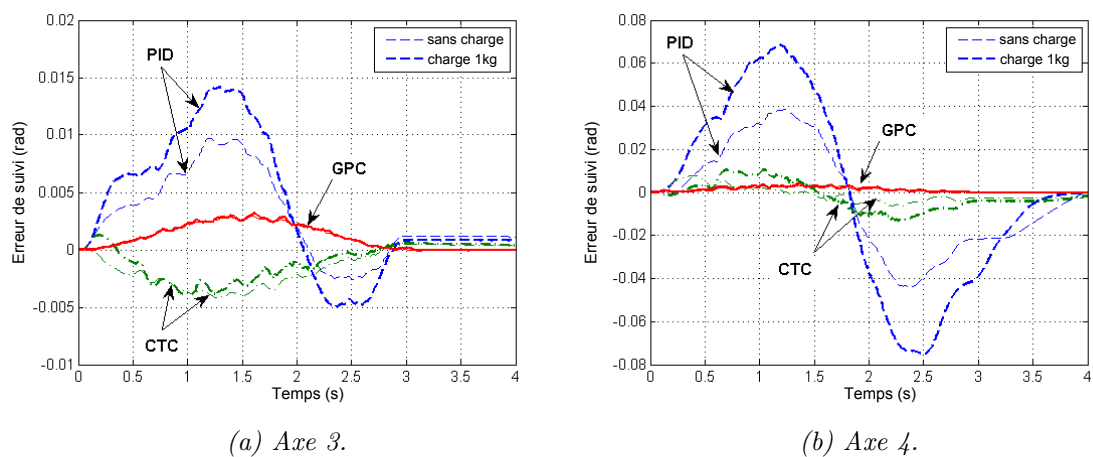


FIGURE 4.18 – Expérience de suivi de trajectoire - erreurs moteur obtenues avec les correcteurs PID, CTC et GPC2 avec et sans charge (les courbes correspondant au GPC sont superposées).

4.2.3.2 Application de lois de commande robustifiées

La synthèse du correcteur prédictif initial dans cette partie s'effectue de façon monovariante sur les termes diagonaux issus du modèle nominal (4.1) amorti par la boucle interne LAC (voir section 4.1.2.2). Afin de réduire l'ordre des correcteurs synthétisés, ce modèle amorti est au préalable approché par un modèle d'ordre 3 pour les deux axes de façon à représenter au mieux le système amorti et conserver le même temps de réponse à 90% (Fig. 4.19 et 4.20) :

$$G_0^{approx}(s) = \frac{K_0(1 + s/\omega_1)}{(1 + s/\omega_2)(s^2/\omega_3^2 + 2\zeta/\omega_3 s + 1)} \quad (4.38)$$

avec $\zeta = 1$, $\omega_1 = 15\text{rad/s}$ et $\omega_2 = 100\text{rad/s}$ pour l'axe 3 et 4, $\omega_3 = 7,5\text{rad/s}$ pour l'axe 3 et $\omega_3 = 8\text{rad/s}$ pour l'axe 4, K_0 étant le gain statique des modèles considérés. Le modèle $G_0^{approx}(s)$ est discrétisé pour la synthèse de la commande GPC par un bloqueur d'ordre zéro. Les diagrammes de Bode et les réponses indicielles des modèles amortis et des modèles simplifiés (4.38) sont comparés Fig. 4.19 et 4.20.

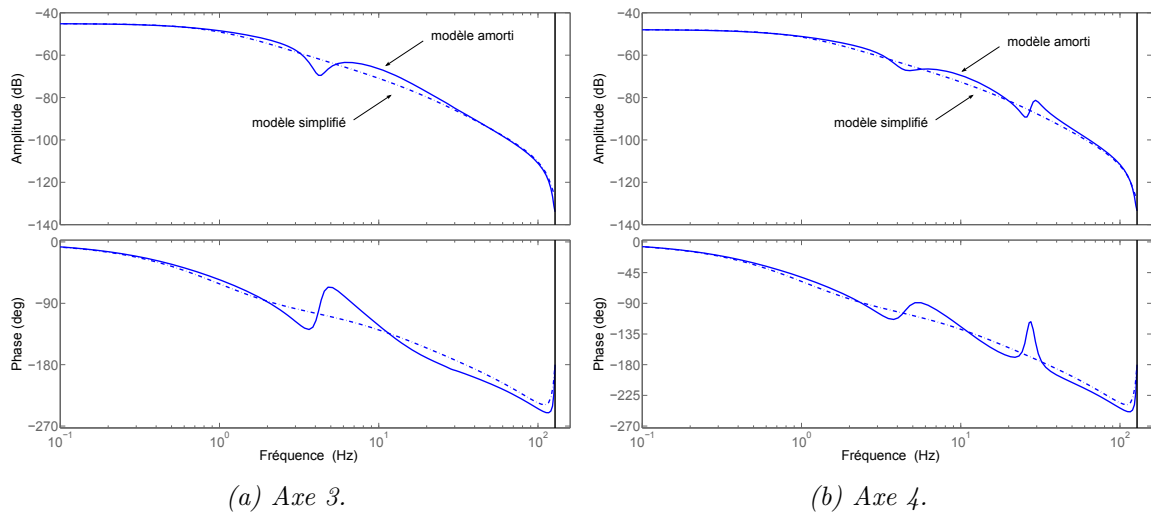


FIGURE 4.19 – Diagrammes de Bode des modèles amortis et des modèles simplifiés considérés pour la synthèse de la commande GPC robustifiée.

Le correcteur GPC initial est réglé selon la méthode classique (voir section 4.2.2.1) dans l'objectif de maximiser le gain de la boucle ouverte corrigée (performance en suivi), sans chercher à respecter toutes les spécifications de marges de stabilité qui seront modifiées lors de l'étape de la robustification. Les paramètres suivants ont été ainsi choisis :

$$\text{Axe 3 : } N_1 = 1, N_2 = 20, \lambda = 5,4 \cdot 10^{-5}, N_u = 1, C(z^{-1}) = 1 \quad (4.39)$$

$$\text{Axe 4 : } N_1 = 1, N_2 = 20, \lambda = 3,5 \cdot 10^{-5}, N_u = 1, C(z^{-1}) = 1 \quad (4.40)$$

Les polynômes R' , S' et T' correspondants sont de degrés respectifs $n_{r0} = 3$, $n_{s0} = 2$ et $n_{t0} = 20$.

Le GPC ainsi synthétisé est ensuite robustifié sous la contrainte fréquentielle de robustesse W_Δ d'expression (4.8) décrite dans la section 4.1.2.2, et un gabarit temporel sur la réponse à une perturbation en entrée afin de minimiser l'influence des perturbations de couple sur les positions moteurs. Ces gabarits, avec les transferts en boucle fermée correspondants, sont représentés Fig. 4.22 et 4.21 pour le GPC initial et le GPC robustifié.

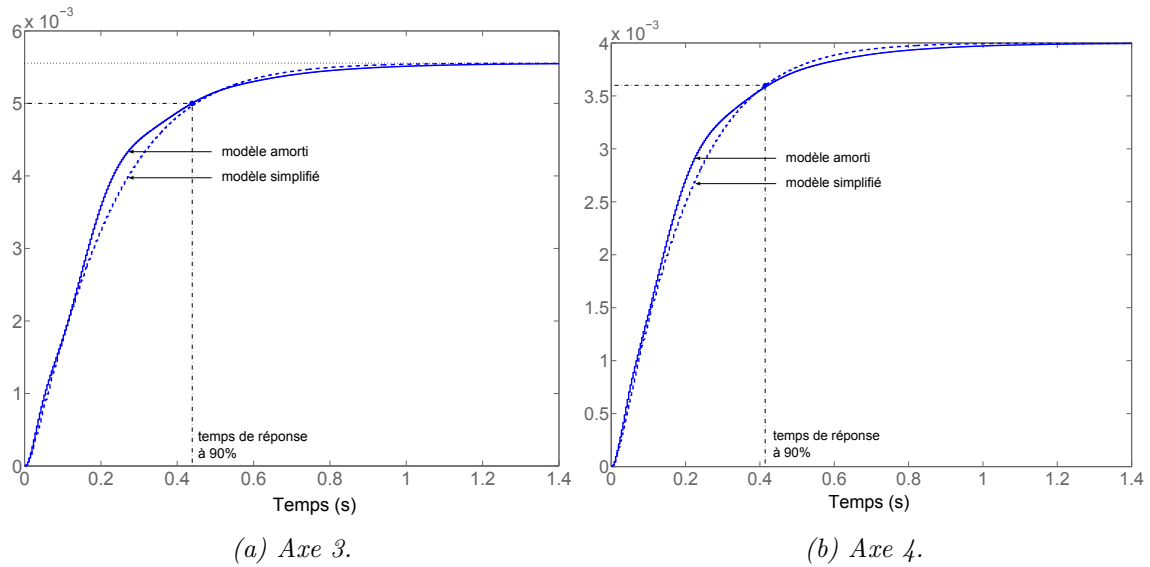


FIGURE 4.20 – Réponses indicielles discrètes des modèles amortis et des modèles simplifiés considérés pour la synthèse de la commande GPC robustifiée.

Afin de satisfaire toutes les contraintes imposées, une recherche du paramètre Q_1 dans un espace de polynômes de degré important peut être nécessaire. Dans le cas présent, et suite à plusieurs essais, on considère l'espace de recherche formé des polynômes de degré 220. Le paramètre Q_1 ainsi obtenu sous forme polynomiale est ensuite approché par une fonction de transfert de numérateur de degré 3 et de dénominateur de degré 4. Les polynômes R , S et T du correcteur robustifié sont de degrés respectifs $n_r = 7$, $n_s = 6$ et $n_t = 24$. Le nombre de paramètres et d'opérations à embarquer en ligne augmente donc par rapport au correcteur avant robustification, mais reste très raisonnable.

Le modèle d'évaluation (modèle amorti) différant du modèle de synthèse (modèle simplifié), la robustification ne conserve pas le comportement entrée-sortie exact qui est préservé uniquement si le modèle d'évaluation est identique à celui de synthèse. Le correcteur doit par conséquent être validé *a posteriori* sur le modèle amorti non simplifié. A cet effet, les marges de stabilité correspondantes sont données dans le tableau 4.6. Le GPC robustifié possède de meilleures qualités pour les deux axes, les marges de stabilité étant augmentées et les maxima des fonctions de sensibilité étant réduits. La comparaison des transferts KS_y obtenus avant et après robustification, sur le modèle de synthèse et d'évaluation, est présentée Fig. 4.22. La réduction des zones de dépassement de la borne $1/W_\Delta$ indique une meilleure robustesse en stabilité du correcteur GPC robustifié. Les résultats expérimentaux correspondant au GPC robustifié sont présentés dans la section 4.4.

TABLEAU 4.6 – Marges de stabilité des correcteurs GPC avant et après robustification évalué sur le modèle amorti non simplifié.

	axe	M_φ (°)	ω_c (Hz)	M_G (dB)	M_τ ($\times T_s$)	$ S_y _{\text{dB}}^{\text{max}}$	$ T_y _{\text{dB}}^{\text{max}}$
GPC avant robustification	3	34,6	34,9	8,12	0,71	5,85	4,73
	4	34,3	42,3	7,08	0,58	6,58	4,56
GPC robustifié	3	52,6	32,5	9,95	1,15	4,18	1,19
	4	58,1	38,2	9,73	1,08	4,23	0,26

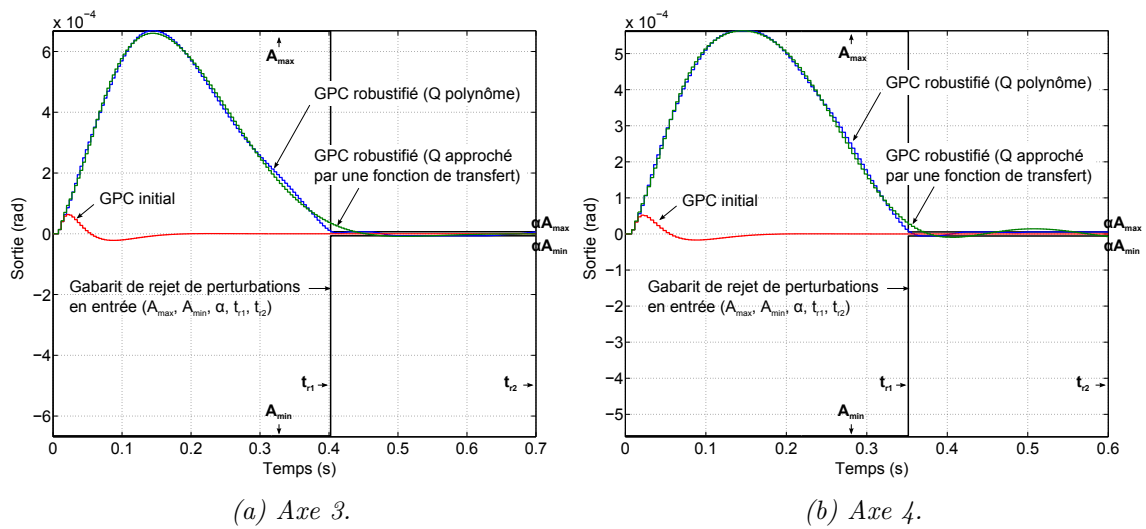


FIGURE 4.21 – Gabarit temporel sur le rejet de perturbation en entrée, et réponses temporelles avant et après robustification de la commande GPC (modèle de synthèse).

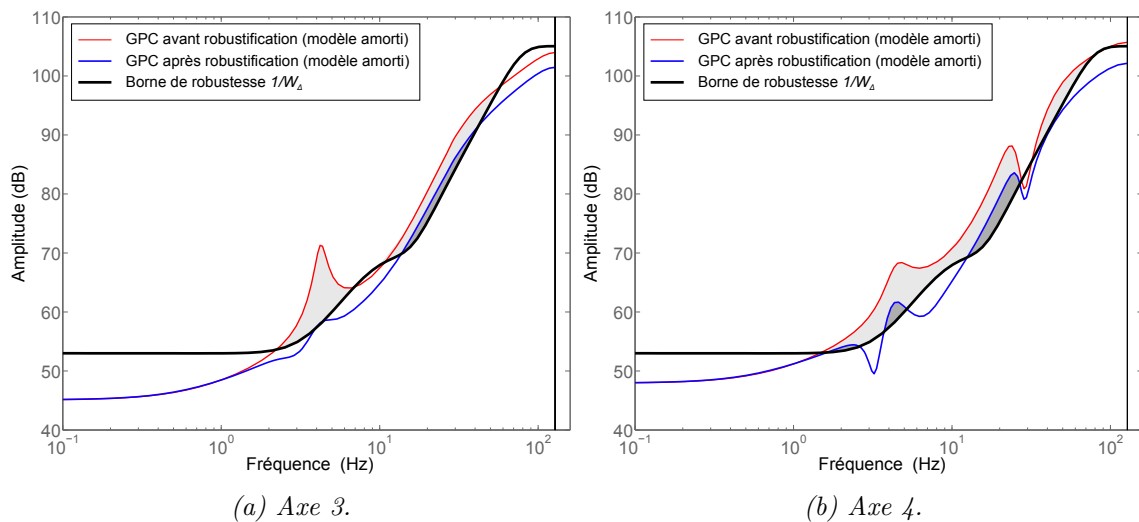


FIGURE 4.22 – Transferts KS_y pour la commande GPC avant et après robustification évalué sur le modèle amorti complet, comparés à la borne de robustesse $1/W_\Delta$ (zones de dépassement ombrées).

4.3 Commande H_∞ pour le suivi de trajectoire

L'approche H_∞ pour la synthèse de lois de commande permet de tenir naturellement compte de spécifications formulées dans le domaine fréquentiel en modélisant les différents transferts du système asservi. Cependant, la structure de commande à un ddl présente des limitations intrinsèques de performance, et est soumise au compromis performance-robustesse. De plus, le critère de stabilité robuste vis-à-vis d'incertitudes non-structurées issu du théorème de petit gain s'avère souvent trop strict en pratique et conduit à des synthèses pessimistes dont les performances se trouvent réduites. Les limitations dues au compromis performance-robustesse peuvent être en partie atténuées par l'utilisation d'une structure de commande à 2 ddl. De plus, la prise en compte d'une anticipation sur la trajectoire future à suivre permet d'améliorer la précision de suivi. Cette dernière approche est désignée par le terme *preview control* dans la littérature consacrée.

Dans cette section, un état de l'art des applications de la commande H_∞ dans la manipulation robotique est tout d'abord présenté. La commande H_∞ classique est ensuite brièvement introduite, et ses limites dans le cas du robot ASSIST sont mises en évidence. Enfin, le problème de commande *preview* H_∞ est présenté, et la méthode employée pour la synthèse d'une loi de commande à 2 ddl comportant un mécanisme d'anticipation est détaillée. Les résultats expérimentaux correspondant à cette dernière commande sont présentés dans la section 4.4.

4.3.1 Applications de la commande H_∞ en robotique

La mise en œuvre de la commande H_∞ en robotique est très souvent intégrée au sein de structures de commande décrites au chapitre 2, telles que la commande composite issue de la modélisation par perturbation singulière et les compensations (linéarisation par bouclage ou commande autour d'une trajectoire). Ces compensations dépendant fortement de la qualité du modèle utilisé, l'intérêt d'une synthèse H_∞ robuste a été mis en évidence très tôt dans le cas de robots *rigides* en association avec la commande linéarisante (Stout et Sawan, 1992). Plus récemment, une commande H_∞ associée à la commande par découplage et réseaux de neurones a été proposée et validée expérimentalement sur un robot Puma 560 considéré comme rigide (Zuo et al., 2010). Dans le contexte de robots à articulations *flexibles*, plusieurs approches sont proposées dans la littérature afin de tenir compte du compromis performance-robustesse dans le domaine fréquentiel. On détaille ci-dessous plusieurs exemples de correcteurs H_∞ développés dans ce contexte flexible.

Dans (Wang et Liu, 1992), une boucle de rétroaction synthétisée dans le domaine fréquentiel à partir d'un critère de sensibilité mixte est associée à un compensateur *feedforward*, calculé à partir du modèle dynamique et lié notamment à la compensation des perturbations dues à la gravité. Cette approche est comparée expérimentalement avec un correcteur PD sur un système flexible à un ddl. Pour une extension au cas multivariable, les auteurs supposent que la compensation permettant une inversion dynamique complète est réalisable, ramenant le problème au problème monovisible.

Le problème de robustesse par rapport aux incertitudes liées à une compensation linéarisante imparfaite est envisagé dans (Kang et al., 1997). L'étude porte sur un robot SCARA à trois ddl, dont les deux premiers sont considérés comme rigides et le dernier est source de vibra-

tions. Le modèle multivariable non-linéaire est décomposé en une partie nominale, affectée par une première incertitude due aux non-linéarités, et une deuxième incertitude due aux variations paramétriques. La partie nominale et une partie des non-linéarités sont compensées à partir du modèle, avec un terme correctif de type PD. Les variations paramétriques du système résultant sont ensuite décrites par une incertitude structurée, et la μ -synthèse est appliquée. Enfin, une structure de correcteur à 2ddl est envisagée, avec un terme *feedforward* calculé à partir du système nominal compensé inverse et d'un filtre stabilisant. Une amélioration de performances en atténuation de vibrations et en suivi par rapport à un correcteur PD est montrée expérimentalement. Les incertitudes considérées sont uniquement issues d'hypothèses sur les variations maximales, suivant une trajectoire de référence donnée, des termes non-linéaires dépendant de la configuration, et les variations paramétriques de $\pm 10\%$ par rapport aux valeurs nominales. La synthèse proposée ne tient donc pas explicitement compte des erreurs de modélisation effectives par rapport au système réel.

Plusieurs méthodes de commande de robots à articulations flexibles impliquant la commande H_∞ ont été décrites par H. D. Taghirad (Taghirad et Bakhshi, 2002; Taghirad et Shaterian, 2005). Une structure de commande composite a été explorée dans (Taghirad et Bakhshi, 2002) et testée expérimentalement sur une maquette à un ddl. Le correcteur global est constitué d'un terme stabilisant le sous-système rapide, et de la commande du sous-système lent, composée à son tour d'un terme issu d'une synthèse H_∞ et d'un terme correctif d'ordre supérieur. Le système résultant vu par le correcteur H_∞ est modélisé comme un système linéaire nominal affecté d'une incertitude multiplicative en entrée. La synthèse H_∞ , réalisée à partir de pondérations sur la fonction de sensibilité, la fonction de sensibilité complémentaire, et sur la commande, a dans ce travail pour objectif principal de limiter l'effort de commande afin de satisfaire les contraintes liées aux saturations des actionneurs. Cette première approche est complexe dans sa mise en œuvre car la commande H_∞ est synthétisée sur un modèle représentant le système corrigé avec deux commandes (rapide et terme correctif) dépendantes des flexibilités du système, et devant être réglées au préalable. Dans (Taghirad et Shaterian, 2005), une commande autour d'une trajectoire est envisagée, composée du couple nominal calculé à partir du modèle dynamique inverse et d'un terme correctif maintenant le système sur cette trajectoire. Un modèle non-linéaire du système correspondant à l'erreur par rapport à la trajectoire nominale est utilisé dans la synthèse d'une commande H_∞ non-linéaire obtenue à partir d'un développement en série de Taylor de l'inégalité de Hamilton-Jacobi. Cette méthode est testée en simulation sur un système à un ddl. Bien que potentiellement intéressante, cette deuxième approche n'examine pas l'influence des variations de trajectoires de référence par rapport à la trajectoire utilisée en synthèse. Une autre méthode de commande à base de commande H_∞ non-linéaire et commande composite est proposée et testée en simulation dans (Yeon et Park, 2008).

Dans (Moghaddam et Goldenberg, 1997), une commande robuste avec capteur de couple est envisagée afin de traiter les incertitudes modélisant les non-linéarités des réducteurs *Harmonic Drive* (raideur non-linéaire, frottements, hystérésis). La structure de commande composite proposée comporte *i*) une commande robuste de position au niveau articulaire (positions et vitesses articulaires étant supposées mesurées), construite à partir d'une commande par découplage rigide dans laquelle un correcteur H_∞ remplace le correcteur PD conventionnel; *ii*) une commande robuste de couple articulaire en sortie de l'étage de réduction (supposé mesuré), lequel est asservi au couple de référence généré à l'étape précédente, produisant le courant de référence moteur. Les correcteurs issus de synthèse H_∞ ou μ -synthèse sont

comparés en simulation.

Toujours dans le contexte robotique et dans un objectif de réduction de vibrations résiduelles aux points d'arrêts, la synthèse H_∞ sous des contraintes de rejet de perturbations et de robustesse a été appliquée au robot parallèle Par2 à 2 ddl, en considérant des actionneurs piézoélectriques localisés sur la structure du robot (Douat et al., 2011).

Discussion : La commande composite est donc souvent à la base des approches précédentes. Cependant, peu de travaux considèrent les incertitudes liées à une compensation imparfaite comme c'est le cas dans (Kang et al., 1997). Les techniques de synthèse H_∞ sont le plus souvent employées en présence de perturbations introduites par les non-linéarités de transmission (Moghaddam et Goldenberg, 1997), afin de formaliser le compromis entre diverses spécifications fréquentielles (Wang et Liu, 1992), ou encore de répondre au problème de saturation des actionneurs (Taghirad).

4.3.2 Commande H_∞ classique

La commande H_∞ dans sa formulation standard à 1 ddl est détaillée dans cette section à travers son application au robot ASSIST.

4.3.2.1 Approche standard

On considère le système P d'entrées de commande u , sorties mesurées y , d'entrées exogènes w (références, perturbations) et sorties commandées z (Fig. 4.23).

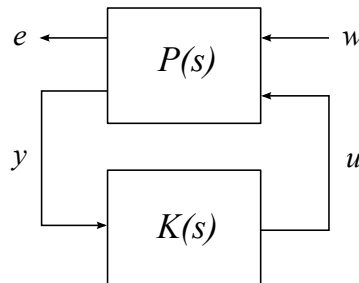


FIGURE 4.23 – Problème H_∞ standard.

Le problème H_∞ standard consiste à trouver un correcteur $K(s)$ stabilisant $P(s)$ tel que $\|\mathcal{F}_l(P(s), K(s))\|_\infty < \gamma$, où $\mathcal{F}_l(P(s), K(s))$ représente le système en boucle fermée, et γ est un niveau de performance donné. Le système P peut être augmenté avec des filtres de pondération afin de modéliser plus spécifiquement les différents transferts en boucle fermée, et le correcteur $K(s)$ minimisant γ est habituellement recherché.

4.3.2.2 Application au cas du robot ASSIST

Dans cette section, un correcteur H_∞ est synthétisé sur le système amorti G_0^d . Un critère quatre-blocs est appliqué, tenant compte des spécifications de performance et de robustesse en stabilité vis-à-vis de l'incertitude Δ_G^d définie précédemment. Le schéma bloc du système augmenté considéré est représenté Fig. 4.24, où H_{HAC}^∞ représente le correcteur recherché. La

synthèse s'effectue sur le modèle à temps continu, et le correcteur obtenu est discrétisé par la transformée bilinéaire après réduction d'ordre.

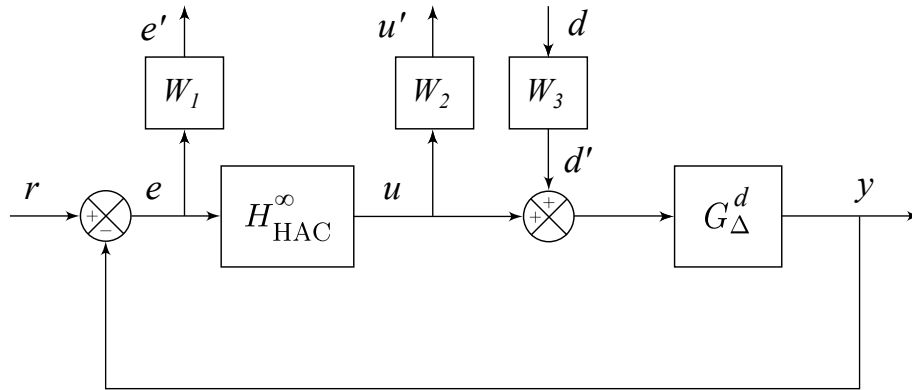


FIGURE 4.24 – Système augmenté pour la synthèse de la commande H_∞ à 1 ddl.

Pondérations

Le système augmenté P prend en entrée la référence r , la perturbation en entrée d , et a pour sorties commandées e' et u' . Les filtres de pondération W_i sont choisis afin de modéliser les transferts de P :

$$\begin{pmatrix} e' \\ u' \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} W_1 S_y & -W_1 S_y G_0^d W_3 \\ W_2 H_{\text{HAC}}^\infty S_y & -W_2 T_u W_3 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} r \\ d \end{pmatrix} \quad (4.41)$$

avec S_y et T_u les fonctions de transfert définies par

$$S_y = \left(1 + G_0^d H_{\text{HAC}}^\infty\right)^{-1} \quad (4.42)$$

$$T_u = \left(1 + H_{\text{HAC}}^\infty G_0^d\right)^{-1} H_{\text{HAC}}^\infty G_0^d \quad (4.43)$$

Choix de W_1 La pondération W_1 modélise le transfert de r à e' et définit la dynamique de la boucle fermée, pour laquelle on recherche la plus grande bande passante possible sous le compromis performance-robustesse. Un filtre de premier ordre est choisi pour pondérer S_y . Ses paramètres de réglage sont le gain en hautes fréquences K_{W_1} (spécifications de dépassement), le gain en basses fréquences ε_{stat1} (spécifications d'erreur statique), et la pulsation de coupure ω_{c1} (rapidité). Dans le domaine de Laplace :

$$\frac{1}{W_1(s)} = \frac{K_{W_1} s + \omega_{c1} \varepsilon_{stat1}}{s + \omega_{c1}} \quad (4.44)$$

Choix de W_2 La pondération W_2 modélise le transfert de la référence r à la commande u , qui est également le transfert de la sortie de l'incertitude du système amorti $y_{\Delta_G^d}$ à u_r (Fig. 4.6). Le filtre W_2 agit principalement sur le signal de commande u afin de satisfaire les contraintes de saturation des actionneurs, réduire la sensibilité de la commande par rapport aux bruits de mesures hautes fréquences et également lié à la condition de stabilité robuste (4.7) résultant du théorème du petit gain (Zhou et al., 1996). Ici, W_2 est choisi égal à la borne supérieure $\bar{\sigma}(\Delta_G^d)$ obtenue expérimentalement (Fig. 4.7) et approchée par W_Δ et d'expression (4.8).

Choix de W_3 La pondération W_3 définit une spécification supplémentaire sur le rejet de perturbations en entrée, particulièrement importante dans un contexte de commande décentralisée où les couplages entre les axes peuvent être vus comme des perturbations de couple. Selon (4.41), W_1W_3 modèle le transfert de la perturbation en entrée d à la sortie e' . Cette pondération définit la sensibilité du système asservi aux perturbations en entrée et peut être utilisée afin de spécifier la dynamique du rejet de perturbation. Dans le cas présent, $1/W_1W_3$ a été construit à partir d'une spécification de la dynamique du rejet similaire à (4.44), et d'une atténuation en hautes fréquences. Cette construction résulte en un filtre de quatrième ordre en cloche avec une amplitude maximale de -65dB choisi de façon itérative afin de satisfaire les spécifications du rejet de perturbation.

Synthèse du correcteur

Le problème H_∞ considéré s'écrit :

$$\left\| \begin{array}{cc} W_1S_y & -W_1S_yG_0^dW_3 \\ W_2H_{\text{HAC}}^\infty S_y & -W_2T_uW_3 \end{array} \right\|_\infty < \gamma, \quad (4.45)$$

et est résolu à partir de l'approche par Inégalités Matricielles Affines (*Linear Matrix Inequalities*, LMI) implantée dans la boîte à outils MATLAB *Robust Control Toolbox* (Gahinet et Apkarian, 1994). Deux correcteurs SISO d'ordre 19 sont ainsi obtenus pour des valeurs de γ de 2,09 et 2,02 respectivement pour chaque axe. Ces correcteurs sont réduits à l'ordre 10 par la méthode de la réalisation équilibrée (Moore, 1981), et les termes intégrateurs sont isolés afin d'assurer une erreur statique nulle.

Les résultats de cette synthèse sont résumés dans la Table 4.7, avec les marges de phases M_φ , de gain M_G , les fréquences de coupure en boucle ouverte corrigée ω_c , ainsi que les amplitudes maximales des fonctions de sensibilité directe et complémentaire S_y et T_y .

TABLEAU 4.7 – Marges de stabilité du correcteur H_∞ à 1 ddl.

	M_φ (°)	ω_c (Hz)	M_G (dB)	$ S_y _{\text{dB}}^{\text{max}}$	$ T_y _{\text{dB}}^{\text{max}}$
axe 3	51.7	32.5	10.4	4.04	1.24
axe 4	53.1	31.8	11.8	3.63	1.26

La figure 4.25 illustre la condition de stabilité robuste (4.6) pour le correcteur H_{HAC}^∞ ainsi obtenu appliqué à G_Δ^d . Cette méthode est comparée à la commande CTC (2.30) conventionnelle, synthétisée sur un double intégrateur et appliquée à G_Δ . La commande CTC s'appliquant normalement aux manipulateurs rigides, sa bande passante est ici restreinte à la moitié de la première fréquence de résonance, 3Hz dans le cas présent (le correcteur correspond au réglage CTC1 introduit dans la section 4.1.1). En plus de la restriction sur la bande passante qui conduit à des performances limitées, il apparaît que cette commande est moins robuste que la commande proposée.

Résultats expérimentaux

L'approche HAC/LAC avec la commande H_{HAC}^∞ à 1 ddl est évaluée sur le bras ASSIST. Dans une première expérience, les réponses indicielles axe par axe sont effectuées dans les

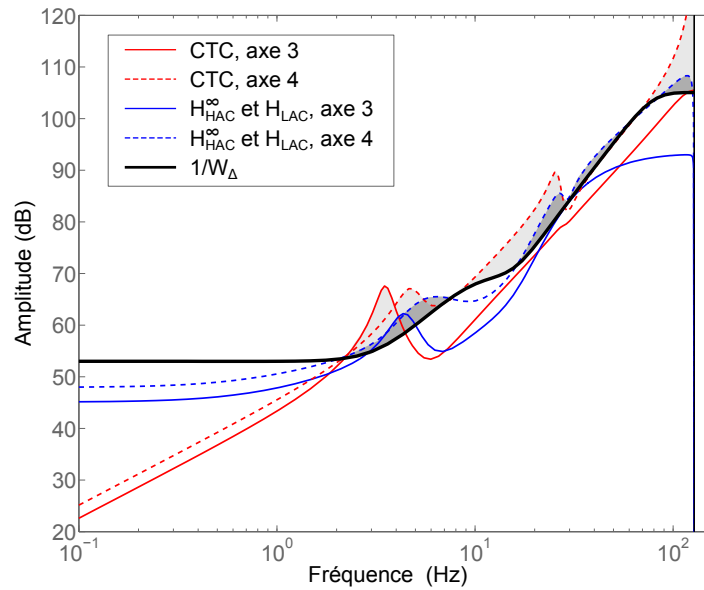


FIGURE 4.25 – Condition de stabilité robuste - comparaison du correcteur CTC1 avec le correcteur H_∞ à 1 ddl et structure HAC/LAC.

sept configurations utilisées pour l'identification (Fig. 3.12) afin d'évaluer la robustesse en stabilité du correcteur synthétisé dans la configuration nominale P1. De faibles amplitudes de référence sont employées afin d'éviter la saturation des actionneurs, et correspondent à un déplacement d'environ 1cm en bout de bras. Un comportement similaire stable est observé pour l'ensemble des configurations (Fig. 4.26).

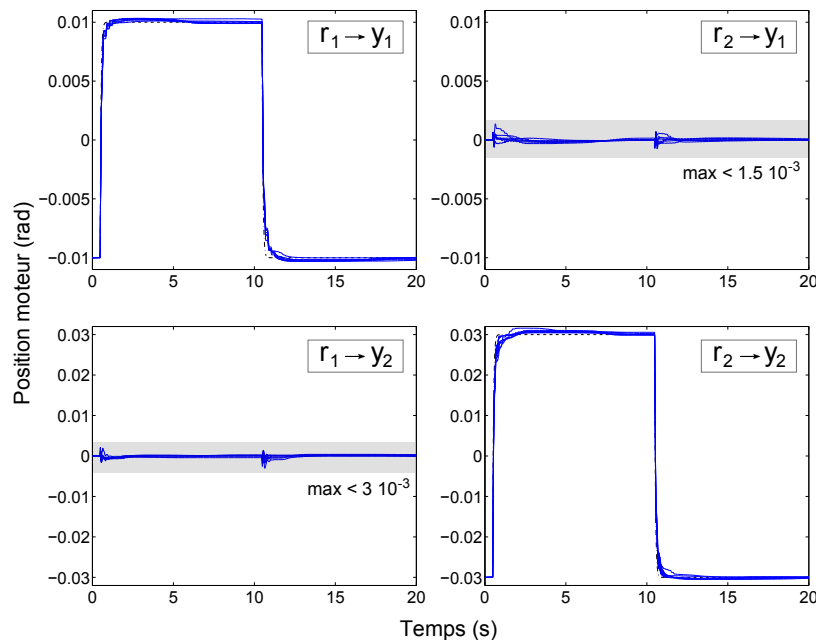


FIGURE 4.26 – Réponses indicielles dans les sept configurations d'identification obtenues avec le correcteur H_∞ à 1 ddl et structure HAC/LAC.

Dans l'expérience de suivi de trajectoire, les axes 3 et 4 sont actionnés simultanément (Fig. 4.27) avec les signaux de référence de mêmes caractéristiques que ceux introduits dans

la section 4.1.1. Comme le montre la figure 4.28, l'amplitude de l'erreur est réduite de moitié avec la structure de commande proposée, excepté pour des mouvements de grande amplitude de l'axe 3. Les effets des couplages et l'influence de la gravité sont avantageusement réduits, puisque l'erreur est moins perturbée par les mouvements à haute fréquence des axes et ne présente pas de dissymétrie suivant le sens du mouvement.

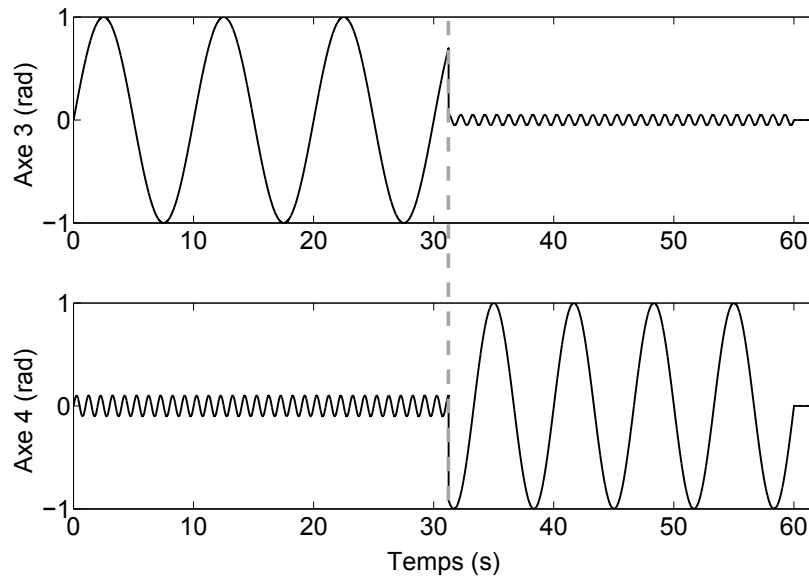


FIGURE 4.27 – Signaux de référence moteur pour l'expérience de suivi.

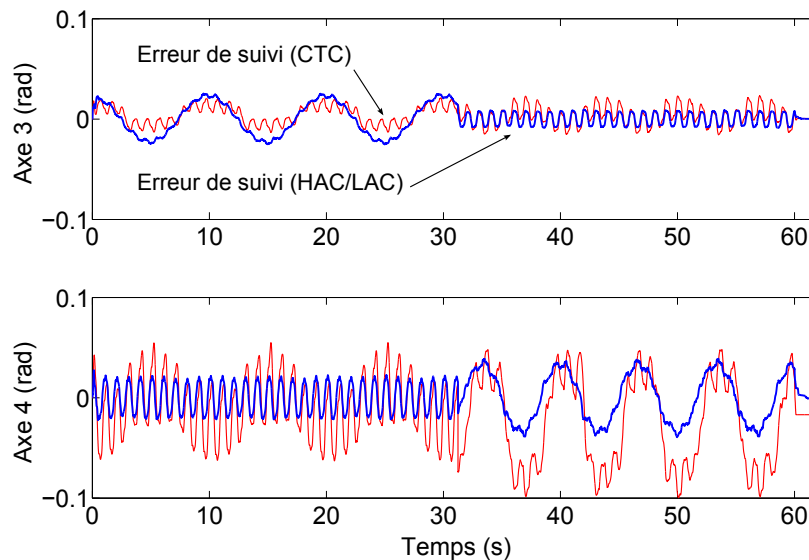


FIGURE 4.28 – Erreur moteur obtenue avec le correcteur CTC1 (rouge) et le correcteur H_∞ à 1 ddl et structure HAC/LAC (bleu).

Remarques :

- Alors que la condition de stabilité robuste théorique (4.6) n'est pas respectée pour la commande CTC (Fig. 4.25), celle-ci est stable en pratique. Ce phénomène confirme le caractère pessimiste de cette condition, auquel s'ajoute en pratique l'effet stabilisant des frottements non modélisés.

- Malgré les apports observés de la commande H_∞ sur la robustesse, l'amplitude de l'erreur maximale de suivi reste de l'ordre de 0,08 rad, et doit être améliorée. La structure à 1 ddl ne permet pas de satisfaire à la fois les spécifications de performance et de robustesse imposées. Pour surmonter cette limitation, on envisage donc une structure anticipative à 2 ddl détaillée dans la section suivante.

4.3.3 Commande H_∞ à deux degrés de liberté et anticipation

Afin de réduire l'erreur en suivi de trajectoire sous les contraintes spécifiées précédemment, on envisage dans la suite une structure de commande à 2 ddl, recevant en entrée une information anticipée sur le signal de référence. On introduit dans les sections suivantes le principe de cette commande et ses cas d'utilisation rencontrés dans la littérature, et on présente la synthèse effectuée dans le cas du robot ASSIST.

4.3.3.1 Principe général et exemples

Le caractère anticipatif, recherché dans un objectif de précision de suivi, peut être atteint au moyen d'une structure de commande avec *preview*, dans laquelle une information sur les signaux d'intérêt futurs est fournie au correcteur avec un horizon d'anticipation t_a (Fig. 4.29). Le correcteur associé peut alors consister en une boucle de rétroaction simple (*feedback*), ou être augmenté par un ddl supplémentaire (*feedforward*) prenant en entrée uniquement les signaux exogènes (signaux de référence par exemple) et indépendant dans son action du correcteur *feedback* (Peng et Tomizuka, 1991).

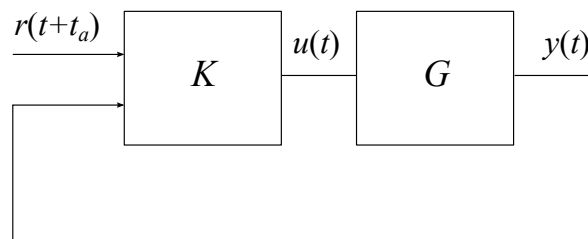


FIGURE 4.29 – Principe de la commande avec *preview*.

Les méthodes de synthèse du correcteur K dans le schéma de commande avec *preview* reposent entre autres sur les approches LQG, H_2 ou H_∞ (Tomizuka, 1996; Cohen et Shaked, 1997; Takaba, 2003; Hoover et al., 2004; Mianzo et Peng, 2007; Ryu et al., 2008; Kristalny et Mirkin, 2010). Le problème de commande avec *preview* est habituellement formulé en matérialisant l'effet d'anticipation à l'entrée du correcteur par un retard entre la référence anticipée et le système (noté D dans la Fig. 4.31). La résolution du problème de commande passe alors par l'augmentation du système initial par le système dynamique représentatif de ce retard. Dans le cas discret, si N_a est le nombre d'échantillons correspondant à l'horizon d'anticipation t_a , cela signifie que l'ordre du système de synthèse est augmenté de N_a , ce qui peut être un facteur limitant en termes de complexité du problème à résoudre, et de l'ordre du correcteur correspondant.

Parmi les propriétés obtenues avec une telle structure de commande, on note que la norme H_∞ du transfert entre la référence et les sorties commandées en boucle fermée et avec anti-

ception, est inférieure à la performance obtenue sans anticipation, et diminue avec l'horizon d'anticipation jusqu'à atteindre une valeur limite minimale (Takaba, 2003; Kojima et Ishijima, 2003). Dans (Middleton et al., 2004), les limitations fondamentales en suivi sont analysées pour la combinaison de la commande à 2 ddl et de la commande avec *preview* dans le cas des systèmes à non-minimum de phase. Les auteurs montrent notamment que les performances en suivi sont améliorées avec la longueur de l'horizon d'anticipation, et que la commande avec *preview* présente des avantages vis-à-vis des limitations de performances inhérentes aux systèmes à non-minimum de phase.

La situation où le signal anticipé n'est pas la trajectoire de référence mais un signal de perturbation constitue un cas particulier de la commande avec *preview* (Fig. 4.30) :

- La commande avec *preview* est régulièrement décrite dans les travaux portant sur la suspension active de véhicule depuis (Bender, 1968). Récemment, le problème de la commande de suspensions actives par retour de sortie, dans une synthèse multi-objectif, et tenant compte d'une anticipation des perturbations dues aux variations de profil de la route a été proposée dans (Akbari et Lohmann, 2010).
- Dans le domaine de la robotique médicale, une stabilisation active pour la chirurgie à cœur battant est proposée dans (Bachta et al., 2011). L'objectif étant de rejeter les harmoniques principales des perturbations dues au battement du cœur et la respiration, une commande H_∞ à 2 ddl est proposée, associée à une anticipation vis-à-vis de la perturbation dont l'évolution future est estimée à partir d'un modèle de prédiction. Les composantes *feedback* et *feedforward* du correcteur global sont synthétisées simultanément à partir de modèles à temps continu, avec une approximation de Padé du terme de retard entre la perturbation anticipée et le système.

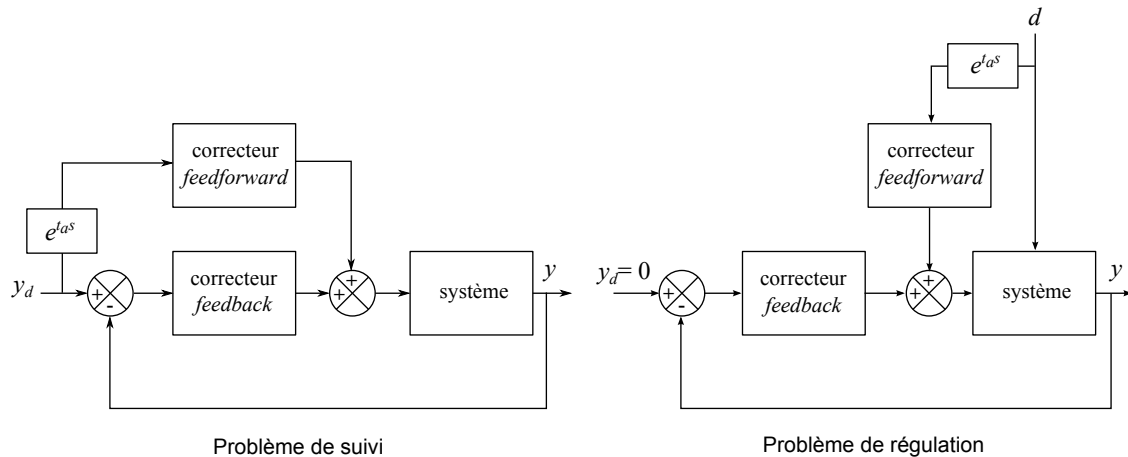


FIGURE 4.30 – Structures de commande avec *preview* de référence ou de perturbation (Peng et Tomizuka, 1991).

4.3.3.2 Application au cas du robot ASSIST

De même que pour le correcteur GPC robustifié, la synthèse du correcteur H_∞ à 2 ddl et anticipation se fait à partir de modèles monovariabiles simplifiés (4.38) du modèle amorti dans un objectif de réduction de l'ordre du correcteur global. La synthèse est réalisée en continu selon le schéma global représenté Fig 4.31, et les correcteurs obtenus sont discrétisés par la

transformation bilinéaire après réduction par la méthode de la réalisation équilibrée (Moore, 1981). L'évaluation des correcteurs se fait par rapport au modèle amorti non simplifié.

La procédure de synthèse est décomposée en deux étapes :

- Etape 1 : synthèse du correcteur de la boucle de rétroaction (noté *feedback* ou H_{fb});
- Etape 2 : synthèse du deuxième ddl du correcteur, tenant compte de l'anticipation sur la référence (noté *feedforward* ou H_{ff}).

La décomposition de la procédure de synthèse en deux étapes successives est guidée par des considérations pratiques, et permet une meilleure compréhension des effets des composantes *feedback* et *feedforward* ainsi qu'une meilleure maîtrise des ordres des correcteurs.

Dans le schéma de commande global envisagé (Fig 4.31), D représente un retard équivalent à N_a échantillons (horizon d'anticipation), avec lequel le signal de référence parvient au correcteur *feedback* par rapport au correcteur *feedforward*.

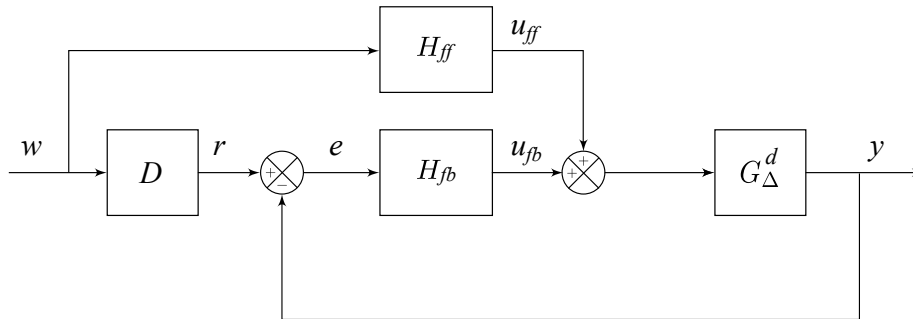
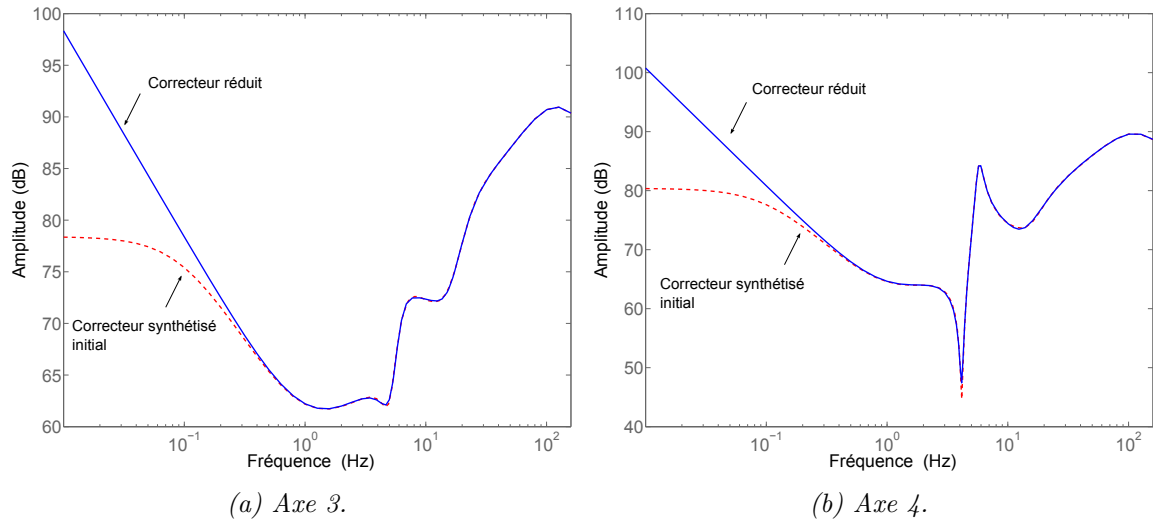


FIGURE 4.31 – Schéma de commande à deux degrés de liberté avec anticipation.

Synthèse du correcteur *feedback*

La première étape de synthèse vise à satisfaire en priorité les exigences sur la robustesse et le rejet de perturbations. On considère pour la synthèse le schéma du système augmenté représenté dans le Tableau 4.9. Selon les considérations similaires à celles exposées au paragraphe 4.3.2.2, et avec les mêmes notations, sont choisis les filtres de pondération W_2 (ordre 4) et W_3 (ordre 3, obtenu à partir de $W_1 W_3$ d'ordre 1), auquel est ajouté le filtre W_1 (ordre 2) de type coupe-bande au niveau de la première résonance. Les formes canoniques des filtres considérés dans la synthèse du correcteur H_∞ à 2 ddl sont résumées dans le Tableau 4.9.

Un correcteur continu d'ordre 12 est ainsi obtenu pour chaque axe ($\gamma_{\text{axe } 3} = 1,96$, $\gamma_{\text{axe } 4} = 3,09$). Les correcteurs sont réduits à l'ordre 8, et l'action intégrale est isolée afin d'assurer une erreur statique nulle (Fig. 4.32), puis sont discrétisés ($\gamma_{\text{axe } 3} = 2,25$, $\gamma_{\text{axe } 4} = 2,79$). Les transferts en boucle fermée obtenus avec le correcteur *feedback* non réduit discrétisé, et les pondérations utilisées dans la synthèse sont représentés Fig. 4.33. Les modes flexibles sont bien atténués, la contrainte de robustesse respectée, et le rejet de perturbations en entrée efficace aussi bien en hautes qu'en basses fréquences. Le manque de rapidité constaté sur le transfert S_y (pente insuffisante en basses fréquences) sera compensé par le correcteur *feedforward*. Les marges de stabilité correspondantes au correcteur *feedback* final (réduit discrétisé) appliqué au modèle d'évaluation sont résumées dans le tableau 4.8.

FIGURE 4.32 – Correcteurs *feedback* continus initiaux et réduits.TABLEAU 4.8 – Marges de stabilité des correcteurs *feedback* réduits discrétisés appliqués au modèle d'évaluation.

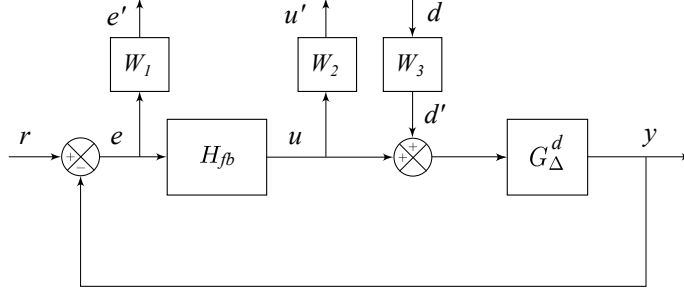
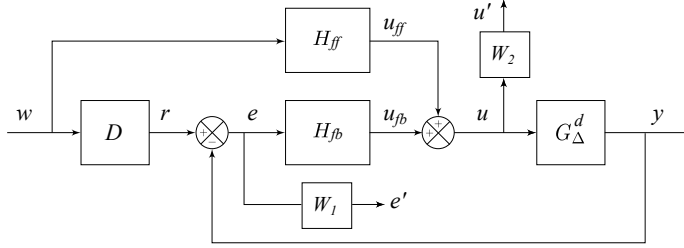
	M_φ (°)	ω_c (Hz)	M_G (dB)	M_τ	$ S_y _{\text{dB}}^{\text{max}}$	$ T_y _{\text{dB}}^{\text{max}}$
Axe 3	71,3	26,7	8,37	1,9	4,89	0
Axe 4	65,9	31,7	9,09	1,5	4,96	0,20

Synthèse du correcteur *feedforward*

Dans une deuxième étape, le degré de liberté *feedforward* du correcteur est synthétisé afin de minimiser l'erreur en suivi de trajectoire. Le système augmenté utilisé pour la synthèse est représenté Tableau 4.9. En plus du modèle de synthèse simplifié, on considère ici le correcteur *feedback* H_{fb} continu non réduit (ordre 12), ainsi que le bloc $D(s)$ équivalent à un retard de N_a échantillons, obtenu à partir de $D(z) = z^{-N_a}$ par la transformation bilinéaire inverse. La pondération W_1 est choisie afin de contraindre le transfert S_y en basses fréquences pour minimiser l'erreur de suivi (filtre d'ordre 4), et la contrainte W_2 (filtre d'ordre 4) utilisée dans la synthèse de H_{fb} est maintenue pour éviter un niveau excessif de commande. Dans un compromis entre les performances et l'ordre du correcteur obtenus, un horizon de $N_a = 7$ est sélectionné. Un correcteur continu d'ordre 30 est ainsi obtenu pour chaque axe, puis réduit à l'ordre 12 (Fig. 4.34) et discrétisé.

L'évaluation du correcteur complet *feedback* et *feedforward* et sa comparaison au correcteur *feedback* seul est représentée Fig. 4.35 à partir des fonctions S_y (sensibilité directe) et KS_y (transfert bruit-commande). On constate que le transfert S_y est sensiblement amélioré, pour une dégradation limitée du transfert KS_y vis-à-vis de la borne W_Δ . Les réponses indicielles sont comparées Fig. 4.36(a) et 4.36(b), illustrant le caractère anticipatif du correcteur final et sa rapidité par rapport au système initial amorti corrigé par le correcteur *feedback* uniquement. Un dépassement inférieur à 10% est observé, même si l'axe 3 présente des oscillations résiduelles. Les réponses temporelles en rejet de perturbation en entrée sont représentées Fig. 4.36(c) et 4.36(c), et sont comparables en amplitude aux gabarits et réponses obtenues dans le cas du GPC robustifié (Fig. 4.21), pour un temps d'atténuation plus élevé.

TABLEAU 4.9 – Résumé de la synthèse H_∞ à 2ddl et anticipation.

Correcteur	Système augmenté de synthèse et pondérations
feedback	 <p> $W_1^{\text{fb}} = K_{W_1}^{\text{fb}} W_{\text{notch}}$ $W_2^{\text{fb}} = K_{W_2}^{\text{fb}} W_\Delta$ $W_3^{\text{fb}} = \frac{1}{W_{13} W_1}$, avec $\frac{1}{W_{13}} = K_{W_{13}} \frac{Ks + \omega_{c13}\varepsilon}{s + \omega_{c13}}$ </p>
feedforward	 <p> $W_1^{\text{ff}} = K_{W_1}^{\text{ff}} W_{\text{notch}} W_{10}$, avec $\frac{1}{W_{10}} = \left(\frac{\sqrt{K}s + \omega_{c1}\sqrt{\varepsilon}}{s + \omega_{c1}} \right)^2$ $W_2^{\text{ff}} = K_{W_2}^{\text{ff}} W_\Delta$ </p>
	$W_{\text{notch}} = \frac{s^2 + \alpha s + \omega_0^{\min} \omega_0^{\max}}{s^2 + \epsilon_{\max} \alpha s + \omega_0^{\min} \omega_0^{\max}}, \quad \alpha = \frac{\omega_0^{\max} - \omega_0^{\min}}{\bar{\epsilon}} \sqrt{\frac{1 - \bar{\epsilon}^2}{1 - \epsilon_{\max}^2}}, \quad \epsilon_{\max} < \bar{\epsilon}$

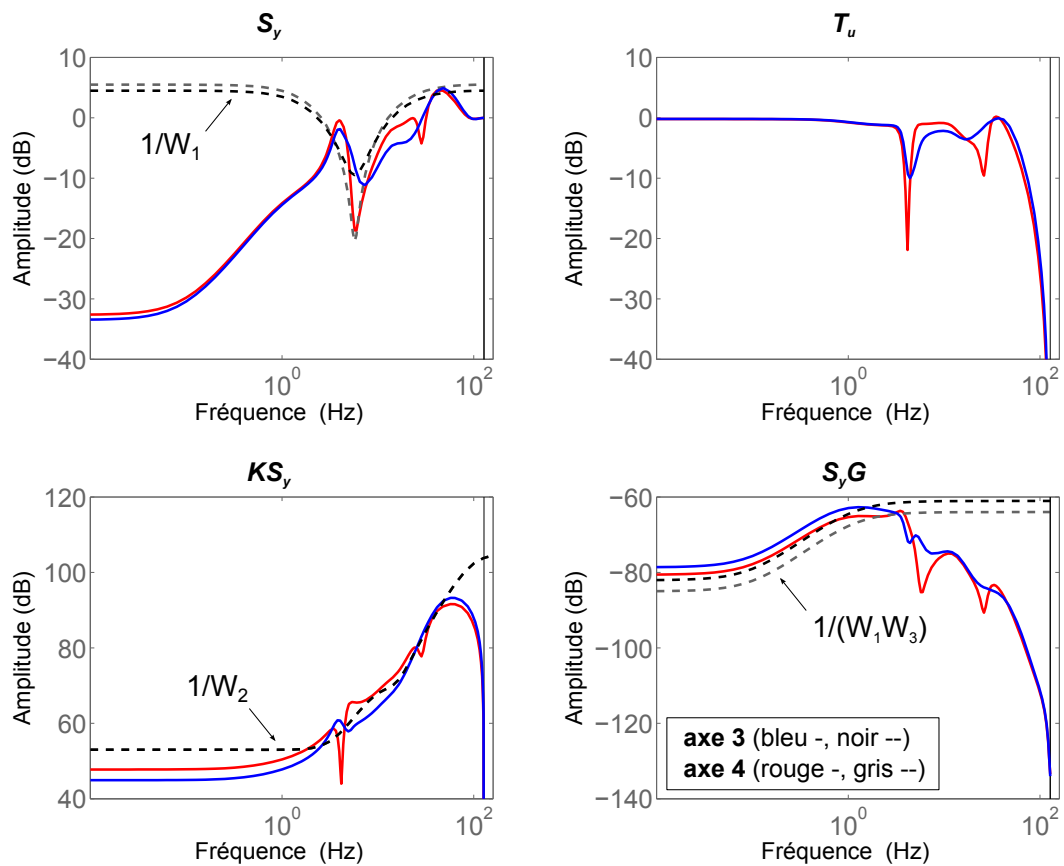


FIGURE 4.33 – Transferts en boucle fermée du modèle d'évaluation avec le correcteur *feedback* non réduit discrétisé (traits pleins), et pondérations utilisées dans la synthèse pour les axes 3 et 4 (traits pointillés).

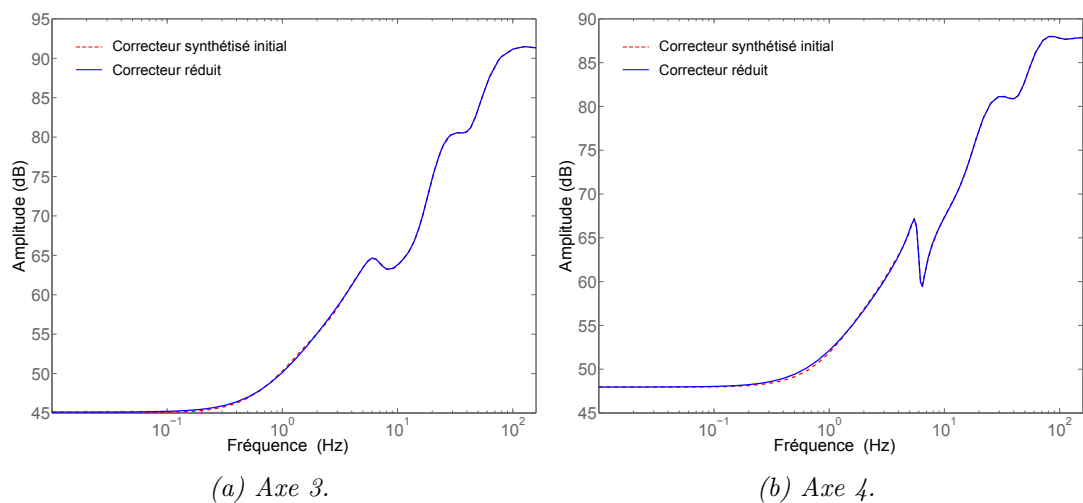


FIGURE 4.34 – Correcteurs *feedforward* continus initiaux et réduits.

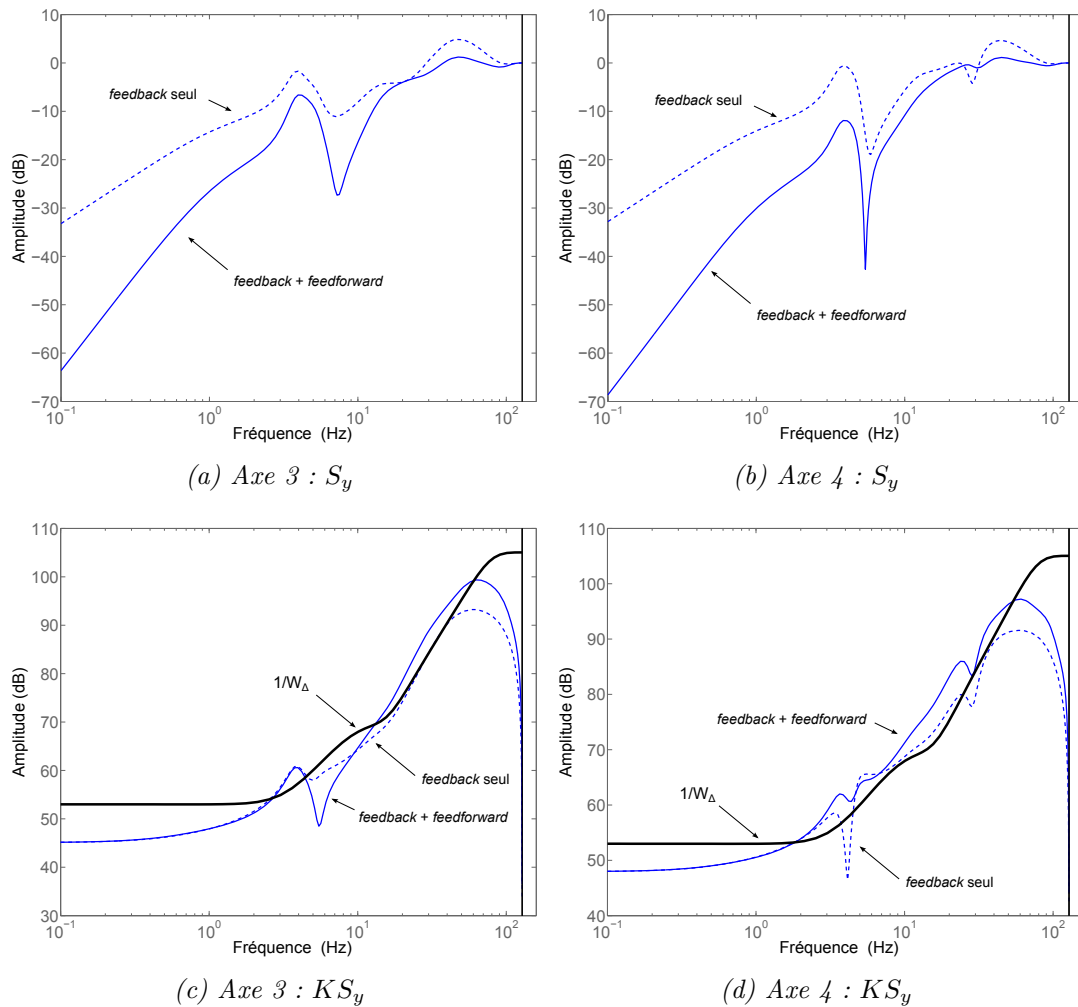


FIGURE 4.35 – Comparaison du correcteur complet *feedback* et *feedforward* avec le correcteur *feedback* seul à travers les transferts S_y et KS_y (modèle d'évaluation non simplifié).

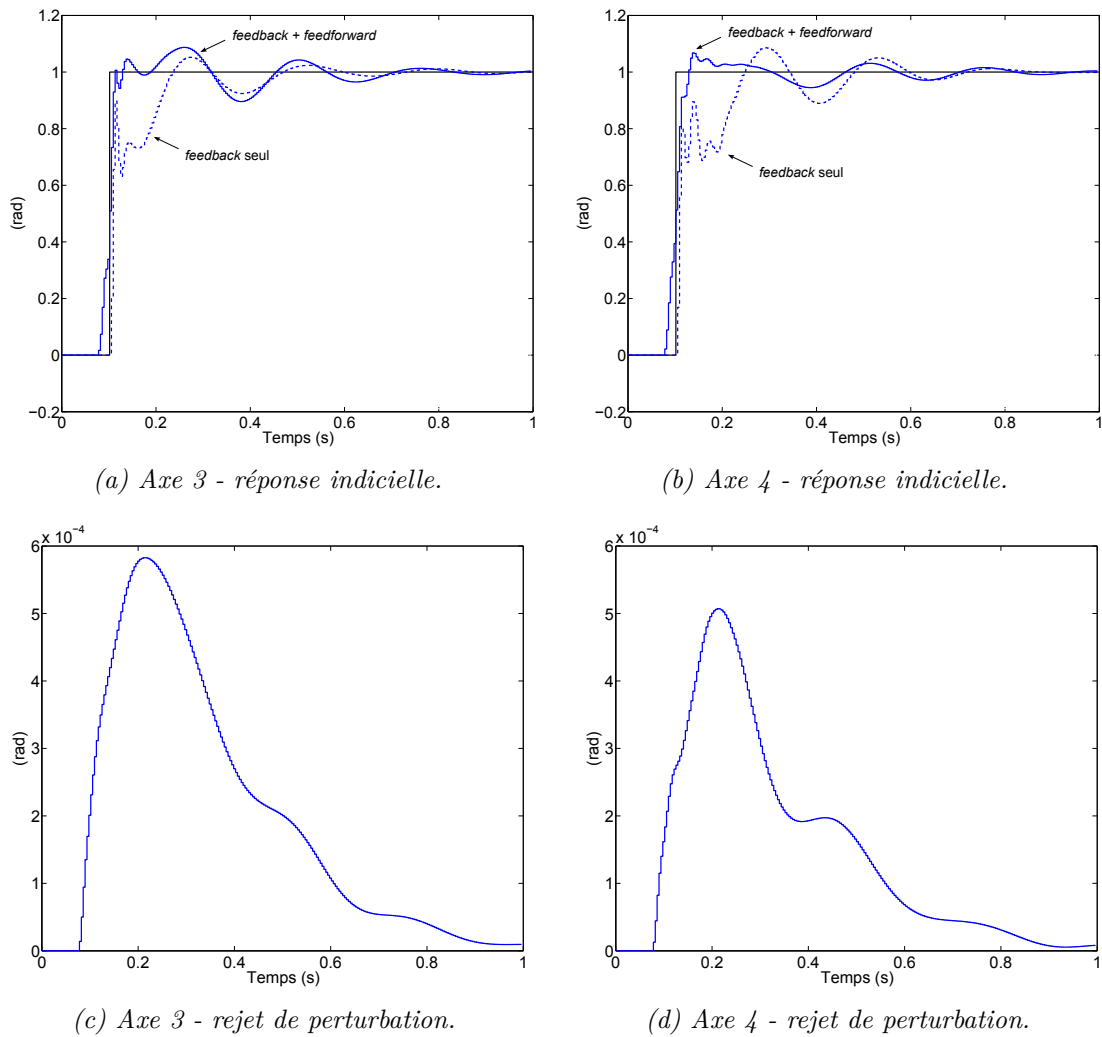


FIGURE 4.36 – Evaluation en simulation du correcteur complet *feedback* et *feedforward* sur le modèle d'évaluation non simplifié : comparaison des réponses temporelles indicielles obtenues avec le correcteur *feedback*, et rejet de perturbation (pas d'effet du correcteur *feedforward*).

4.4 Comparaison expérimentale

Dans cette section, les correcteurs développés sont évalués expérimentalement sur le robot ASSIST et comparés entre eux (pour un résumé des commandes développées dans ce chapitre, voir le Tableau 4.10). Les correcteurs de l'exemple introductif sont rappelés pour référence. Les correcteurs implantés sont :

- CTC1 : proportionnel-dérivé sans boucle interne, réglage lent ;
- CTC2 : proportionnel-dérivé sans boucle interne, réglage rapide ;
- GPC avant robustification, réglage maximisant le gain (avec boucle interne) ;
- GPC après robustification, avec transferts KS_y et S_yG modelés (avec boucle interne) ;
- H_∞ à 2 ddl et anticipation (avec boucle interne).

TABLEAU 4.10 – Résumé des lois de commande synthétisées dans ce chapitre.

Correcteur	Section	Modèle de synthèse		Objectif de synthèse	
		$1/s^2$ modèle flexible amorti (sec. 4.1.2.2)	modèle flexible amorti simplifié (éq. 4.38)	précision	robustesse
CTC1 (lent)	4.1.1	•			○
CTC2 (rapide)	4.1.1	•		○	
GPC1 ($C = 1$)	4.2.3.1	•		•	
GPC2 ($C = 1 - 0.6z^{-1}$)	4.2.3.1	•		•	○
H_∞ à 1ddl	4.3.2.2		•		•
GPC robustifié	4.2.3.2			•	•
- synthèse initiale				•	
- robustification				•	•
H_∞ à 2ddl	4.3.3.2			•	•
- <i>feedback</i>				•	•
- <i>feedforward</i>				•	

On compare en particulier :

- au niveau *moteur*, les performances de suivi de trajectoire, pour la trajectoire de référence représentée Fig. 4.27 (section 4.4.1) ;
- au niveau de l'effecteur *dans l'espace cartésien*, la qualité du rejet d'une perturbation générée par la suppression brusque d'une masse de 1kg en bout de bras (section 4.4.2).

Les mesures dans l'espace cartésien de la position de l'effecteur sont effectuées à l'aide du tracker laser Leica. Le dispositif expérimental est décrit en Annexe A.1.

4.4.1 Suivi moteur

Les erreurs maximales pour chaque type de correcteur sont résumées dans le tableau 4.11. L'erreur minimale est obtenue avec le GPC avant robustification, et est identique pour les

deux axes. Pour les autres correcteurs, l'erreur maximale obtenue pour l'axe 4 est toujours supérieure à celle de l'axe 3, traduisant notamment les effets des couplages (l'axe 4 est entraîné par les mouvements à grande amplitude de l'axe 3). Ces effets sont minimisés dans la commande H_∞ à 2 ddl et anticipation, qui est la plus performante de ce point de vue après le GPC non robustifié.

TABLEAU 4.11 – Erreurs moteur maximales observées en suivi de trajectoire.

	axe 3 ($\times 10^{-3}$ rad)	axe 4 ($\times 10^{-3}$ rad)
CTC1	22,7	77,6
CTC2	5,00	20,0
GPC avant robustification	2,50	2,50
Hinf 1ddl	25,0	40,0
GPC après robustification	5,00	15,0
Hinf à 2 ddl anticipatif	6,00	8,00

Les courbes expérimentales présentent la comparaison des correcteurs suivants :

- Figure 4.37 (correcteur GPC avant et après robustification) : le GPC avant robustification à grands gains minimise l'erreur de suivi, alors que l'erreur obtenue avec le GPC robustifié est comparable à celle du CTC2 ; l'influence de la gravité et des couplages est réduite avec les deux commandes (amplitudes indépendantes du sens du mouvement), excepté pour les mouvements à grande amplitude de l'axe 3 ($t = 0$ à 15s) se traduisant par des pics d'erreur au niveau de l'axe 4 ;

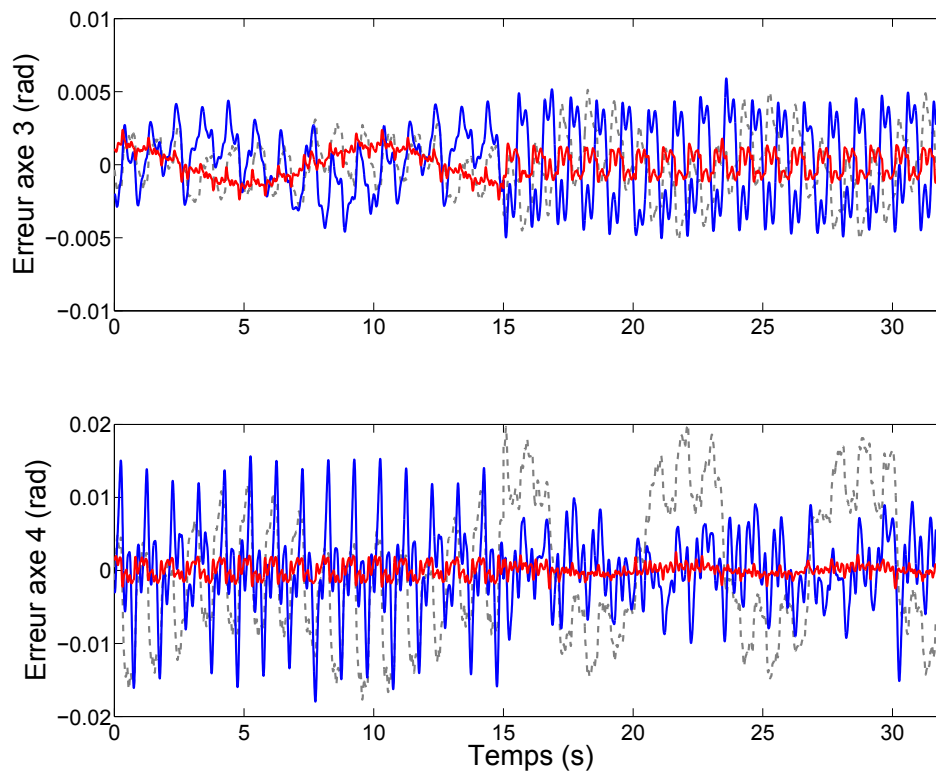


FIGURE 4.37 – Comparaison de l'erreur moteur en suivi de trajectoire avec les correcteurs GPC avant robustification (rouge), GPC après robustification (bleu), et CTC2 (gris).

- Figure 4.38 (correcteur GPC robustifié et correcteur H_∞ à 2 ddl et anticipation) : les deux correcteurs, synthétisés sous des contraintes équivalentes, présentent des erreurs similaires, mis à part pour les mouvements à grande amplitude de l'axe 3 ($t = 0$ à 15s), qui ont une moindre influence avec le correcteur H_∞ .

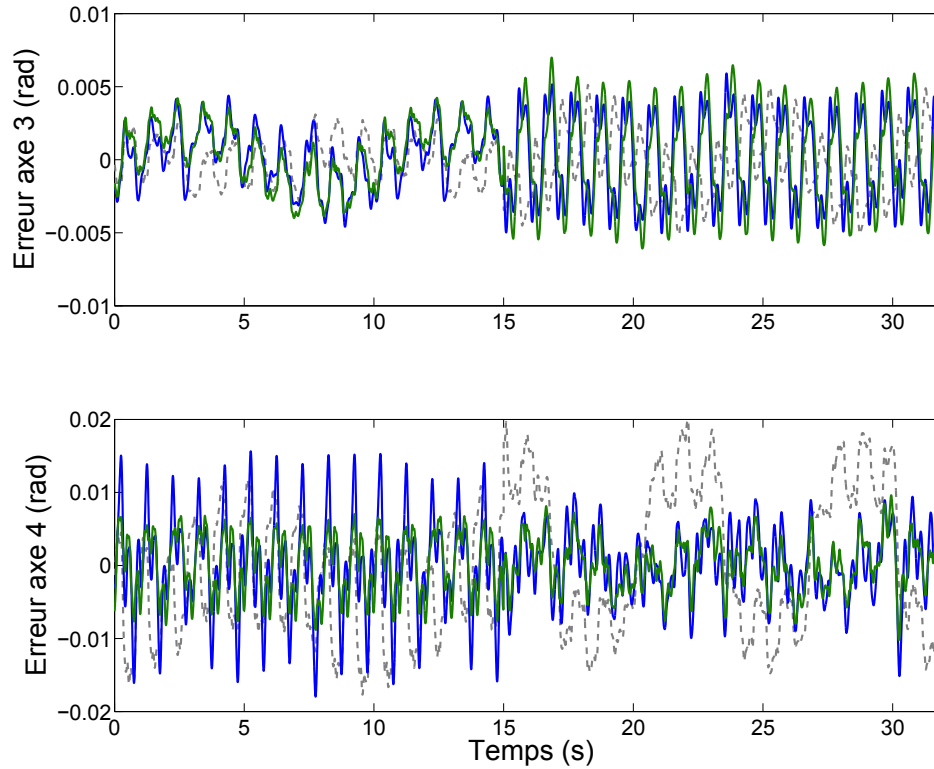


FIGURE 4.38 – Comparaison de l'erreur moteur en suivi de trajectoire avec les correcteurs GPC après robustification (bleu), H_∞ à 2 ddl et anticipation (vert), et CTC2 (gris).

Les figures 4.39, 4.40 et 4.41 représentent l'influence d'une charge de 1kg fixée en bout de bras sur l'erreur moteur respectivement pour la commande GPC avant robustification, la commande GPC robustifié, et la commande H_∞ à 2 ddl et anticipation. Les deux derniers correcteurs sont plus robustes vis-à-vis des variations de la charge avec une augmentation réduite de l'erreur, présente essentiellement sur l'axe 4. Celle observée pour le correcteur H_∞ est la moins importante.

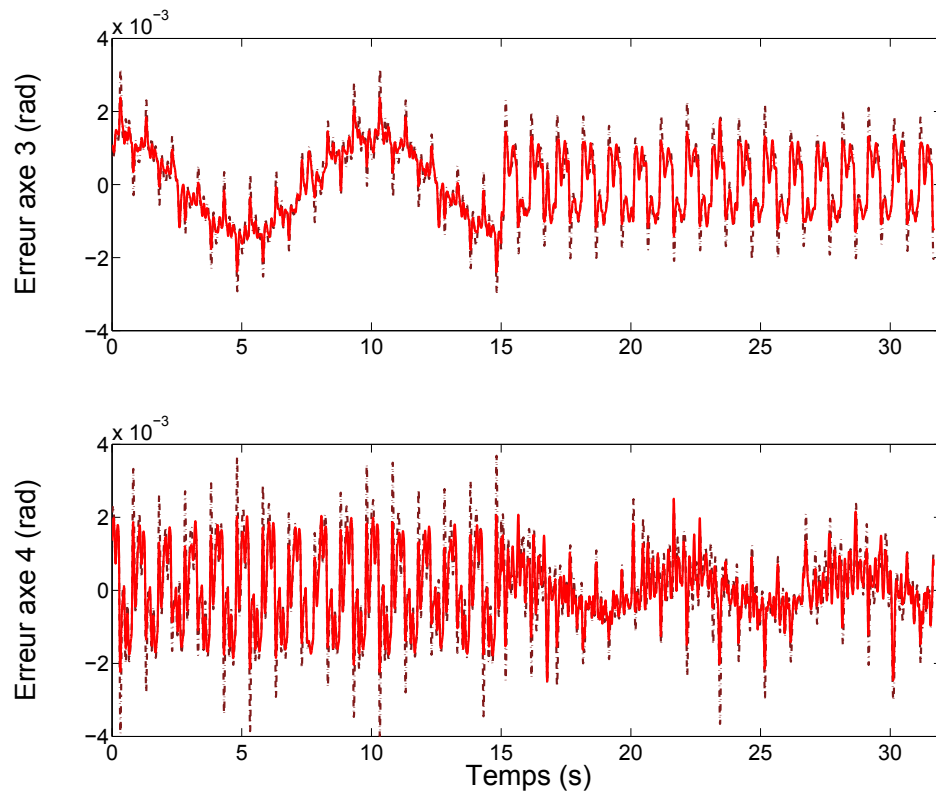


FIGURE 4.39 – Erreur moteur en suivi de trajectoire avec le correcteur GPC avant robustification sans charge (trait plein) et avec charge de 1kg (trait pointillé).

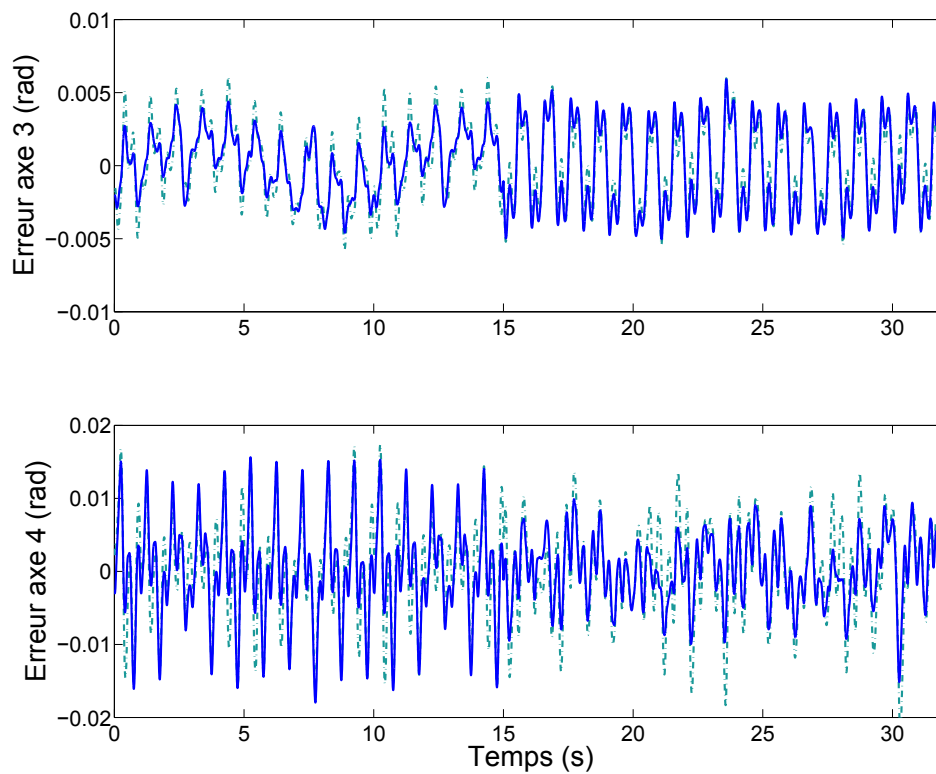


FIGURE 4.40 – Erreur moteur en suivi de trajectoire avec le correcteur GPC robustifié sans charge (trait plein) et avec charge de 1kg (trait pointillé).

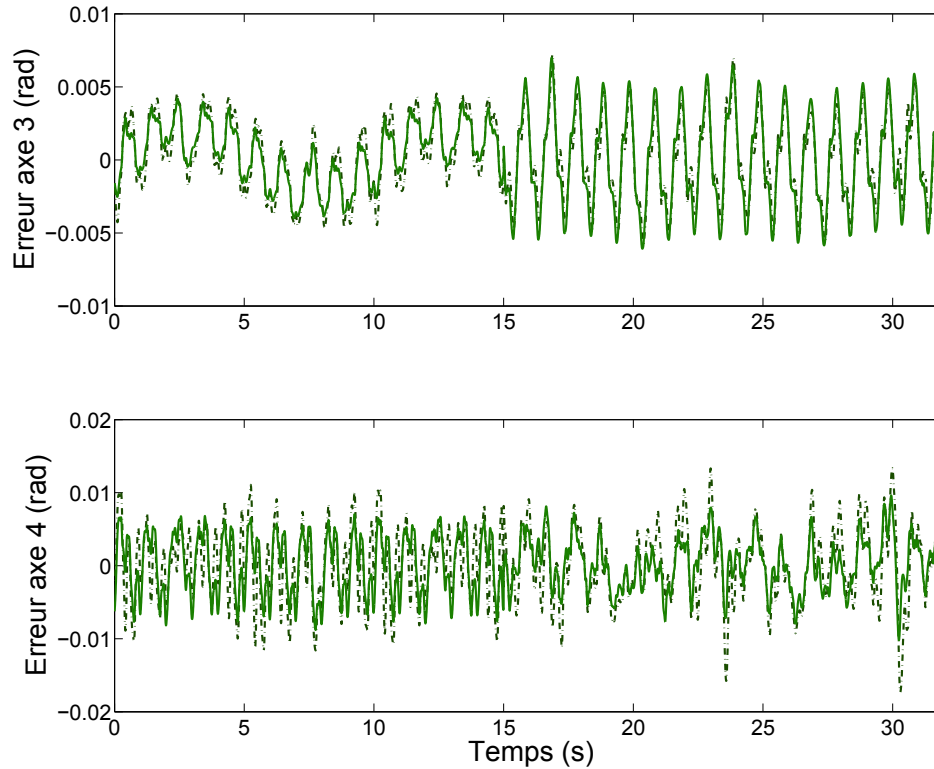


FIGURE 4.41 – Erreur moteur en suivi de trajectoire avec le correcteur H_{∞} à 2 ddl et anticipation sans charge (trait plein) et avec charge de 1kg (trait pointillé).

4.4.2 Rejet de perturbations au niveau de l'effecteur du robot

L'expérience de rejet de perturbations présentée dans l'exemple introductif (section 4.1.1) est ici reproduite pour les correcteurs GPC avant robustification, GPC après robustification et H_{∞} à 2 ddl et anticipation. Le bras étant étendu à l'horizontale ($q_1 = q_2 = 0\text{rad}$), une masse de 1kg est attachée à son extrémité puis, une fois le régime permanent atteint, subitement détachée. Les essais sans charge et avec charge sont réalisés. Dans l'expérience avec charge, le bras est agrémenté de deux masses de 1kg à son extrémité, dont une est détachée pour créer la perturbation.

Les figures 4.42 et 4.43 illustrent le comportement nominal sans charge. L'essai avec le correcteur CTC2 est représenté en gris clair pour référence. Tandis que la commande GPC non robustifiée entraîne un comportement vibratoire similaire au CTC2, les correcteurs GPC robustifié et H_{∞} permettent d'amortir efficacement les oscillations résiduelles, la commande GPC étant dans ce cas un peu plus amortissante.

Les expériences avec charge sont représentées Fig. 4.44, 4.45 et 4.46. On peut observer sur la réponse du système avec le correcteur GPC avant robustification une variation de la fréquence de résonance due à la variation de la masse, et un moindre amortissement. Les réponses avec les commandes GPC robustifié et H_{∞} subissent des modifications semblables, celle de la H_{∞} variant toutefois moins par rapport à la réponse sans charge. Le caractère amortissant est globalement préservé, avec des oscillations secondaires plus marquées.

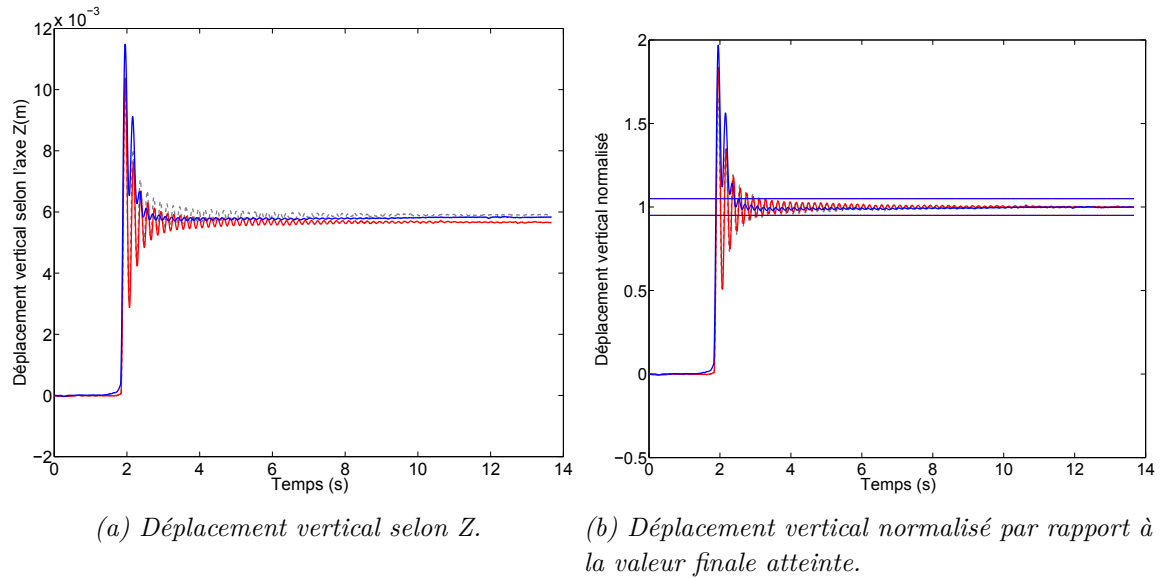


FIGURE 4.42 – Rejet de perturbation avec les correcteurs GPC avant robustification (rouge), GPC après robustification (bleu) et CTC2 (gris).

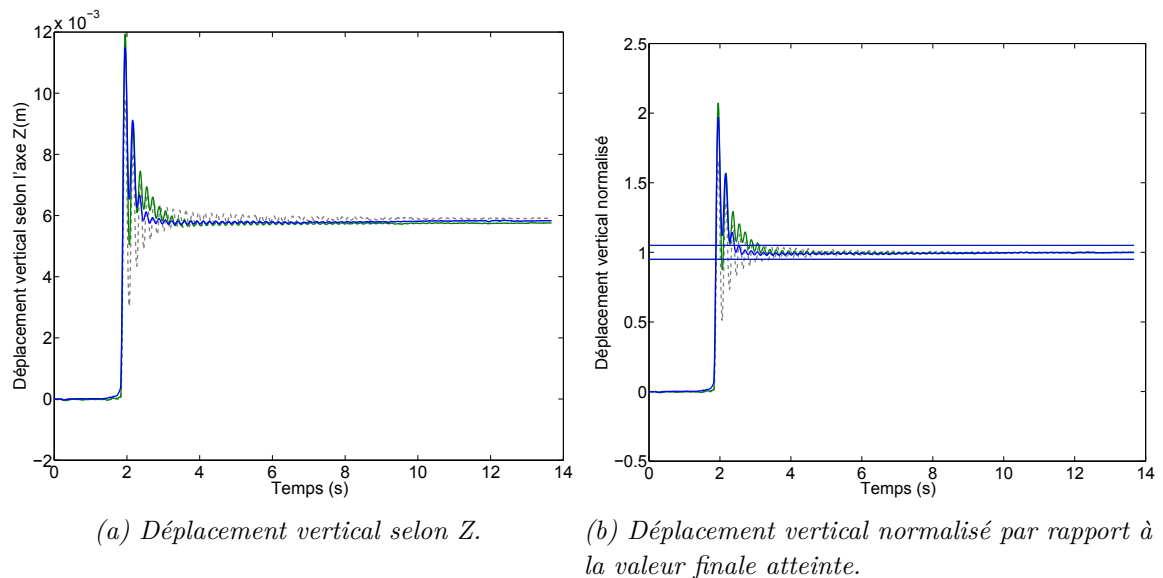
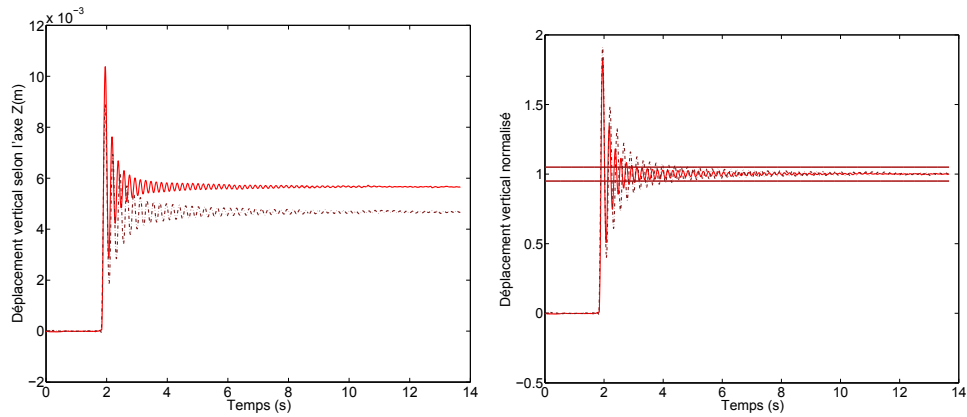


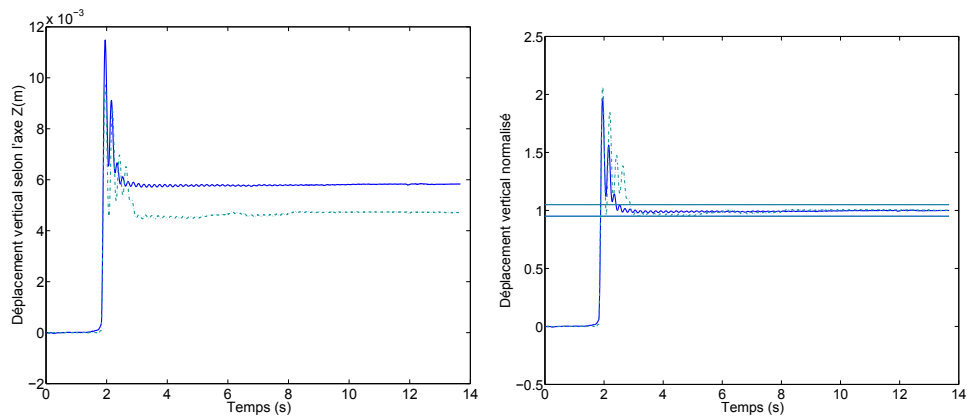
FIGURE 4.43 – Rejet de perturbation avec les correcteurs GPC robustifié (bleu) et H_∞ à 2 ddl et anticipation (vert).



(a) Déplacement vertical selon Z.

(b) Déplacement vertical normalisé par rapport à la valeur finale atteinte.

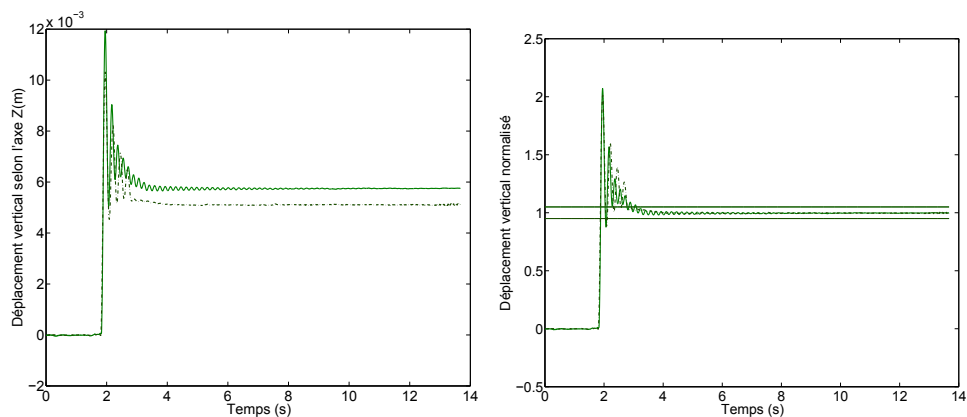
FIGURE 4.44 – Rejet de perturbation avec le correcteur GPC avant robustification sans charge (trait plein) et avec charge de 1kg (trait pointillé).



(a) Déplacement vertical selon Z.

(b) Déplacement vertical normalisé par rapport à la valeur finale atteinte.

FIGURE 4.45 – Rejet de perturbation avec le correcteur GPC robustifié sans charge (trait plein) et avec charge de 1kg (trait pointillé).



(a) Déplacement vertical selon Z.

(b) Déplacement vertical normalisé par rapport à la valeur finale atteinte.

FIGURE 4.46 – Rejet de perturbation avec le correcteur H_∞ à 2 ddl sans charge (trait plein) et avec charge de 1kg (trait pointillé).

4.5 Conclusion

Dans cette section, deux méthodes de synthèse de commande robuste pour le suivi de trajectoire et amortissement de vibrations ont été présentées. La première s'inscrit dans le formalisme de la commande prédictive GPC, permettant de robustifier un correcteur initial sous des contraintes fréquentielles et temporelles. La deuxième repose sur les techniques H_∞ , et consiste en une synthèse en deux étapes d'un correcteur à 2 ddl et anticipation. Ces méthodes permettent de pallier les insuffisances des correcteurs GPC et H_∞ initiaux qui se traduisent pour la commande GPC par un comportement non amortissant et non robuste, et pour la commande H_∞ par une précision insuffisante en suivi moteur. Les correcteurs finaux combinent les propriétés anticipatives, robustes et amortissantes, confirmées lors de l'évaluation expérimentale sur le robot ASSIST. Les commandes GPC robustifiée et H_∞ à 2 ddl et anticipation étant synthétisées sous des contraintes similaires, des performances comparables sont observées, la commande H_∞ étant légèrement plus robuste et moins sensible aux couplages, et la commande GPC robustifiée étant légèrement plus amortissante sur le système nominal.

Du point de vue de la complexité de réglage, les deux méthodes sont ici mises en œuvre via une synthèse sur des modèles simplifiés des deux axes, rendus très similaires par la pré-compensation rigide et la boucle interne d'amortissement. Les réglages sont donc très semblables entre les axes du robot, ce qui constitue un point positif dans une perspective d'extension à un cas à plus de degrés de liberté. Les deux méthodes ont en commun le choix de filtres de pondérations fréquentielles et de gabarits. Les différences consistent en une synthèse GPC initiale dans la première approche (sans exigences particulières sinon la stabilité et la maximisation du gain en boucle ouverte corrigée), et les deux étapes de synthèse H_∞ dans la deuxième approche, dont les différents choix des filtres peuvent être un peu plus délicats. Le choix de l'horizon de prédiction n'est pas équivalent entre les deux approches, celui-ci augmentant significativement l'ordre et la complexité du problème H_∞ . Du point de vue de la complexité numérique, le correcteur H_∞ , d'ordre plus important que la commande GPC robustifiée, est implanté sous forme d'état, et nécessite le stockage d'un plus grand nombre de paramètres et plus d'opérations à effectuer en ligne.

En conclusion, les deux approches de commande, H_∞ à 2 ddl et anticipation et GPC robustifiée, conduisent à des niveaux de performance similaires pour des synthèses réalisées sous des contraintes comparables, et résultent en un comportement satisfaisant au niveau de l'effecteur dans le cadre applicatif considéré. Dans une perspective d'extension multivariable, la commande H_∞ offre un cadre adapté sans modifications majeures, tandis que dans le cas du GPC, des techniques plus complexes de robustification de lois de commande prédictives multivariables doivent être mises en œuvre (Stoica, 2008), faisant appel à un formalisme d'état. Notons enfin que les performances de suivi ont été ici optimisées pour un critère de robustesse donné, issu dans le cas étudié de l'identification expérimentale, et probablement pessimiste. Une analyse plus fine de la robustesse, en considérant par exemple une description structurée des incertitudes, devrait permettre d'alléger cette contrainte pour améliorer la précision du suivi de trajectoire.

Chapitre 5

Vers une interaction sûre avec l'opérateur humain

Sommaire

5.1 Robots collaboratifs et sécurité	118
5.1.1 Evaluation des risques	118
5.1.2 Méthodes de détection de collision	120
5.2 Détection de collision sous incertitudes de modélisation	121
5.2.1 Nécessité de méthodes avancées de détection	121
5.2.1.1 Exemple introductif	121
5.2.1.2 Analyse de la génération de résidus	123
5.2.2 Méthode proposée	125
5.2.2.1 Modélisation du résidu	125
5.2.2.2 Evaluation du résidu - filtrage et seuil dynamique	126
5.2.2.3 Formulation récursive	127
5.2.3 Mise en œuvre expérimentale	130
5.2.3.1 Réglages et analyse préliminaire	130
5.2.3.2 Caractérisation expérimentale de la sensibilité	134
5.3 Conclusion	139

Différentes directions de recherche visent à pourvoir les robots collaboratifs d'un niveau de sécurité suffisant pour un fonctionnement à proximité de l'opérateur humain. Une première catégorie d'approches, souvent désignée par le terme *soft robotics* dans la littérature (Albu-Schaffer et al., 2008), s'intéresse à la commande de la compliance du robot (contrôler sa capacité à adopter un comportement souple vis-à-vis de son environnement), et propose entre autres l'emploi de structures mécaniques innovantes, comme par exemple les actionneurs à raideur variable (rigides en mouvement libre, souples lors de l'interaction). Dans une catégorie d'approches complémentaire, des méthodes de détection de collisions sont envisagées afin de rendre le robot manipulateur, y compris de structure mécanique industrielle classique, sensible vis-à-vis de son environnement et des actions mécaniques extérieures appliquées. Dans le scénario interactif décrit Fig. 1.3, la détection de collision permet ainsi le passage d'un mode de commande en position vers un mode de sécurité dans lequel l'opérateur peut déplacer librement le robot. Dans ce chapitre, après avoir présenté la problématique de sécurité dans la robotique interactive, une nouvelle méthode est proposée pour la détection de collisions avec l'environnement du robot, sans capteur d'effort et robuste aux incertitudes de modélisation.

5.1 Robots collaboratifs et sécurité

Cette section introduit dans un premier temps les principaux critères entrant en jeu lors de l'évaluation des risques liés à l'interaction physique homme-robot. Dans un deuxième temps, les méthodes de détection de collisions existantes sont présentées.

5.1.1 Evaluation des risques

Différents critères d'évaluation des risques liés à une collision avec un robot ont été proposés ces dernières années dans la perspective d'une normalisation de l'interaction homme-robot dans le contexte industriel (Haddadin et al., 2009; Fryman et Matthias, 2012). L'objectif de cette section est de présenter quelques-uns de ces critères pour mettre en évidence ceux pouvant être minimisés par une stratégie de détection de collision adéquate.

Types de contacts

Une classification des scénarios de contact a été proposée par (Haddadin et al., 2009), rappelée ici Fig. 5.1. Ces différents scénarios sont liés à des risques de nature différente, et influencés par des facteurs différents tels que la vitesse, la masse, et le couple maximal développé, mais aussi la rigidité du robot, la nature de l'outil manipulé ou encore la distance aux configurations singulières du robot dans le cas d'un contact avec contrainte. On s'intéressera dans la suite principalement aux impacts sans contrainte (scénario 1).

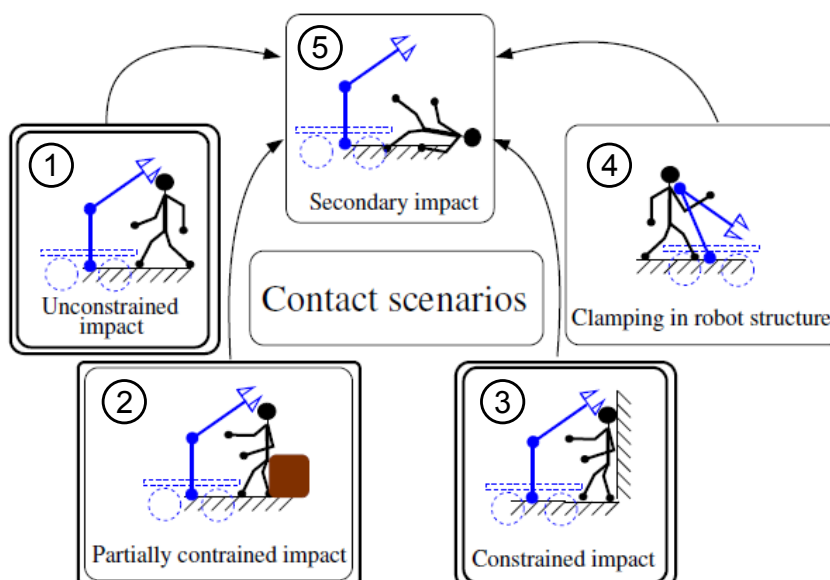


FIGURE 5.1 – Scénarios de contact possibles (Haddadin et al., 2009) : 1) impact sans contrainte, 2) impact avec contrainte partielle, 3) impact avec contrainte, 4) coincement dans la structure du robot, 5) impact secondaire.

Critères liés aux risques de dommages corporels

En complément aux normes existantes EN ISO 10218-1, -2 et ISO/TS 15066, qui définissent les mesures de prévention de risques de collision, l'organisme allemand IFA¹ fournit des recommandations pour l'évaluation des risques des postes de travail comportant des robots collaboratifs (IFA, 2009).

Ces recommandations établissent, à partir des caractéristiques biomécaniques du corps humain, les facteurs de risque en termes de force de compression (CSF), de force d'impact (IMF) et de pression par surface (PSP) exercés par le robot, et définit les valeurs limites indicatives correspondant à des lésions de niveau de gravité 1 selon l'échelle AIS 2005². Les critères fournis par l'IFA supposent que les collisions ne doivent provoquer ni pénétration profonde de la peau et des tissus sous-jacents accompagnée de plaies saignantes, ni fractures ou autres lésions du système musculo-squelettique. Les limites maximales des forces de compression s'échelonnent de 35N à 220N en fonction des parties concernées du corps, et celles des forces d'impact de 35N à 250N (voir tableau E.1 en Annexe E).

Autres critères et discussion

Dans le cas où le contact dû à la collision ne cause pas de blessure directe, le niveau de douleur ressentie au contact a également été examiné. En particulier, plusieurs travaux ont cherché à établir le seuil de douleur physique tolérée en cas de collision avec un robot (Yamada et al., 1997; Povse et al., 2011).

- Dans (Yamada et al., 1997), les forces maximales tolérées F_m sont établies expérimentalement en fonction de la durée Δt d'application d'une force de contact supérieure ou égale à F_m . L'amplitude de la force tolérée diminue lorsque Δt augmente, mettant en évidence la nécessité de détection rapide de collisions. La limite globale de 50N est proposée pour la force de contact tolérée.
- (Povse et al., 2011) établit expérimentalement le lien entre le niveau de douleur ressenti et la densité d'énergie de l'impact définie par $e = \int_{t_{deb}}^{t_{fin}} F_{impact}(t)dt/S_{eff}$, où F_{impact} désigne la force de contact au niveau de l'effecteur, et S_{eff} représente la surface de l'effecteur.

Notons enfin que le ressenti psychologique du danger en présence d'un robot a également été évalué. Yamada et al. (1997) rapporte notamment les valeurs indicatives maximales de la vitesse v et de l'accélération a pour un mouvement sans contact ressenti comme sûr ($v \leq 0,6m/s$, $a \leq 4,9m/s^2$), ces valeurs étant cependant affectées d'une grande variabilité en fonction des individus.

Les critères précédents définissent des valeurs limites de forces de contact (compression, impact) entre l'humain et le robot en cas de collision. Devant la nécessité de supprimer rapidement les forces potentiellement dangereuses lors d'une collision, il est essentiel de pouvoir détecter tout contact du robot avec son environnement *i)* le plus rapidement possible, *ii)* avec la meilleure sensibilité de détection possible.

1. Institut pour la sécurité et la santé au travail de l'Assurance sociale allemande des accidents de travail et maladies professionnelles (DGUV).

2. L'échelle AIS (*Abbreviated Injury Scale*), publiée par l'AAAM (*Association for the Advancement of Automotive Medicine*) (AAAM, 2005), fournit une description et une classification de la gravité des lésions traumatiques. Le degré de sévérité s'échelonne de 1 (gravité mineure, blessures superficielles) à 6 (gravité maximale).

5.1.2 Méthodes de détection de collision

Le problème de détection de collision d'un robot avec son environnement sans capteurs de force additionnels peut être englobé dans le cadre plus général de la détection et isolation de faute. Les stratégies de détection peuvent souvent être décomposées en deux étapes distinctes (Chow et Willsky, 1984), qui sont 1) la génération de résidu, 2) l'évaluation du résidu (Fig. 5.2). Dans la première étape, le signal appelé résidu et contenant la signature de la faute est généré par comparaison du comportement dynamique du système considéré avec les prédictions issues d'un modèle. Dans la deuxième étape, ce résidu est traité et évalué afin de produire la décision logique indiquant la faute détectée ou non.

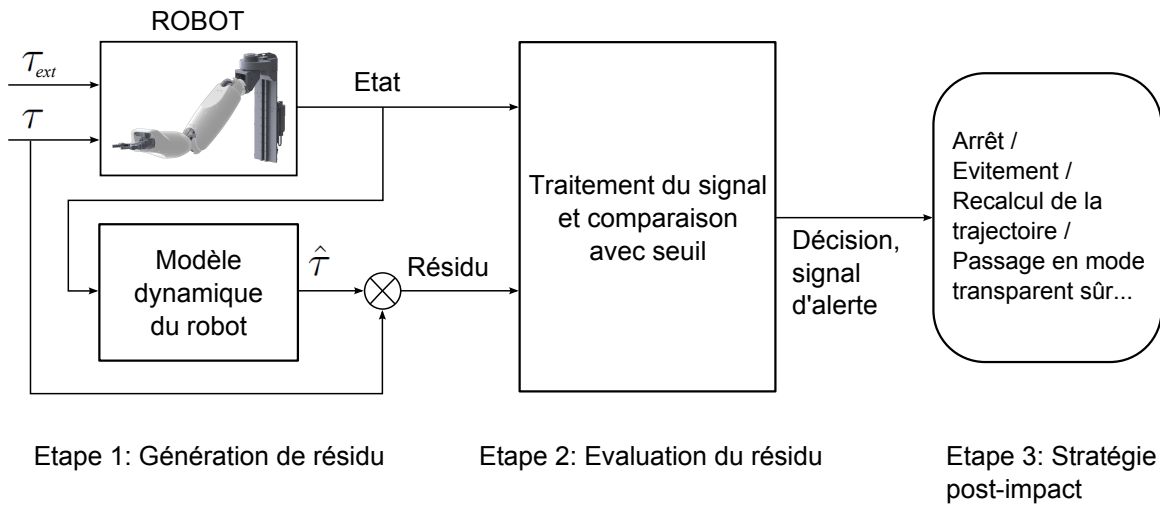


FIGURE 5.2 – Etapes d'un algorithme de détection de collision.

Différentes approches de génération de résidu sont issues du domaine de l'automatique puisqu'une faute dans un système dynamique se traduit généralement par une variation de ses variables d'état ou de ses paramètres. Les méthodes de diagnostic quantitatives par modèle reposent ainsi sur l'observation de l'état, au moyen d'observateurs ou filtres de Kalman, ou sur l'estimation en ligne de paramètres, faisant par exemple usage de techniques de type moindres carrés (Frank et Ding, 1997; Venkatasubramanian et al., 2003). Une méthode associant observateur et compensation de frottement non-linéaire est proposée pour la détection de couple extérieur appliqué à un robot industriel dans (Schneider et Frank, 1996).

Une stratégie de génération de résidu classique en robotique consiste à comparer le couple τ réellement appliqué au robot avec le couple $\hat{\tau}$ estimé à partir d'un modèle dynamique inverse embarqué (Haddadin et al., 2008). Une amélioration de cette approche consiste en une comparaison des quantités de mouvements, dans une procédure ne nécessitant pas la connaissance des accélérations, importante source de bruit lorsque celles-ci sont estimées par dérivation numérique (De Luca et al., 2006; Haddadin et al., 2008). Une autre approche reposant sur un filtrage du couple et ne nécessitant pas de mesures ou estimées de l'accélération est présentée dans (Dixon et al., 2000a).

Toutes les méthodes de génération de résidu faisant usage d'un modèle peuvent être sensibles aux incertitudes de modélisation. Une étape d'évaluation du résidu robuste doit par consé-

quent permettre de différencier les effets de fautes des effets des erreurs de modélisation. Une méthode d'évaluation basique consiste à comparer le résidu avec un seuil constant, qui doit alors être supérieur à l'erreur de modèle maximale (Haddadin et al., 2008). Afin de dépasser le compromis inhérent à cette méthode entre la sensibilité de l'algorithme aux collisions extérieures et sa robustesse aux erreurs de modèle, un seuil adaptatif, calculé à partir de règles de la logique floue, est proposé dans (Schneider et Frank, 1996). La difficulté de cette méthode est liée au grand nombre d'essais et de mesures nécessaires pour formuler et tester les règles d'inférence les mieux adaptées au problème. Dans (Dixon et al., 2000a) et (De Luca et Mattone, 2004), des seuils dynamiques sont également proposés, associés à la mise à jour en ligne des paramètres du modèle dynamique du robot. Ces techniques reposent sur la linéarité du modèle dynamique rigide de robots manipulateurs vis-à-vis de ses paramètres, et utilisent des algorithmes d'optimisation, comme par exemple l'algorithme du gradient. Cependant, l'adaptation en ligne des paramètres doit éviter de décrire également les variations du système dues à la faute à détecter. Dans (Dixon et al., 2000a), les étapes d'adaptation et de détection sont découplées, les paramètres étant adaptés sur toute nouvelle trajectoire du robot avant que le mécanisme de détection ne soit activé. De Luca et Mattone (2004) proposent de surmonter les limites de cette détection en deux temps, pour une adaptation et une détection simultanées, à l'aide d'une sur-paramétrisation du modèle dynamique rigide. Cette sur-paramétrisation consiste à autoriser les mêmes paramètres physiques du modèle rigide à prendre des valeurs différentes selon les différents axes.

5.2 Détection de collision sous incertitudes de modélisation

On propose dans cette section une méthode d'évaluation améliorée du résidu permettant de détecter une collision avec une haute sensibilité en présence d'incertitudes de modélisation. Le problème principal réside dans l'isolation des perturbations dues à une collision potentielle, qui se manifestent au même niveau que les perturbations dues aux incertitudes de modélisation sur le résidu non traité, et ne peuvent donc pas être simplement observées. On montre qu'un filtrage approprié associé à un seuil fonction de l'état du système permet d'extraire l'information de collision à partir de ses effets dynamiques.

Dans une première partie 5.2.1, la nécessité de méthodes avancées de détection est mise en évidence à partir d'un exemple introductif et de l'analyse de la méthode de génération de résidus utilisée en robotique. Les étapes de la méthode proposée sont ensuite détaillées dans la section 5.2.2, et une caractérisation expérimentale de la sensibilité de l'algorithme est finalement effectuée pour le robot ASSIST dans la section 5.2.3.

5.2.1 Nécessité de méthodes avancées de détection

5.2.1.1 Exemple introductif

Afin de mettre en évidence les effets d'une collision non détectée, on réalise deux expériences successives sur le robot ASSIST asservi en position. La première est une expérience de mouvement libre, tandis que la deuxième, avec la même trajectoire de référence, comporte deux collisions (effort résistant exercé ponctuellement par l'opérateur et opposé au sens du mouvement). Aucune méthode de détection n'est employée à ce stade, on étudie donc les effets des

collisions par comparaison des signaux enregistrés lors de ces deux expériences identiques en tout point excepté les collisions.

L'expérience est réalisée avec le robot contrôlé en position avec un correcteur PD simple axe par axe suivant une trajectoire triangulaire filtrée (créneaux de vitesse), les deux axes étant actionnés simultanément avec des mouvements de fréquences différentes. Ces choix impliquent une situation défavorable car le suivi n'est pas particulièrement précis, la dynamique du robot est bien sollicitée lors des changements de signe de la vitesse, et l'influence des couplages est importante.

Les effets des deux collisions d'amplitudes modérées sont illustrés Fig. 5.3 à travers la comparaison des signaux de position (Fig. 5.3(a)), de l'erreur de suivi (Fig. 5.3(b)) et de courant moteur (Fig. 5.3(c)) pour les deux expériences. On présente également le résidu entre le couple réellement demandé et celui calculé à partir du modèle dynamique rigide (5.1) dans les deux cas avec ou sans collision (Fig. 5.3(d)).

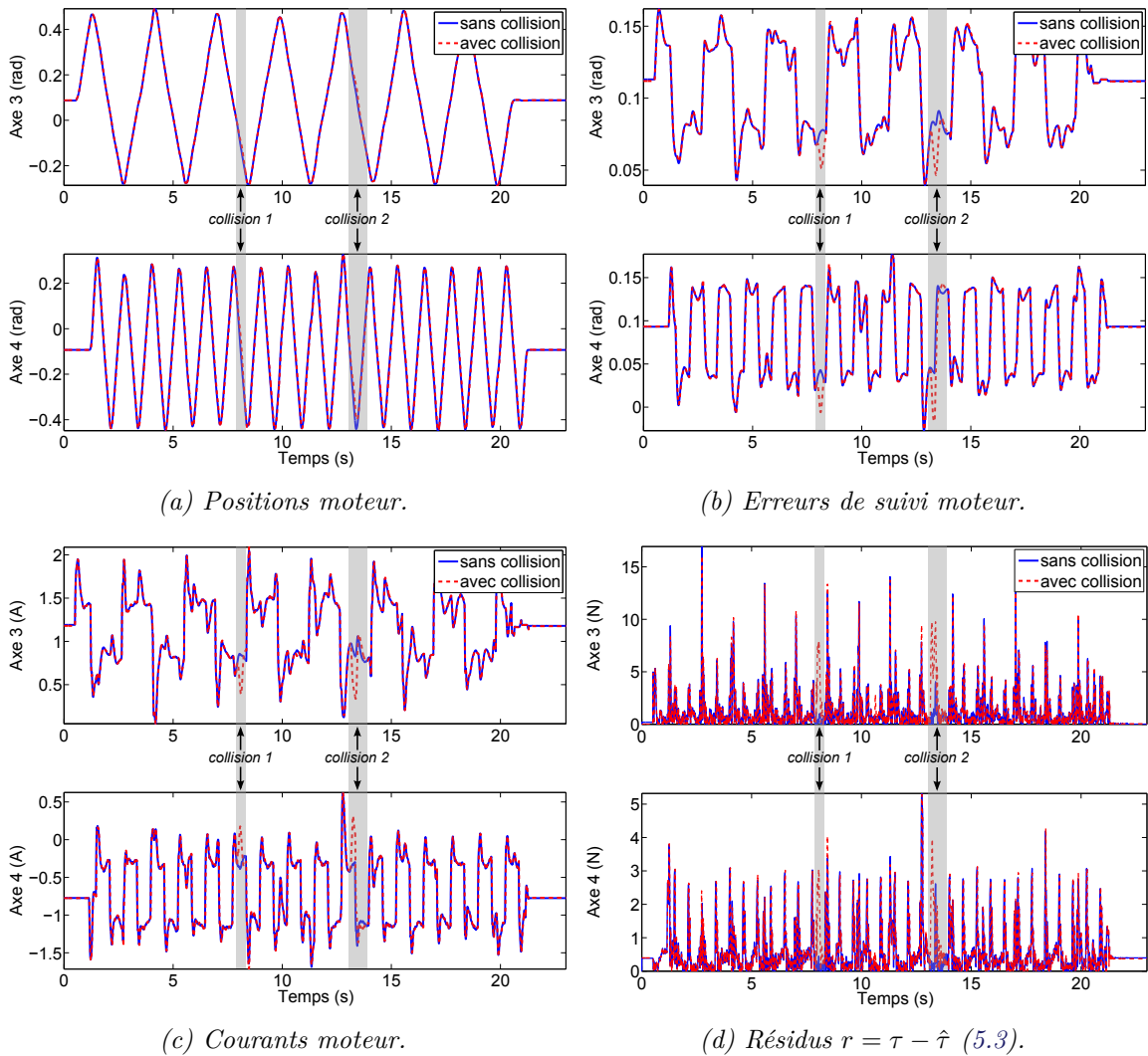


FIGURE 5.3 – Mise en évidence des effets d'une collision non détectée à partir de la comparaison de deux essais identiques réalisés sans, puis avec collisions indiquées par les zones ombrées.

Les effets des collisions se manifestent essentiellement sur l'axe 4, et dans une moindre mesure sur l'axe 3. Si la stratégie de détection était fondée sur l'erreur de suivi moteur, les collisions seraient impossibles à détecter sur la trajectoire présentée et avec le correcteur employé, l'erreur de suivi en mouvement libre présentant des pics d'amplitude plus importants que ceux dûs aux collisions. Si la stratégie de détection était fondée sur le courant moteur en imposant un courant maximal à ne pas dépasser, les collisions seraient également indétectables pour la même raison. Enfin, une stratégie de détection fondée sur la comparaison du résidu avec un seuil statique réglé de façon à ne pas produire de fausses alertes s'avère également insuffisante.

5.2.1.2 Analyse de la génération de résidus

Une analyse plus détaillée de la méthode de génération des résidus permet de mieux comprendre les limitations constatées. Le résidu est ici calculé à partir du modèle dynamique inverse rigide. Le couple réel appliqué au robot est supposé modélisé par :

$$\tau = M_{rig}(q)\ddot{q} + H(q,\dot{q}) + \tau_{ext} \quad (5.1)$$

avec $H(q,\dot{q}) = C(q,\dot{q})\dot{q} + \tau_G(q) + \tau_f$, $\tau_f = F_v\dot{q} + F_s\text{sign}(\dot{q})$, et τ_{ext} le couple extérieur appliqué au robot dû à une collision. Le couple estimé à partir du modèle du robot correspond à :

$$\hat{\tau} = \hat{M}_{rig}(q)\ddot{q} + \hat{H}(q,\dot{q}) \quad (5.2)$$

La différence entre le couple réel appliqué au robot (mesuré directement ou estimé à partir des courants moteur), et le couple estimé, forme le résidu r qui représente une image fidèle du couple extérieur τ_{ext} dans le cas d'un modèle parfaitement connu :

$$r = \tau - \hat{\tau} = \tau_{ext} \quad (5.3)$$

idéal

Cependant, le couple estimé $\hat{\tau}$ est affecté par des perturbations provenant notamment des incertitudes de modélisation des termes $\hat{M}_{rig}(q)$ et $\hat{H}(q,\dot{q})$, ce qui conduit à l'expression suivante :

$$r = \tau_{ext} + \delta M(q)\ddot{q} + \delta H(q,\dot{q}) \quad (5.4)$$

avec :

$$\begin{cases} \delta M(q) = M_{rig}(q) - \hat{M}_{rig}(q) \\ \delta H(q,\dot{q}) = H(q,\dot{q}) - \hat{H}(q,\dot{q}) \end{cases} \quad (5.5)$$

En pratique, les termes perturbateurs $\delta M(q)$ et $\delta H(q,\dot{q})$ sont non nuls, et le résidu r n'est pas égal à zéro en l'absence de collision mais dépend également de l'état du robot. Ce phénomène est illustré Fig. 5.4 à travers la comparaison des couples réel et fourni par le modèle dynamique inverse rigide dans le cas du robot ASSIST, pour des trajectoires de validation sinusoïdales modulées en fréquence. La dépendance du résidu à l'accélération et à la vitesse est illustrée Fig. 5.5(a) et 5.5(b) à partir d'un autre essai sur l'axe 3 (trajectoire en créneaux de vitesse, avec une vitesse maximale atteinte correspondant à 20% de la vitesse moteur maximale autorisée), traduisant respectivement des incertitudes de la matrice d'inertie et des termes de frottement à faibles vitesses.

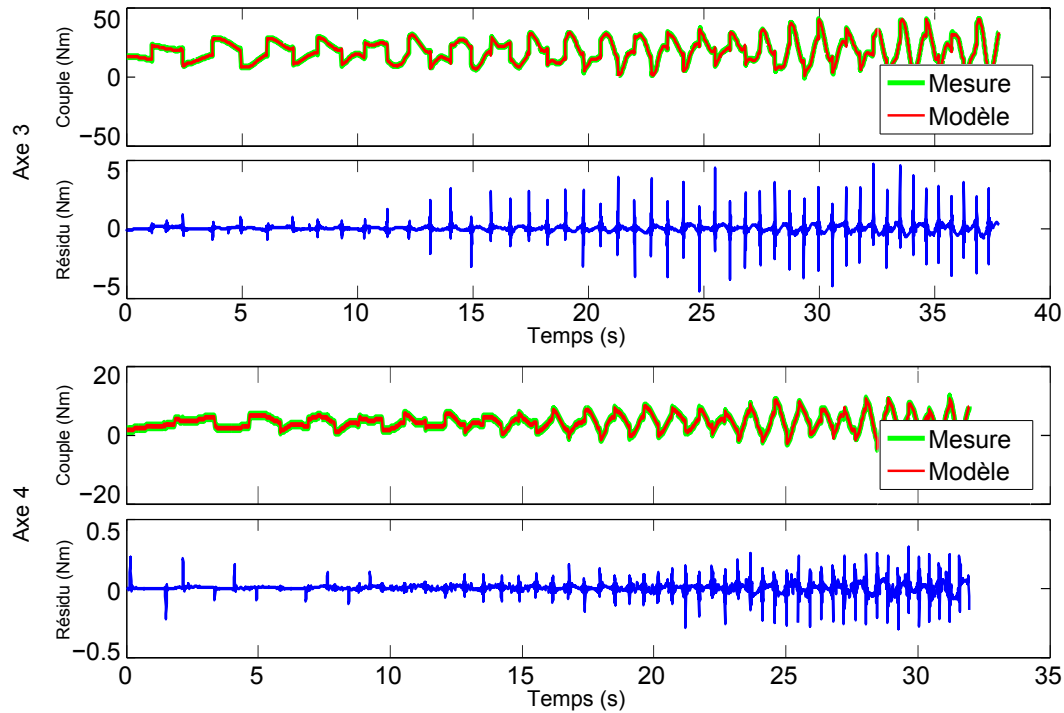
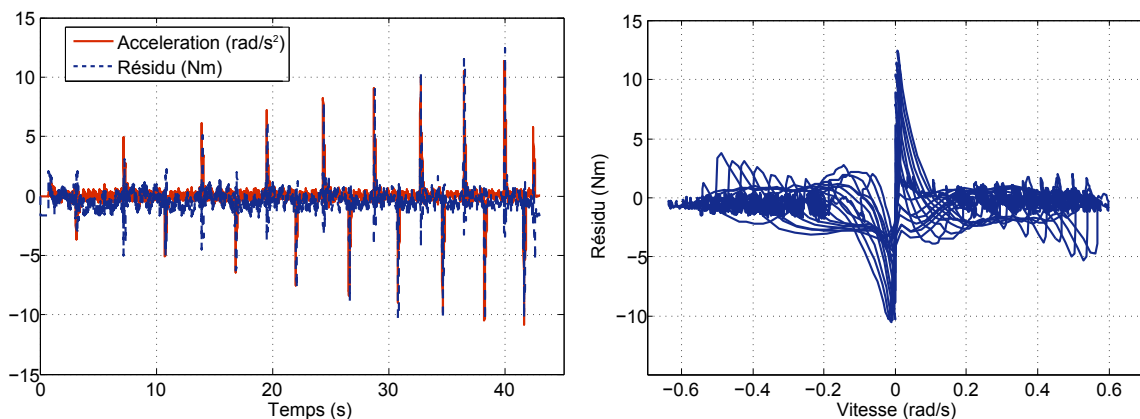


FIGURE 5.4 – Comparaison du couple réel appliqué au robot avec le couple prévu par le modèle rigide identifié - couples et résidus pour une trajectoire sinusoïdale modulée en fréquence.



(a) Dépendance du résidu à l'accélération.

(b) Dépendance du résidu à la vitesse (évaluation jusqu'à 20% de la vitesse moteur maximale autorisée).

FIGURE 5.5 – Dépendance du résidu à l'état du robot (exemple de l'axe 3, trajectoire en créneaux de vitesse d'amplitude croissante).

Ainsi, la simple comparaison du résidu avec un seuil statique s'avère insuffisante dans le cas où le résidu dépend fortement de la qualité du modèle (structure du modèle physique choisie et valeurs des paramètres identifiés), comme le montre la Fig. 5.6 à travers la comparaison qualitative de trois seuils d'évaluation du résidu : 1) seuil statique supérieur au maximum des erreurs de modélisation, minimisant les fausses alertes, mais peu sensible aux collisions, 2) seuil statique de faible amplitude, sensible aux collisions, mais générant des fausses alertes, 3) seuil dynamique dépendant de l'état, à la fois sensible aux collisions et évitant les fausses alertes. Afin de dépasser le compromis entre sensibilité de l'algorithme et nombre de fausses alertes, inévitable dans le cas d'un seuil constant, et de discriminer efficacement les effets dynamiques d'une collision des perturbations dues aux incertitudes, on s'attache donc dans la suite au développement d'une méthode d'évaluation du résidu composée d'une étape de filtrage, et d'une comparaison avec un seuil dynamique fonction de l'état du système.

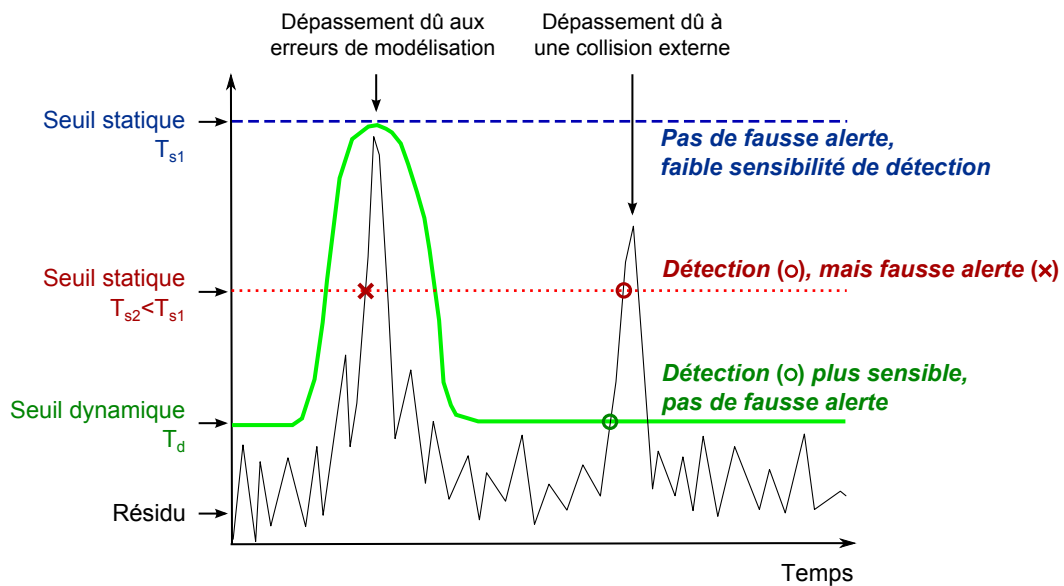


FIGURE 5.6 – Méthodes d'évaluation du résidu - comparaison avec différents seuils en présence d'incertitudes de modélisation.

5.2.2 Méthode proposée

La méthode exposée ci-dessous repose sur une modélisation particulière du résidu introduite dans la section 5.2.2.1. Le modèle proposé, écrit sous une forme linéaire multivariable, explicite les dépendances vis-à-vis de l'état du robot dues aux incertitudes paramétriques, et inclut un terme regroupant l'influence du bruit ou des dynamiques non modélisées. Ce modèle linéaire est utilisé pour définir un filtrage adéquat du résidu, et construire un seuil dynamique selon la méthode exposée dans la section 5.2.2.2. Enfin, la section 5.2.2.3 détaille l'estimation en ligne des paramètres des filtres impliqués dans la procédure précédente afin de rendre celle-ci indépendante des variations des conditions de fonctionnement et d'en simplifier le réglage.

5.2.2.1 Modélisation du résidu

Afin de décrire les différentes sources d'erreurs dépendant de l'état du système et affectant le résidu en l'absence de collisions, un modèle linéaire du résidu pour un robot à n ddl est

construit sous la forme suivante, avec z la variable discrète :

$$r_m(z) = \tau_{ext}(z) + \sum_{i=1}^3 S_i(z)e_i(z) + G_b(z)b(z) \quad (5.6)$$

Le modèle du résidu $r_m(z) \in \mathbb{R}^{n \times 1}$ est composé de trois types de termes :

- le couple de collision $\tau_{ext}(z) \in \mathbb{R}^{n \times 1}$ à détecter ;
- les contributions $S_i(z)e_i(z) \in \mathbb{R}^{n \times 1}$ dues aux incertitudes paramétriques, avec $S_i(z) \in \mathbb{R}^{n \times n}$ la matrice de transfert, et $e_i(z) \in \mathbb{R}^{n \times 1}$ l'entrée correspondante telle que :
 - $S_1(z)e_1(z)$ dépend de l'accélération $\ddot{q} = e_1$, et reflète par conséquent l'influence des incertitudes paramétriques $\delta M(q)\ddot{q}$. Ce terme est particulièrement important lorsque le robot suit des trajectoires rapides ;
 - $S_2(z)e_2(z)$ dépend de la vitesse $\dot{q} = e_2$, et reflète par conséquent une partie des incertitudes affectant le terme $\delta H(q, \dot{q})$, incluant le frottement visqueux et les incertitudes paramétriques des couples de Coriolis ;
 - $S_3(z)e_3(z)$ dépend du signe de la vitesse $sign(\dot{q}) = e_3$, et représente les incertitudes sur le frottement sec ;
- le terme $G_b(z)b(z)$ est introduit pour tenir compte de l'influence du bruit de mesure et des dynamiques non modélisées, avec $G_b(z) \in \mathbb{R}^{n \times n}$ une matrice diagonale de filtres passe-bas, et $b(z) \in \mathbb{R}^{n \times 1}$ un bruit blanc.

Cette modélisation est utilisée dans la suite pour l'élaboration d'une stratégie d'évaluation du résidu.

5.2.2.2 Evaluation du résidu - filtrage et seuil dynamique

Afin d'isoler les effets dynamiques d'une collision des erreurs de modélisation, une procédure d'évaluation comportant deux étapes est proposée.

Le résidu est tout d'abord filtré par $G_b^{-1}(z)$, ce qui permet de s'affranchir des contributions statiques dues par exemple aux erreurs du modèle de gravité (y compris en cas de variations de charge), et isoler ainsi les contributions à moyennes et hautes fréquences ($G_b(z)$ étant un filtre passe-bas, $G_b^{-1}(z)$ est un filtre passe-haut). Cette opération conduit à l'expression du résidu filtré suivante :

$$r_{filt}(z) = G_b^{-1}(z)r_m(z) \quad (5.7)$$

Tenant compte de l'expression de r_m (5.6), et en développant (5.7), on obtient :

$$r_{filt}(z) = G_b^{-1}(z)\tau_{ext}(z) + \sum_{i=1}^3 \Delta_i(z)e_i(z) + b(z) \quad (5.8)$$

avec $\Delta_i(z) = G_b^{-1}(z)S_i(z)$. Le résidu filtré comporte ainsi les trois types d'éléments suivants :

- le couple de collision filtré $G_b^{-1}(z)\tau_{ext}(z)$ à détecter ;
- les erreurs de modélisation dépendantes d'un signal $e_i(z)$ du système. Ces termes peuvent être utilisés pour construire un seuil dynamique dépendant de l'état du robot ;
- le bruit blanc $b(z)$. Ce signal ne pouvant être prédit, un seuil statique supérieur à sa variance doit être considéré.

La procédure d'évaluation proposée consiste donc en une étape de filtrage associée à une comparaison avec un seuil comportant une partie statique et une partie dynamique (Fig. 5.7). Le résidu filtré est comparé avec le seuil $T(z) \in \mathbb{R}^{n \times 1}$ défini à partir d'une composante statique T_{static} , qui dépend du niveau du bruit blanc $b(z)$, et des composantes dynamiques $T_{\Delta_1}(z)$, $T_{\Delta_2}(z)$, $T_{\Delta_3}(z)$, dépendant respectivement des signaux $e_1(z)$ (accélération), $e_2(z)$ (vitesse) et $e_3(z)$ (signe de la vitesse) :

$$T(z) = T_{static} + \sum_{i=1}^3 T_{\Delta_i}(z) \quad (5.9)$$

Les termes $T_{\Delta_i}(z)$ sont calculés à partir des matrices de transfert $\hat{\Delta}_i(z)$, estimées de $\Delta_i(z)$.

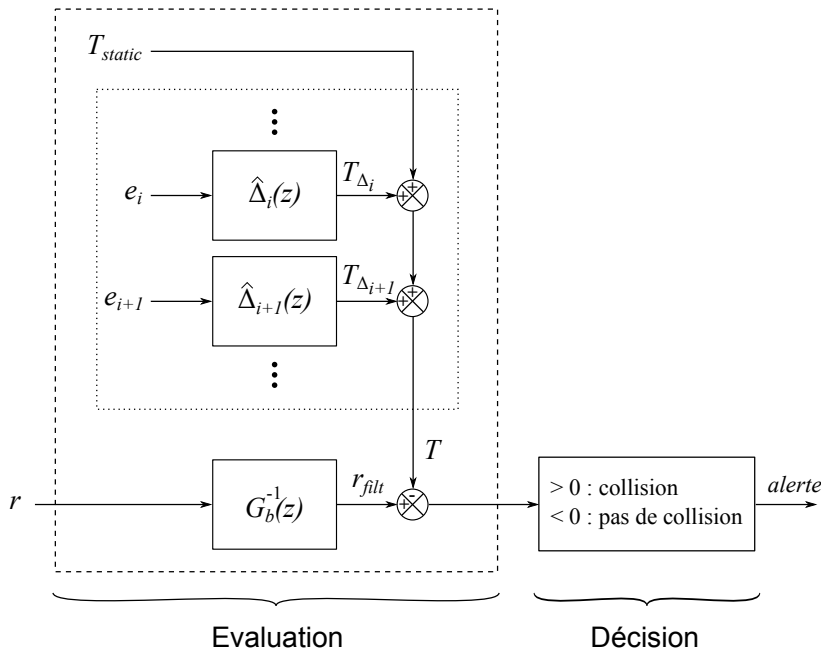


FIGURE 5.7 – Procédure d'évaluation du résidu proposée, comportant une étape de filtrage et une comparaison avec un seuil dynamique.

5.2.2.3 Formulation réursive

La procédure proposée dépend de plusieurs matrices de transfert inconnues, telles que $G_b(z)$ ou $\hat{\Delta}_i(z)$ entrant dans le calcul de $T(z)$. Dans l'approche proposée, aucune connaissance *a priori* issue de la modélisation physique sur la structure ou les paramètres de ces matrices de transfert n'est nécessaire. L'ordre de ces transferts est considéré comme fixe, et représente un paramètre de réglage. Les coefficients de ces transferts sont identifiés en ligne pour assurer une robustesse suffisante de l'algorithme vis-à-vis des variations paramétriques du système et pour représenter les non-linéarités.

On envisage dans la suite un algorithme de type Moindres Carrés Récursifs (MCR, Landau (2002)) à facteur d'oubli fixe afin d'identifier en ligne les coefficients des matrices de transfert $G_b(z)$ et $\Delta_i(z)$. Après une présentation de cet algorithme, son application au cas de $G_b^{-1}(z)$ et $\hat{\Delta}_i(z)$ est détaillée.

Moindres carrés récurrents avec facteur d'oubli fixe

Soit un filtre discret d'entrée u et de sortie y dont on souhaite identifier les coefficients :

$$y(k) = \frac{B(z^{-1})}{A(z^{-1})}u(k) \quad (5.10)$$

avec k représentant ici l'instant d'échantillonnage, et :

$$A(z^{-1}) = 1 + a_1z^{-1} + \dots + a_{n_a}z^{-n_a} \quad (5.11)$$

$$B(z^{-1}) = b_1z^{-1} + \dots + b_{n_b}z^{-n_b} \quad (5.12)$$

Sous forme d'équation aux différences, ce filtre s'écrit encore :

$$y(k) = -\sum_{i=1}^{n_a} a_i y(k-i) + \sum_{i=1}^{n_b} b_i u(k-i) = \theta(k)^T \phi(k) \quad (5.13)$$

où $\theta(k)^T = [a_1, \dots, a_{n_a}, b_1, \dots, b_{n_b}]$ est le vecteur des paramètres (coefficients du numérateur et dénominateur du filtre), et $\phi(k)^T = [-y(k-1), \dots, -y(k-n_a), u(k), \dots, u(k-n_b)]$ le vecteur des mesures (ou régresseur).

Le vecteur des paramètres estimé $\hat{\theta}(k)$ à l'instant k minimise le critère suivant portant sur l'erreur quadratique entre la sortie mesurée et la sortie prédite du filtre :

$$\min_{\hat{\theta}(k)} J(k) \quad (5.14)$$

$$\text{avec : } J(k) = \sum_{i=1}^k \lambda^{k-i} [y(i) - \hat{\theta}^T(k)\phi(i-1)]^2 \quad (5.15)$$

où $0 < \lambda < 1$ désigne le facteur d'oubli qui permet d'introduire une pondération de plus en plus faible sur les données anciennes ($i < k$), et $\hat{\theta}$ est l'estimée de θ .

Le vecteur des paramètres estimé $\hat{\theta}(k)$ à l'instant k est calculé à partir sa valeur $\hat{\theta}(k-1)$ à l'instant précédent, corrigé par un terme proportionnel à l'erreur de prédiction fondé sur $\hat{\theta}(k-1)$. Les équations de l'algorithme récursif s'écrivent :

$$\hat{\theta}(k) = \hat{\theta}(k-1) + F(k)\phi(k-1)\epsilon^0(k) \quad (5.16)$$

$$F(k) = \frac{1}{\lambda} \left(F(k-1) - \frac{F(k-1)\phi(k-1)\phi^T(k-1)F(k-1)}{\lambda + \phi^T(k-1)F(k-1)\phi(k-1)} \right) \quad (5.17)$$

$$\epsilon^0(k) = y(k) - \hat{\theta}^T(k-1)\phi(k-1) \quad (5.18)$$

où ϵ^0 désigne l'erreur de prédiction *a priori*, et $F(k)$ est le gain variable de l'algorithme, appelé gain d'adaptation, et pouvant également être interprété comme la matrice de covariance du vecteur de paramètres. Son amplitude (sa trace) donne une mesure de l'incertitude sur les valeurs des paramètres.

Application à l'estimation de $G_b^{-1}(z)$

En négligeant dans un premier temps toutes les autres contributions, les MCR sont d'abord appliqués à l'estimation d'un modèle de processus autorégressif d'ordre n_{G_b} (supposé ici égal pour tous les axes) du résidu r_j de l'axe j :

$$r_j(k) = \theta_{G_{bj}}^T(k-1)\phi_{G_{bj}}(k-1) \quad (5.19)$$

avec $\phi_{G_{bj}}(k-1) = [r_j(k-1), \dots, r_j(k-n_{G_b})]^T$ le vecteur des mesures, $\theta_{G_{bj}}^T$ le vecteur des coefficients du filtre, et $y(k) = r_j(k)$ la sortie mesurée. A partir du vecteur des paramètres estimé et du vecteur des mesures, le résidu filtré de l'axe j est obtenu comme suit :

$$r_{filt_j}(k) = r_j(k) - \hat{\theta}_{G_{bj}}^T(k-1)\phi_{G_{bj}}(k-1) \quad (5.20)$$

ce qui s'écrit encore, en notant $\hat{\theta}_{G_{bj}}^T(k-1) = [-a_1, \dots, -a_{n_{G_b}}]$:

$$r_{filt_j}(k) = r_j(k) + a_1 r_j(k-1) + \dots + a_{n_{G_b}} r_j(k-n_{G_b}) = G_{bj}^{-1}(z)r_j(k) \quad (5.21)$$

où $G_{bj}(z)$ est défini par :

$$G_{bj}(z) = \frac{1}{1 + a_1 z^{-1} + \dots + a_{n_{G_b}} z^{-n_{G_b}}} \quad (5.22)$$

D'après la définition (5.8), en l'absence d'autres perturbations et de collision, $r_{filt} = b$ avec b représentant un bruit.

Application à l'estimation de $\hat{\Delta}_i(z)$

L'estimation des transferts $\hat{\Delta}_i$ impliqués dans le calcul du seuil dynamique T_{Δ_i} lié aux entrées e_i (5.9) s'effectue en négligeant la contributions des autres entrées $e_{l \neq i}$. Cette façon de considérer les seuils séparément les uns des autres, au lieu de les identifier simultanément dans la somme de leurs contributions (5.9), peut être vue comme une sur-paramétrisation du problème. En effet, les filtres $\hat{\Delta}_i$ sont ainsi identifiés séparément avec des dénominateurs différents selon le type d'entrées e_i . Pour l'axe j , on considère le modèle suivant en l'absence d'autres perturbations et de collision :

$$r_{filt_j}(k) = \Delta_{ij}(z)e_i(k) \quad (5.23)$$

Afin de tenir compte des couplages entre les axes, e_i représente ici le vecteur de taille n avec toutes ses composantes : $e_i = [e_{i_1}, \dots, e_{i_n}]^T$. Ainsi, dans le cas à deux ddl ($n = 2$), l'équation (5.23) s'écrit à partir de la décomposition de $\Delta_{ij}(z)$ en numérateurs et dénominateur de la façon suivante :

$$r_{filt_j}(k) = \Delta_{ij}(z)e_i(k) = \frac{B_{i_1}(z)}{A_i(z)}e_{i_1}(k) + \frac{B_{i_2}(z)}{A_i(z)}e_{i_2}(k) = \theta_{\Delta_{ij}}^T(k-1)\phi_{\Delta_{ij}}(k-1) \quad (5.24)$$

avec :

$\phi_{\Delta_{ij}}(k-1) = [e_{i_1}(k), \dots, e_{i_1}(k-n_{B_{i_1}}), e_{i_2}(k), \dots, e_{i_2}(k-n_{B_{i_2}}), T_{\Delta_{ij}}(k-1), \dots, T_{\Delta_{ij}}(k-n_{A_i})]^T$ le vecteur des mesures, $\theta_{\Delta_{ij}}^T(k-1)$ le vecteur des coefficients des numérateurs et du dénominateur, et $y(k) = r_{filt_j}(k)$ la sortie mesurée. A partir du vecteur des paramètres estimé et du vecteur des mesures, le seuil dynamique T_{Δ_i} de l'axe j est obtenu comme suit :

$$T_{\Delta_{ij}}(k) = \hat{\theta}_{\Delta_{ij}}^T(k-1)\phi_{\Delta_{ij}}(k-1) \quad (5.25)$$

5.2.3 Mise en œuvre expérimentale

L'algorithme précédemment décrit est mis en œuvre sur le cas du robot ASSIST. On présente dans la section 5.2.3.1 l'analyse préliminaire de l'algorithme avec les réglages réalisés. Dans la section 5.2.3.2 la sensibilité de l'algorithme est caractérisée expérimentalement pour différentes conditions de vitesses et de raideurs de l'environnement.

5.2.3.1 Réglages et analyse préliminaire

On détaille ci-dessous le principe de réglage de l'algorithme et les choix particuliers effectués. L'algorithme est ensuite appliqué hors ligne à l'essai présenté dans l'exemple introductif (section 5.2.1.1). Enfin, les conditions de détectabilité d'une force sont exposées.

Réglages

Dans sa réalisation pratique, l'algorithme représenté Fig. 5.7 est augmenté par un filtrage passe-bas du premier ordre en sortie du calcul du résidu filtré et des seuils, ainsi que par le calcul d'une valeur efficace (notée RMS d'après *root mean square*) sur un horizon donné des différentes grandeurs comparées. Ces étapes supplémentaires sont représentées Fig. 5.8 par les blocs « Filtre_{seuil} », « Filtre_{res} » et « RMS ». Ces choix sont motivés par les considérations suivantes :

- les filtres passe-bas sont ajoutés afin de réduire l'influence des bruits hautes fréquences, pouvant notamment être dûs à la dérivation numérique dans le calcul des vitesses et accélérations. L'ajout de ces filtres après le calcul des seuils permet de les régler en fonction du niveau de bruit observé. Notons que ces filtres sont une source de retards dans la procédure de détection, ils doivent donc être choisis avec soin et en fonction de la performance requise. Notons également que le filtre « Filtre_{seuil} » ne doit pas présenter de retard supérieur à celui induit par le filtre sur le résidu « Filtre_{res} » au risque d'augmenter le nombre de fausses alertes, et doit donc avoir une fréquence de coupure supérieure. L'expression continue équivalente de ces filtres de fréquence de coupure ω_{filt} est donnée par :

$$\text{Filtre}_{\text{res, seuil}}(s) = \frac{1}{\frac{s}{\omega_{filt}} + 1} \quad (5.26)$$

- la valeur efficace (RMS) est introduite ici comme une fonction d'évaluation alternative à la valeur absolue : au lieu de comparer les valeurs absolues du résidu filtré et du seuil dynamique à l'instant k , on compare leurs valeurs efficaces calculées sur un horizon temporel N_{rms} . Cet horizon intervient comme un paramètre de réglage permettant de tenir compte non seulement de l'information à l'instant k mais également de l'évolution des résidus filtrés comparativement au seuil sur quelques échantillons passés, diminuant ainsi le risque de fausses alertes. La valeur efficace d'un signal u est calculée à l'instant k comme suit :

$$u_{rms}(k) = \sqrt{\frac{1}{N_{rms}} \sum_{i=0}^{N_{rms}} u^2(k-i)} \quad (5.27)$$

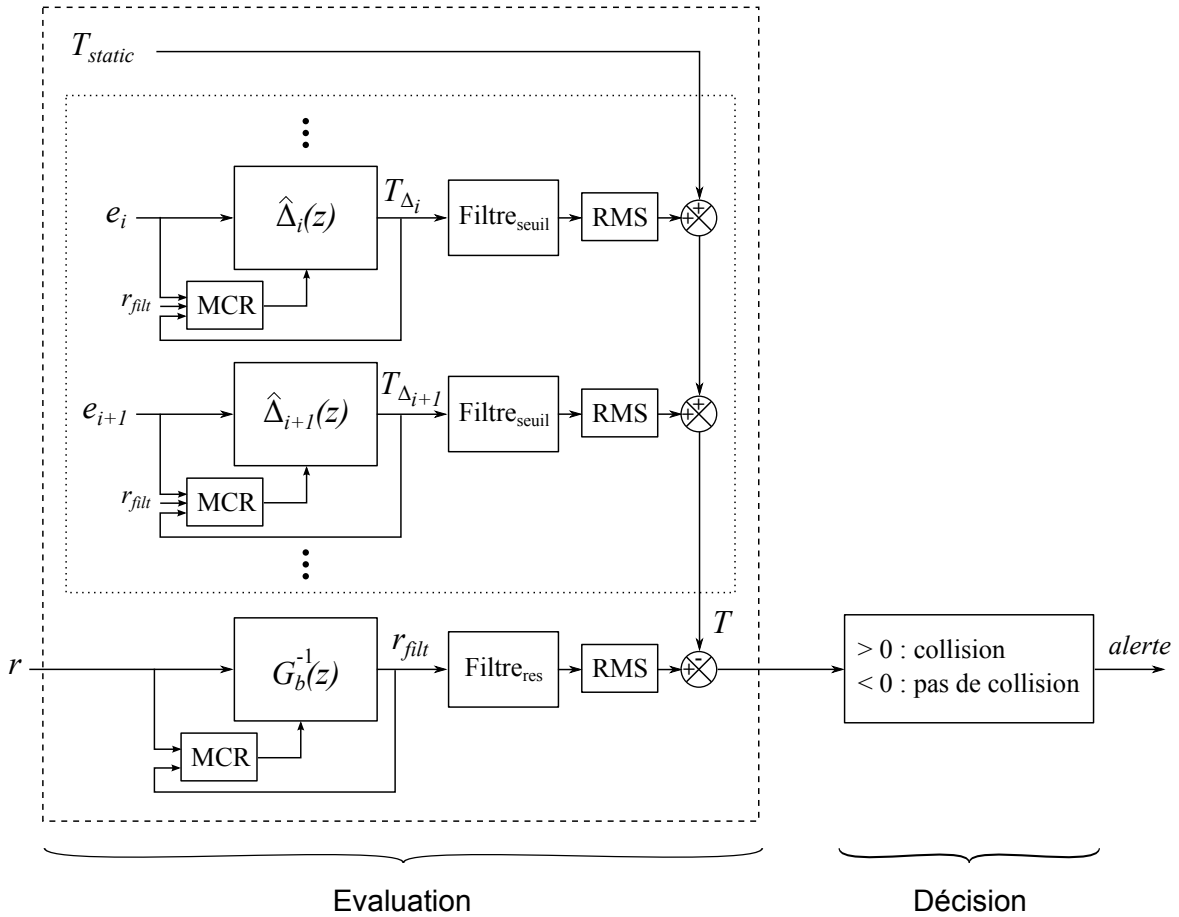


FIGURE 5.8 – Implantation pratique de la méthode d'évaluation de résidu proposée, avec adaptation des coefficients des filtres par moindres carrés récurrents (MCR), et filtrage additionnel.

Les autres paramètres de réglage de l'algorithme sont :

- la valeur du seuil statique T_{static} , choisie en fonction du niveau de bruit ou incertitudes non prises en compte par les seuils dynamiques ;
- l'ordre des fonctions de transfert $G_b^{-1}(z)$ et $\Delta_i(z)$ dont les coefficients sont adaptés en ligne. Un ordre plus élevé se traduit par un meilleur pouvoir descriptif, mais augmente la taille du vecteur de coefficients à estimer et le nombre d'opérations à effectuer en temps réel. Les valeurs d'initialisation des coefficients ont peu d'influence et ne requièrent pas de réglage particulier.
- les paramètres de l'algorithme MCR : le facteur d'oubli λ , choisi généralement très proche de 1 (plus λ est petit, et moins les données passées ont de l'importance) ; valeurs initiales des matrices de gain d'adaptation $F(0)$, généralement choisies diagonales de forme $F(0) = f_0 I_n$, avec f_0 paramètre constant choisi d'autant plus grand que les valeurs initiales des paramètres à estimer sont incertaines (adaptation rapide).

Dans le réglage effectué, deux seuils dynamiques sont calculés, le premier prenant en entrée la consigne en accélération ($e_1 = \ddot{q}_d$), et le second - une combinaison linéaire de la vitesse de consigne et de sa fonction signe ($e_2 = \alpha \dot{q}_d + \text{sign}(\dot{q}_d)$, α paramètre constant pré-réglé par exemple à partir de l'identification des frottements), regroupant ainsi l'influence des frottements de Coulomb dans un souci de réduction du nombre de coefficients à estimer.

Notons que ce dernier choix de regroupement est suffisant dans le cas particulier du robot considéré, mais n'a pas de vocation générale car il limite les degrés de liberté de l'algorithme.

Les valeurs numériques utilisées des différents paramètres de réglages dans le cas du robot ASSIST à deux axes sont : $T_{static} = [0,78; 0,28]$, dénominateur de $G_b^{-1}(z)$ de degré 9, $\Delta_1(z)$ et $\Delta_2(z)$ de numérateurs de degré 7 et de dénominateurs de degré 8 pour chaque axe, $\hat{\theta}(0) = 0$, $F(0) = 10I_n$, $\lambda = 0,999$, $\omega_{filt}^{res} = 2\pi 10 \text{rad/s}$, $\omega_{filt}^{seuil} = 2\pi 50 \text{rad/s}$, $N_{rms} = 10$.

Evaluation sur l'exemple introductif

On présente ci-dessous l'évaluation hors ligne de l'algorithme ainsi réglé sur l'essai présenté dans l'exemple introductif (section 5.2.1.1). On rappelle que cet essai présente deux collisions, dont les effets sur le résidu r sont inférieurs aux effets des incertitudes de modélisation, rendant inefficace une simple comparaison avec un seuil constant. Le résidu, correspondant à une même expérience avec et sans collisions, est rappelé Fig. 5.9, et le signal logique d'alerte issu de l'algorithme proposé est superposé. Les deux collisions sont bien détectées au niveau de l'axe 4. Cependant, un retard de détection dû au filtrage est présent, avec $\Delta t_{detect} = 0,24\text{s}$ (collision 1) et $0,36\text{s}$ (collision 2) entre le maximum du pic du résidu dû à la collision et l'instant d'alerte.

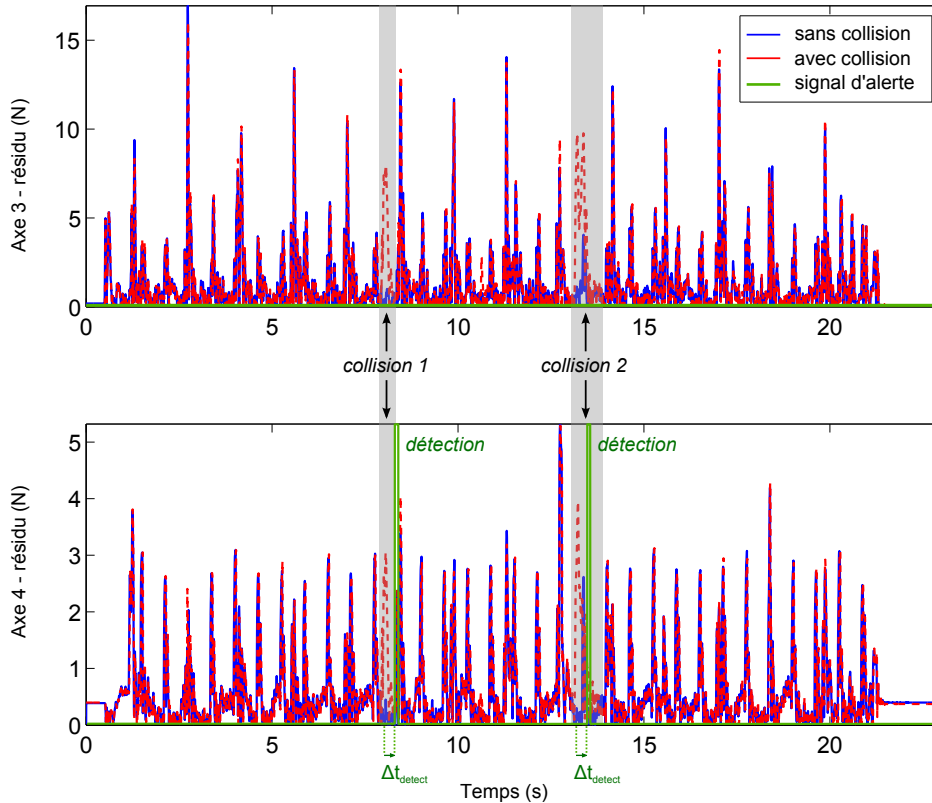


FIGURE 5.9 – Evaluation de l'algorithme sur l'exemple introductif - résidu (non filtré), et signal logique d'alerte produit par l'algorithme de détection.

La quantification de la sensibilité de l'algorithme en termes de couple équivalent, comparable avec un seuillage constant simple du résidu non filtré, et permettant de prévoir la force minimale détectée au niveau de l'effecteur n'est pas immédiate. En effet, si l'on tient uniquement

compte de la contribution statique du seuil considéré, T_{static} est comparé dans l'algorithme proposé avec r_{rms} , résidu en sortie du bloc RMS, et ayant subi plusieurs filtrages. Le bloc RMS n'a pas d'influence si on considère un résidu constant, et le filtre « Filtre_{res} » est de gain unitaire. En revanche, le filtre $G_b^{-1}(z)$ varie car ses coefficients sont adaptés en ligne. A titre d'exemple, l'évolution de son gain statique en fonction du temps pour l'essai considéré dans cette section est représentée Fig. 5.10. On remarque qu'en dehors d'une période de convergence initiale de l'algorithme, ce gain peut être borné. Suivant ses bornes maximales et minimales pour chaque axe, il est donc possible d'estimer les valeurs minimales et maximales du seuil statique équivalent sur r selon le calcul suivant :

$$r_{filt} = G_b^{-1}r \quad (5.28)$$

$$|r_{filt}| \leq T_{static} \Leftrightarrow |r| \leq \frac{T_{static}}{|G_b^{-1}|_{\omega=0}} \quad (5.29)$$

Pour l'exemple considéré, le niveau de détection correspondant est ainsi compris entre 4,6Nm et 11,4Nm pour l'axe 3, et entre 1,8Nm et 4,1Nm pour l'axe 4. Pour comparaison, le seuil statique simple, englobant les variations du résidu dues aux incertitudes, ne pourrait être dans ce cas inférieur à 17Nm pour l'axe 3, et 5Nm pour l'axe 4 (Fig. 5.9).

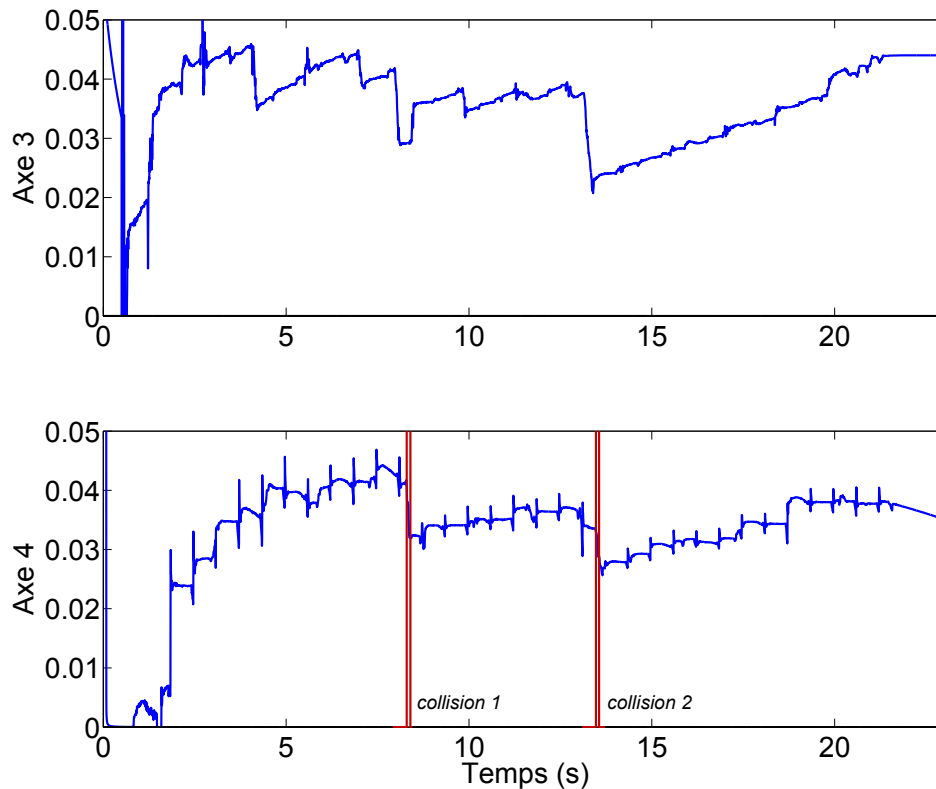


FIGURE 5.10 – Evaluation de l'algorithme sur l'exemple introductif - gain statique de $G_b^{-1}(z)$ en fonction du temps.

Les diagrammes de Bode de $G_b(z)$, évalué en 50 échantillons temporels uniformément espacés et sélectionnés à partir de l'essai présenté, apparaissent en figure 5.11 pour les deux axes 3 et 4. Le caractère adaptatif se manifeste essentiellement au niveau du gain statique de ce filtre, la fréquence de coupure variant relativement peu.

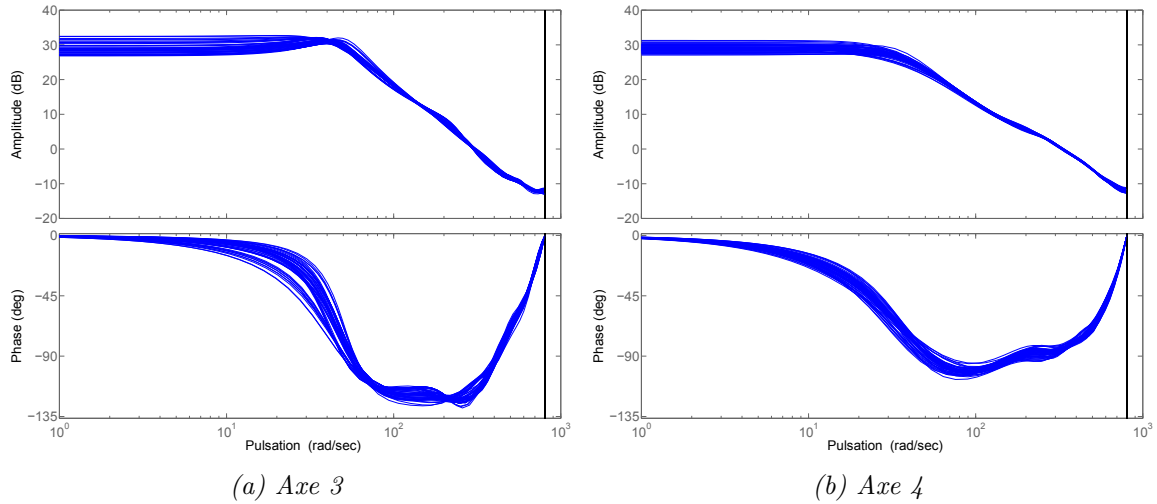


FIGURE 5.11 – Evaluation de l’algorithme sur l’exemple introductif - diagramme de Bode de $G_b(z)$ au différents instants de la trajectoire.

5.2.3.2 Caractérisation expérimentale de la sensibilité

L’objectif de cette section est d’évaluer expérimentalement la sensibilité intrinsèque de l’algorithme de détection proposé, dans les conditions de détectabilité maximale pour une force d’impact verticale, c’est-à-dire le bras tendu à l’horizontale ($q_3 = q_4 = 0$). Après une description du dispositif et du protocole expérimental, on présente une analyse de la sensibilité de l’algorithme pour différentes vitesses de collision et différentes raideurs de l’environnement.

Détectabilité d’une force

Il est à noter qu’indépendamment de l’algorithme de détection employé, la direction de la force exercée sur le robot détermine sa détectabilité au niveau articulaire. Plus particulièrement, le couple articulaire dû à une force externe s’exerçant à l’extrémité du robot peut être calculé à partir de la Jacobienne du robot, dépendant de la configuration :

$$\tau_{ext} = J_c^T(q)F_{ext} \quad (5.30)$$

Cette relation montre que les forces appartenant au noyau de $J_c^T(q)$ ne sont pas observables au niveau articulaire, et que l’observabilité d’une force au niveau des couples articulaires dépend de la configuration du robot, comme illustré Fig.5.12 pour un exemple d’une force verticale de 1N. Une analyse de la sensibilité à partir des Jacobiennes de différents segments d’un robot PA-10 à sept ddl a été présentée dans (Morinaga et Kosuge, 2004).

Dans le cas de figure simple à deux ddl représenté Fig.5.12, les conditions de détectabilité maximale pour une force d’impact verticale correspondent à la configuration $q_3 = q_4 = 0$.

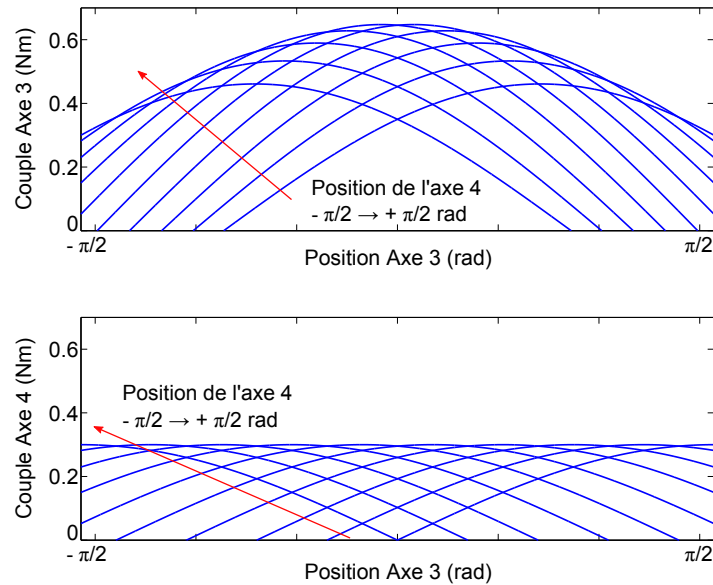


FIGURE 5.12 – Observabilité d’une force appliquée au niveau de l’effecteur en fonction de la configuration - couples articulaires correspondant à une force verticale de 1N, pour des positions de l’axe 3 et 4 comprises entre $-\pi/2$ et $\pi/2$.

Dispositif et protocole expérimental

Pour la caractérisation expérimentale de la sensibilité de détection, un capteur d’effort est employé dans le dispositif représenté Fig. 5.13 et 5.14. Un matériau élastomère placé entre le capteur d’effort et l’extrémité du robot permet de contrôler la raideur de l’environnement de collision. Trois matériaux différents sont utilisés, de raideurs linéaires en compression $k_1 = 10,12$ N/mm, $k_2 = 5,93$ N/mm, $k_3 = 2,12$ N/mm. Ces valeurs sont à comparer avec les raideurs en compression des différentes régions du corps humain données en Annexe E, dont les valeurs minimales (10 N/mm) correspondent à la région du cou et du ventre.

Le robot est commandé en position, l’axe 3 étant asservi suivant une trajectoire triangulaire (créneaux de vitesse) autour de la configuration « bras tendu » à l’horizontale ($q_3 = q_4 = 0$) selon la figure 5.13. Différentes amplitudes de vitesses sont testées, permettant de varier la force exercée au niveau de l’élastomère au moment de l’impact. Les vitesses cartésiennes maximales de l’extrémité du robot selon l’axe vertical correspondant aux essais effectués sont : $v_1 = 243$ mm/s, $v_2 = 164$ mm/s, $v_3 = 86$ mm/s, $v_4 = 66$ mm/s, $v_5 = 47$ mm/s.

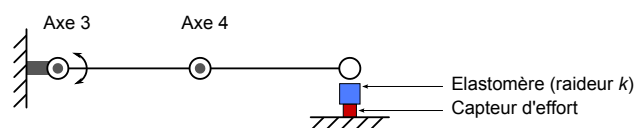


FIGURE 5.13 – Représentation schématique des conditions de collision.

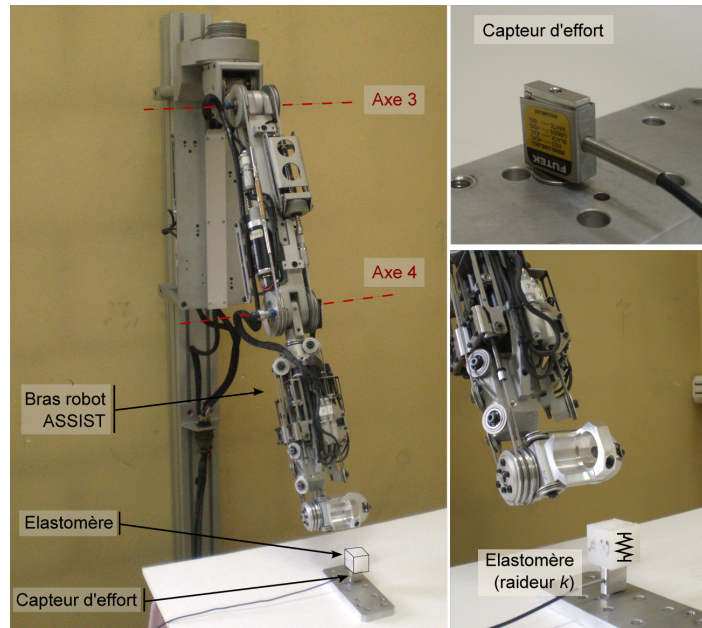
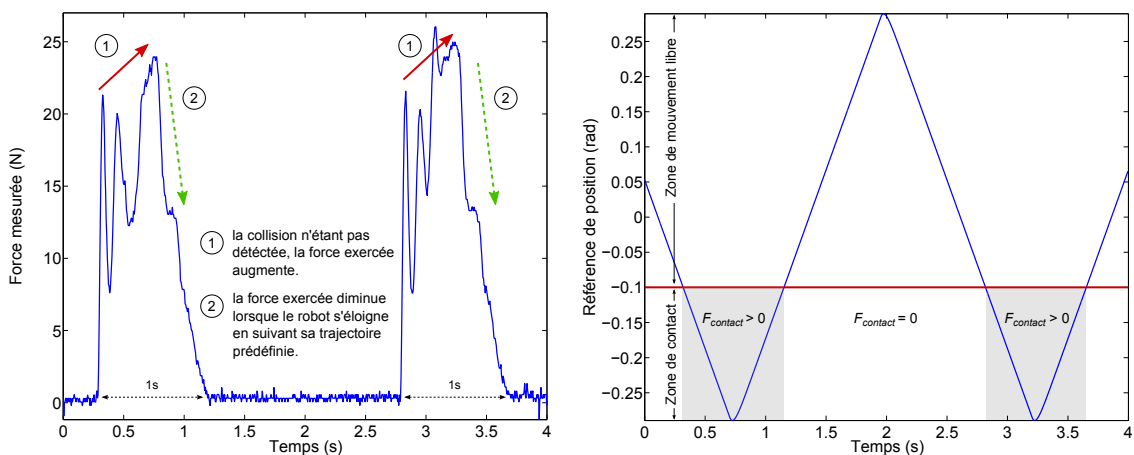


FIGURE 5.14 – Dispositif expérimental.

Analyse expérimentale de la sensibilité de l'algorithme

La figure 5.15(a) représente la force exercée par le robot au niveau du capteur d'effort lorsque la collision n'est pas détectée, et correspond à un essai réalisé avec la raideur la plus faible, avec la force d'impact en partie absorbée par la déformation du matériau. Le robot effectue une trajectoire triangulaire en position préprogrammée (Fig.5.15(b)), ce qui se traduit par une augmentation de la force lorsque le robot entre en contact avec l'élastomère, jusqu'au moment d'inversion du sens du mouvement du bras à partir duquel le robot s'éloigne du capteur et la force diminue. Les oscillations observées sont dues à la faible raideur de l'élastomère employé.



(a) Force mesurée en cas de contact sans détection (raideur k_3).

(b) Trajectoire correspondante (vitesse 1)

FIGURE 5.15 – Effets d'une force non détectée et trajectoire en position suivie.

La figure 5.16 représente les forces mesurées au niveau du capteur d'effort dans les cas où la collision est effectivement détectée, avec les signaux d'alerte correspondants. Les figures 5.16(a), 5.16(b), 5.16(c) et 5.16(d) correspondent chacune à une vitesse différente au moment de l'impact, ce qui se traduit par des amplitudes différentes des forces mesurées. Chacune de ces figures représente les essais réalisés dans trois conditions de raideurs différentes, la raideur k_1 la plus importante présentant le temps de montée le plus faible. Pour les raideurs k_2 et k_3 , les essais représentés Fig. 5.16(d) correspondent à la limite de la sensibilité de détection (pour des vitesses d'impact inférieures à la vitesse 4, la collision n'est plus détectée), tandis que pour la raideur 1, la collision est encore détectée pour des vitesses inférieures à la vitesse 4.

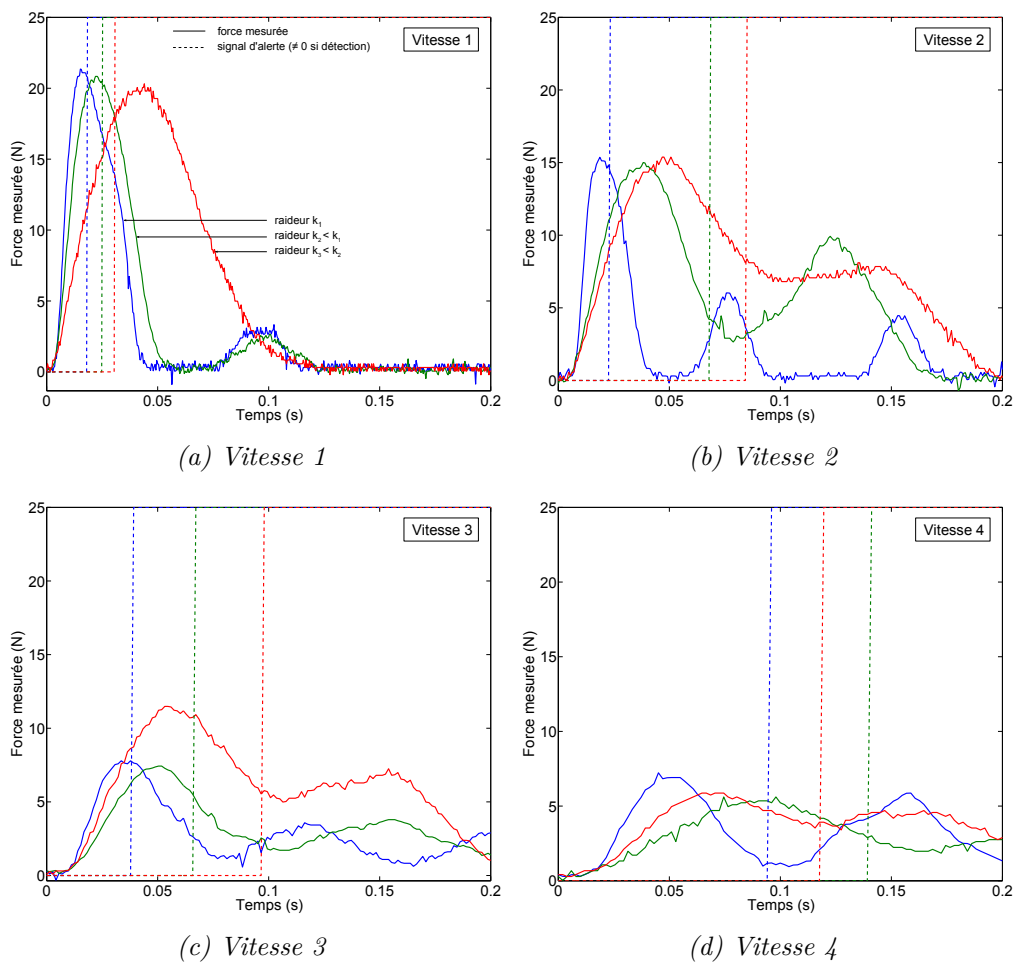


FIGURE 5.16 – Forces mesurées lors d'impacts détectés en fonction de la vitesse de collision et de la raideur, et signaux d'alertes produit par l'algorithme de détection.

Les amplitudes maximales de forces mesurées correspondant à la collision minimale détecté avec ce dispositif sont résumées dans le tableau 5.1. Notons que le niveau de force exact déclenchant la détection n'est pas connu à cause du retard présent dans l'étape d'évaluation. On relève donc les valeurs des forces maximales exercées.

TABLEAU 5.1 – Forces minimales détectées dans les conditions expérimentales considérées.

Raideur de l'environnement (N/mm)	Force minimale détectée (N)	Masse équivalente (g)
$k_1 = 10,12$	4,44	452
$k_2 = 5,93$	5,61	572
$k_3 = 2,12$	5,87	598

On constate donc à partir de ces expériences que l'algorithme proposé est particulièrement performant pour des raideurs "élevées"³, ce qui s'explique par la nature passe-haut du filtrage par $G_b^{-1}(z)$. Un inconvénient lié à ce filtrage est néanmoins une moins bonne détection de contacts à faible dynamique, par exemple dans le cas d'un écrasement avec la force exercée par le robot augmentant lentement.

Les figures 5.18 et 5.18 représentent plus en détail les signaux impliqués dans la détection sur l'exemple de deux essais. Dans le premier cas la détection se passe sur l'axe 4, plus sensible, tandis que dans le deuxième, la détection se passe sur l'axe 3, comme l'illustre la comparaison du résidu filtré avec le seuil dynamique. Les oscillations observées sur la force au moment de l'arrêt sont propres à la stratégie mis en place après la détection, consistant en un arrêt de l'asservissement en position, et un passage en mode transparent avec une simple compensation de gravité. Lors d'un impact détecté à une vitesse très lente comme dans le cas présent, il n'y a pas de mouvement de recul, et le robot reste en contact avec l'élastomère après le passage en mode transparent. On observe alors les vibrations introduites par la collision entre le bras et l'élastomère.

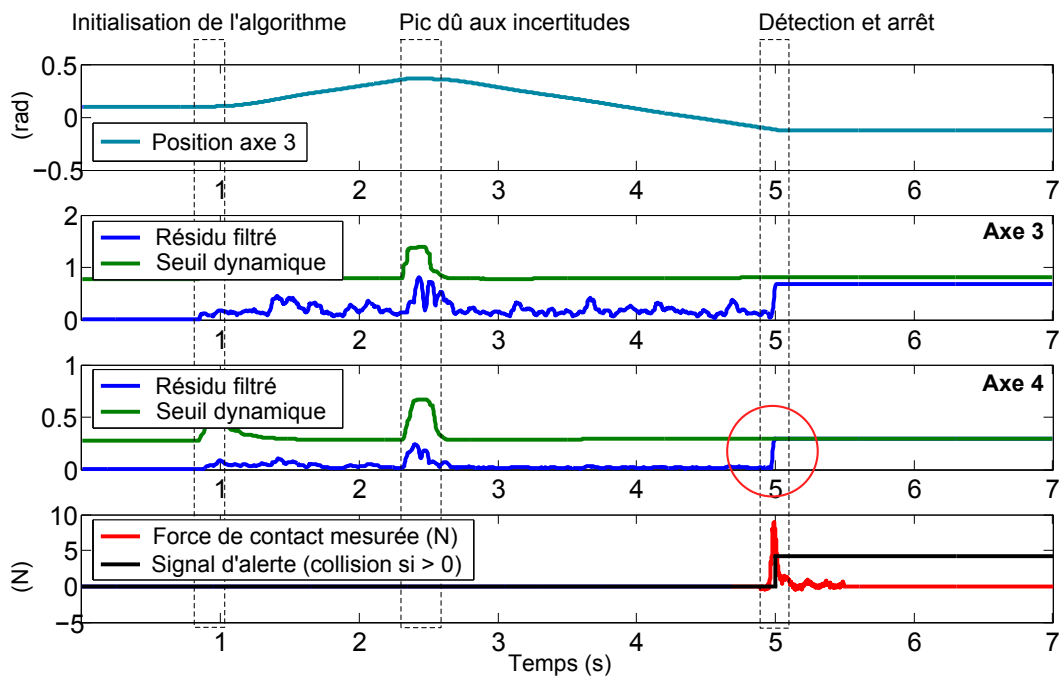


FIGURE 5.17 – Exemple de collision détectée sur l'axe 4.

3. Relativement aux raideurs testées, k_1 correspondant à la raideur minimale du corps humain rapportée dans l'Annexe E. Dans un contexte industriel, la raideur d'un revêtement protecteur souple éventuel serait également à prendre en compte.

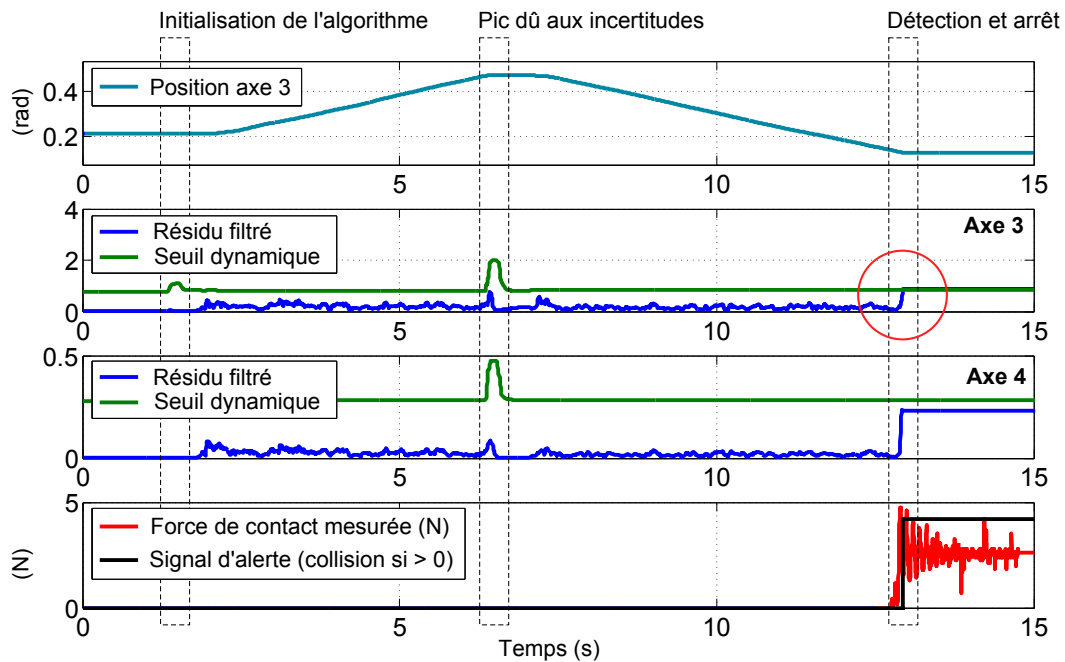


FIGURE 5.18 – Exemple de collision détectée sur l’axe 3.

5.3 Conclusion

Dans ce chapitre, certains aspects indispensables à une interaction sûre entre l’opérateur humain et un robot manipulateur ont été examinés. Les principaux critères définissant la sécurité de l’opérateur en cas de contact avec le robot ont été exposés. L’analyse des algorithmes de détection de collisions existants a permis de mettre en évidence la nécessité d’une isolation efficace des effets dynamiques d’une collision de ceux liés aux incertitudes de modélisation dans l’objectif d’une amélioration de la sensibilité de détection.

En réponse à cette problématique, une nouvelle méthode de détection de collision sans capteur d’effort et robuste aux incertitudes paramétriques a été présentée. L’apport principal consiste en une méthode améliorée d’évaluation du résidu, composée d’un filtrage et d’une comparaison avec un seuil dynamique fonction de l’état du système, permettant *i)* d’isoler les effets dynamiques à moyennes et hautes fréquences de la collision, et *ii)* de différencier les variations du résidu dues aux incertitudes et liées à l’état du système des variations dues à la collision. Une approche modulaire de type « boîte noire » permet notamment de tenir compte de différents types d’incertitudes dominantes pour le robot considéré, sans qu’un modèle raffiné du comportement physique (par exemple des frottements) ne soit nécessaire. L’approche proposée inclut un mécanisme d’adaptation en ligne, ce qui réduit considérablement la procédure de réglage et assure l’efficacité de l’algorithme dans des conditions de fonctionnement variables.

Conclusion générale

Bilan

Le développement actuel de robots manipulateurs dédiés à l'interaction avec l'homme permet d'envisager des scénarios d'assistance où l'homme et le robot partagent un même espace de travail, aussi bien dans le contexte industriel de production que dans les domaines d'aide à la personne. Le cas du robot ASSIST illustre l'usage de structures mécaniques innovantes, intrinsèquement sûres et réversibles, permettant au robot d'être sensible à son environnement sans capteur d'effort additionnel. Cependant, des flexibilités inhérentes à ce type de structures induisent des limitations dynamiques pour la commande en position de tels robots, tout comme des robots industriels sous charge importante, en particulier lorsque les informations provenant de capteurs moteur sont uniquement disponibles. La problématique traitée dans cette thèse concerne la commande de mouvement de tels systèmes à partir de mesures moteur uniquement, devant être performante malgré la présence des flexibilités et compatible avec un scénario de fonctionnement interactif. Le premier objectif de performance est atteint grâce à l'identification expérimentale d'un modèle flexible représentatif du système, et l'usage de ce modèle pour la synthèse de lois de commande prédictives et robustes. Le deuxième objectif de sécurité est abordé à travers un algorithme de détection de collisions du robot avec son environnement sans capteur d'effort et en présence d'incertitudes de modélisation.

Deux types de modèles dynamiques ont été identifiés et envisagés pour représenter le comportement du robot à des degrés de précision différents. Le premier modèle, rigide, est représentatif de la dynamique de la chaîne polyarticulée formant le corps du robot. Le deuxième modèle rend compte du caractère flexible de ses transmissions. Dans la perspective d'une commande robuste décentralisée, une pré-compensation fondée sur le modèle rigide a tout d'abord été appliquée. Cette pré-compensation a pour effet de réduire les variations du comportement dynamique du robot en fonction de sa configuration spatiale, et permet de décrire le système résultant par un modèle linéaire, associé à une incertitude additive caractérisée dans le domaine fréquentiel à partir d'expériences d'identification. Une structure de commande cascade, avec une boucle interne amortissante de faible complexité appliquée à ce système, a pour effet de réduire plus avant le niveau d'incertitudes, et uniformise le comportement dynamique des différents axes du robot, simplifiant ainsi le réglage d'une commande décentralisée de la boucle externe.

Face à l'insuffisance des commandes classiques, et afin de satisfaire à la fois les spécifications de performance en suivi de trajectoire et celle de robustesse en stabilité, deux approches ont été mises en œuvre pour la synthèse de lois de commande prédictives et robustes de la boucle externe. La première approche est issue du formalisme de la commande prédictive de type GPC, avec un correcteur initial robustifié *a posteriori* sous des contraintes fréquentielles et

temporelles. La seconde approche consiste en une commande H_∞ à deux degrés de liberté avec anticipation, et poursuit une démarche complémentaire, pour laquelle un correcteur robuste initial est augmenté par une structure anticipative pour une meilleure précision de suivi. Les correcteurs obtenus avec ces deux méthodes de synthèse sous des contraintes comparables ont été implantés sur le robot ASSIST, conduisant à des performances similaires satisfaisantes dans le cadre applicatif considéré.

Enfin, dans l'objectif de doter le robot d'une sensibilité vis-à-vis de son environnement, un algorithme de détection de collisions sans capteur d'effort a été proposé et validé expérimentalement. La structure mécanique hautement réversible du robot ASSIST garantit une restitution fidèle des efforts extérieurs appliqués au manipulateur au niveau de ses actionneurs. Sans être un cas restrictif d'application de l'algorithme de détection proposé, cette situation permet la détection de forces externes très faibles et est donc favorable à un fonctionnement interactif. Le modèle rigide étant employé pour générer le résidu représentatif d'une collision, on montre qu'une très bonne sensibilité de détection peut être atteinte malgré les incertitudes de modélisation, et qu'elle est compatible avec les normes et les recommandations de sécurité relatives à la robotique collaborative. A cet effet, une stratégie adaptative composée d'un filtrage et d'un calcul de seuil dynamique est proposée, permettant de discriminer les effets dynamiques d'une collision des contributions des incertitudes dépendantes de l'état du système.

Perspectives

Les travaux présentés dans cette thèse ouvrent plusieurs perspectives de développements :

- Dans la perspective d'une application industrielle, les techniques développées dans cette thèse sur l'exemple de deux axes du robot ASSIST devraient être étendues au robot complet :
 - *Commande* : les comportements des différents axes étant uniformisés par la pré-compensation et la boucle interne amortissante, les réglages des lois de commande avancées diffèrent peu d'un axe à l'autre. L'extension au robot complet ne présente donc pas de difficultés du point de vue méthodologique, mais une évaluation des perturbations dues aux couplages entre les axes devra permettre de vérifier que ceux-ci restent acceptables pour une commande décentralisée. Dans le cas contraire, la synthèse de type H_∞ peut être directement appliquée à un cas multivariable, tandis que des techniques de robustification multivariables doivent être spécifiquement considérées pour la commande GPC ;
 - *Détection de collisions* : l'extension de la méthode de détection de collisions au robot complet présente le risque d'une complexité accrue du fait du caractère multivariable du calcul du seuil dynamique. L'influence des axes principaux contribuant aux variations du résidu pourra alors être considérée en priorité. Par ailleurs, une validation extensive de l'algorithme de détection sur des scénarios de fonctionnement réalistes est indispensable dans le cadre d'applications d'assistance à la personne.
- Dans l'approche de commande envisagée, les performances de suivi sont optimisées pour un niveau de robustesse donné. Plusieurs points détaillés ci-dessous pourraient permettre d'améliorer encore la précision en suivi de trajectoire :
 - Les méthodes de synthèse présentées tiennent compte d'un critère de stabilité en robustesse issu du théorème du petit gain. Le pessimisme de ce critère limite la précision de

suivi pouvant être obtenue sous le niveau de commande maximal prescrit. Une analyse plus détaillée de la robustesse à travers un critère moins pessimiste devrait permettre d'améliorer la précision de suivi, en considérant par exemple une incertitude structurée décrivant de façon ciblée les différentes sources d'incertitudes propres au robot, comme les variations de configuration, de charge ou de raideur ;

- Dans la mesure où les incertitudes considérées dans ce travail résultent majoritairement des variations du système étudié en fonction des configurations, il serait intéressant d'étudier les critères de choix d'une pré-compensation optimale permettant de minimiser les variations en fonction des configurations. Par exemple, une telle compensation serait à situer entre les modèles purement rigide et flexible selon le niveau des flexibilités constaté et des capteurs disponibles ;
- Enfin, les incertitudes liées à l'identification expérimentale du système en boucle fermée pourraient être minimisées par une approche itérative d'identification pour la commande, dans laquelle la commande est progressivement choisie à partir d'expériences d'identification successives dans l'objectif de minimiser les incertitudes d'identification induites.

Bibliographie

- AAAM. 2005, «Abbreviated Injury Scale», <http://www.aaam1.org/ais>.
- ABB. 2013, «Robot concept FRIDA», <http://www.abb.fr/cawp/frabb028/61f1364dbcf0f1bbc12578c6003504aa.aspx>.
- Abdallah, C., D. Dawson, P. Dorato et M. Jamshidi. 1991, «Survey of robust control for rigid robots», *IEEE Control Systems Magazine*, vol. 11, n° 2, p. 24–30.
- Abdollahi, F., H. Talebi et R. Patel. 2006, «A stable neural network-based observer with application to flexible-joint manipulators», *IEEE Transactions on Neural Networks*, vol. 17, n° 1, p. 118–129.
- Abele, E., M. Weigold et S. Rothenbücher. 2007, «Modeling and identification of an industrial robot for machining applications», *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, vol. 56, n° 1, p. 387–390.
- Ahmad, M., M. Suid, M. Ramli, M. Zawawi et R. Ismail. 2010, «PD fuzzy logic with non-collocated PID approach for vibration control of flexible joint manipulator», dans *6th International Colloquium on Signal Processing and Its Applications (CSPA)*, p. 1–5.
- Ailon, A. 1996, «Output controllers based on iterative schemes for set-point regulation of uncertain flexible-joint robot models», *Automatica*, vol. 32, n° 10, p. 1455–1461.
- Ailon, A. et R. Lozano. 1996, «Controller-observers for set-point tracking of flexible-joint robots including coriolis and centripetal effects in motor dynamics», *Automatica*, vol. 32, n° 9, p. 1329–1331.
- Ailon, A. et R. Ortega. 1993, «An observer-based set-point controller for robot manipulators with flexible joints», *Systems & Control Letters*, vol. 21, n° 4, p. 329–335.
- Akbari, A. et B. Lohmann. 2010, «Output feedback h_∞/gh_2 preview control of active vehicle suspensions : a comparison study of lqg preview», *Vehicle System Dynamics*, vol. 48, n° 12, p. 1475–1494.
- Al-Ashoor, R., R. Patel et K. Khorasani. 1993, «Robust adaptive controller design and stability analysis for flexible-joint manipulators», *IEEE Transactions on Systems, Man and Cybernetics*, vol. 23, n° 2, p. 589–602.
- Albu-Schaffer, A., O. Eiberger, M. Grebenstein, S. Haddadin, C. Ott, T. Wimbock, S. Wolf et G. Hirzinger. 2008, «Soft robotics», *Robotics & Automation Magazine, IEEE*, vol. 15, n° 3, p. 20–30.
- Albu-Schäffer, A. et G. Hirzinger. 2001a, «A globally stable state feedback controller for flexible joint robots», *Advanced Robotics*, vol. 15, n° 8, p. 799–814.

- Albu-Schäffer, A. et G. Hirzinger. 2001b, «Parameter identification and passivity based joint control for a 7 DOF torque controlled light weight robot», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, vol. 3, p. 2852–2858.
- Albu-Schäffer, A., C. Ott et G. Hirzinger. 2007, «A unified passivity-based control framework for position, torque and impedance control of flexible joint robots», *The International Journal of Robotics Research*, vol. 26, n° 1, p. 23–39.
- Alici, G. et B. Shirinzadeh. 2005, «Enhanced stiffness modeling, identification and characterization for robot manipulators», *IEEE Transactions on Robotics*, vol. 21, n° 4, p. 554–564.
- Alvarez, T., F. Tadeo et C. De Prada. 1998, «Constrained predictive control of multivariable robotic systems», dans *Control Applications, 1998. Proceedings of the 1998 IEEE International Conference on*, vol. 1, IEEE, p. 588–592.
- André, G. 1991, «Capteurs d’environnement en robotique : La perception des efforts», *Techniques de l’ingénieur. Informatique industrielle*, vol. 4, n° R7753, p. 1–16.
- Aoustin, Y. 1993, «Robust controls for flexible joint robots : a single link case study with unknown joint stiffness parameter», dans *IEEE International Conference on Systems, Man and Cybernetics*, p. 45–50.
- Argall, B., S. Chernova, M. Veloso et B. Browning. 2009, «A survey of robot learning from demonstration», *Robotics and Autonomous Systems*, vol. 57, n° 5, p. 469–483.
- Armstrong, B., P. Dupont et C. De Wit. 1994, «A survey of models, analysis tools and compensation methods for the control of machines with friction», *Automatica*, vol. 30, n° 7, p. 1083–1138.
- Bachta, W., P. Renaud, E. Laroche, A. Forgione et J. Gangloff. 2011, «Active stabilization for robotized beating heart surgery», *Robotics, IEEE Transactions on*, vol. 27, n° 4, p. 757–768.
- Bang, J., H. Shim, S. Park et J. Seo. 2010, «Robust tracking and vibration suppression for a two-inertia system by combining backstepping approach with disturbance observer», *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 57, n° 9, p. 3197–3206.
- Barrett. 2013, «Barrett Technology WAM arm», <http://www.barrett.com>.
- Belanger, P. 1992, «Estimation of angular velocity and acceleration from shaft encoder measurements», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, p. 585–592.
- Ben Aicha, F., F. Bouani et M. Ksouri. 2010, «Automatic tuning of gpc synthesis parameters based on multi-objective optimization», dans *Symbolic and Numerical Methods, Modeling and Applications to Circuit Design (SM2ACD), 2010 XIth International Workshop on*, IEEE, p. 1–5.
- Benallegue, A. 1995, «Adaptive control for flexible-joint robots using a passive systems approach», *Control Engineering Practice*, vol. 3, n° 10, p. 1393–1400.
- Benallegue, A. et N. K. M’Sirdi. 2002, «Commande de robots à articulations flexibles», dans *Commande de Robots Manipulateurs*, édité par W. Khalil, Hermès-Lavoisier, p. 151–186.
- Bender, E. 1968, «Optimum linear preview control with application to vehicle suspension», *Journal of Basic Engineering*, vol. 90, p. 213.

- Benosman, M., F. Boyer, G. Le Vey et D. Primault. 2002, «Flexible links manipulators : from modelling to control», *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, vol. 34, n° 4, p. 381–414.
- Benosman, M. et G. Le Vey. 2004, «Control of flexible manipulators : A survey», *Robotica*, vol. 22, n° 5, p. 533–545.
- Berglund, E. et G. Hovland. 2000, «Automatic elasticity tuning of industrial robot manipulators», dans *39th IEEE Conference on Decision and Control*, vol. 5, p. 5091–5096.
- Berlin, F. et P. Frank. 1991, «Robust predictive robot control», dans *Advanced Robotics, 1991. Robots in Unstructured Environments, 91 ICAR., Fifth International Conference on*, IEEE, p. 1493–1496.
- Bicchi, A. et G. Tonietti. 2004, «Fast and "soft-arm" tactics [robot arm design]», *IEEE Robotics Automation Magazine*, vol. 11, n° 2, p. 22 – 33.
- Bickel, R. et M. Tomizuka. 1999, «Passivity-based versus disturbance observer based robot control : equivalence and stability», *ASME Journal Of Dynamic Systems Measurement and Control*, vol. 121, p. 41–47.
- Bischoff, R., J. Kurth, G. Schreiber, R. Koeppe, A. Albu-Schäffer, A. Beyer, O. Eiberger, S. Haddadin, A. Stemmer, G. Grunwald et G. Hirzinger. 2010, «The KUKA-DLR light-weight robot arm - a new reference platform for robotics research and manufacturing», dans *41st International Symposium on Robotics (ISR) and 6th German Conference on Robotics (ROBOTIK)*, p. 1–8.
- Bonnemason, J., C. Fattal, P. Fraise, P. Garrec, C. Leroux, Y. Perrot, D. Ponsort et A. Verney. 2010, «ASSIST, un robot manipulateur mobile d'assistance à personnes handicapées», dans *6^e Conférence HANDICAP*.
- Boucher, P. et D. Dumur. 2006, *La commande prédictive : avancées et perspectives*, Hermes Science Publications.
- Boyer, F. et A. Belkhiri. 2012, «Modèle dynamique des manipulateurs déformables», dans *Structures flexibles - Applications à la manipulation robotique multi-échelle*, édité par M. Grossard, S. Régnier et N. Chaillet, Hermès Lavoisier.
- Bridges, M., D. Dawson et C. Abdallah. 1995, «Control of rigid-link, flexible-joint robots : a survey of backstepping approaches», *Journal of Robotic Systems*, vol. 12, n° 3, p. 199–216.
- Brogliato, B., R. Ortega et R. Lozano. 1995, «Global tracking controllers for flexible-joint manipulators : a comparative study», *Automatica*, vol. 31, n° 7, p. 941–956.
- Brogliato, B., A. Pastore, D. Rey et J. Barnier. 1996, «Experimental comparison of nonlinear controllers for flexible joint manipulators», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, vol. 2, p. 1121–1126.
- Brogliato, B. et D. Rey. 1998, «Further experimental results on nonlinear control of flexible joint manipulators», dans *American Control Conference*, vol. 4, p. 2209–2211.
- Calinon, S. 2009, *Robot Programming by Demonstration : A Probabilistic Approach*, EPFL/CRC Press.
- Chang, P. et H. Park. 2005, «Time-varying input shaping technique applied to vibration reduction of an industrial robot», *Control Engineering Practice*, vol. 13, n° 1, p. 121–130.

- Chang, Y., B. Chen et L. Ti-Chung. 1996, «Tracking control of flexible joint manipulators using only position measurements», *International Journal of Control*, vol. 64, n° 4, p. 567–593.
- Chang, Y. et H. Yen. 2011, «Design of a robust position feedback tracking controller for flexible-joint robots», *Control Theory & Applications, IET*, vol. 5, n° 2, p. 351–363.
- Chaoui, H. et W. Gueaieb. 2008, «Type-2 fuzzy logic control of a flexible-joint manipulator», *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, vol. 51, n° 2, p. 159–186.
- Chatlatanagulchai, W. et P. Meckl. 2005, «Motion control of two-link flexible-joint robot, using backstepping, neural networks, and indirect method», dans *IEEE Conference on Control Applications*, p. 601–605.
- Chien, M. et A. Huang. 2007, «Adaptive control for flexible-joint electrically driven robot with time-varying uncertainties», *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 54, n° 2, p. 1032–1038.
- Chow, E. et A. Willsky. 1984, «Analytical redundancy and the design of robust failure detection systems», *Automatic Control, IEEE Transactions on*, vol. 29, n° 7, p. 603–614.
- Chung, W., L.-C. Fu et S.-H. Hsu. 2008, «Motion control», dans *Springer Handbook of Robotics*, édité par B. Siciliano et O. Khatib, Springer Berlin Heidelberg, p. 133–159.
- Clarke, D. 1988, «Application of generalized predictive control to industrial processes», *Control Systems Magazine, IEEE*, vol. 8, n° 2, p. 49–55.
- Clarke, D., C. Mohtadi et P. Tuffs. 1987, «Generalized predictive control - Part I. The basic algorithm», *Automatica*, vol. 23, n° 2, p. 137–148.
- Coelho, L. et R. Krohling. 2005, «Predictive controller tuning using modified particle swarm optimization based on cauchy and gaussian distributions», *Soft computing : methodologies and applications*, p. 287–298.
- Cohen, A. et U. Shaked. 1997, «Linear discrete-time h_∞ -optimal tracking with preview», *Automatic Control, IEEE Transactions on*, vol. 42, n° 2, p. 270–276.
- Cuvillon, L., E. Laroche, J. Gangloff et M. de Mathelin. 2005, «Gpc versus h_∞ control for fast visual servoing of a medical manipulator including flexibilities», dans *Robotics and Automation, 2005. ICRA 2005. Proceedings of the 2005 IEEE International Conference on*, IEEE, p. 4044–4049.
- De Luca, A. 2000, «Feedforward/feedback laws for the control of flexible robots», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, vol. 1, p. 233–240.
- De Luca, A., A. Albu-Schaffer, S. Haddadin et G. Hirzinger. 2006, «Collision detection and safe reaction with the dlr-iii lightweight manipulator arm», dans *Intelligent Robots and Systems, 2006 IEEE/RSJ International Conference on*, IEEE, p. 1623–1630.
- De Luca, A. et W. Book. 2008, «Robots with flexible elements», dans *Springer Handbook of Robotics*, édité par B. Siciliano et O. Khatib, Springer, p. 287–319.
- De Luca, A. et R. Mattone. 2004, «An adapt-and-detect actuator fdi scheme for robot manipulators», dans *Robotics and Automation, 2004. Proceedings. ICRA '04. 2004 IEEE International Conference on*, vol. 5, IEEE, p. 4975–4980.

- De Luca, A., D. Schroder et M. Thummel. 2007, «An acceleration-based state observer for robot manipulators with elastic joints», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, p. 3817–3823.
- De Santis, A., B. Siciliano, A. De Luca et A. Bicchi. 2008, «An atlas of physical human-robot interaction», *Mechanism and Machine Theory*, vol. 43, n° 3, p. 253–270.
- De Vries, D. et P. Van den Hof. 1995, «Quantification of uncertainty in transfer function estimation : a mixed probabilistic-worst-case approach», *Automatica*, vol. 31, n° 4, p. 543–557.
- Deczky, A. 1972, «Synthesis of recursive digital filters using the minimum p-error criterion», *IEEE Transactions on Audio and Electroacoustics*, vol. 20, n° 4, p. 257–263.
- Dixon, W., I. Walker, D. Dawson et J. Hartranft. 2000a, «Fault detection for robot manipulators with parametric uncertainty : a prediction-error-based approach», *Robotics and Automation, IEEE Transactions on*, vol. 16, n° 6, p. 689–699.
- Dixon, W., E. Zergeroglu, D. Dawson et M. Hannan. 2000b, «Global adaptive partial state feedback tracking control of rigid-link flexible-joint robots», *Robotica*, vol. 18, n° 03, p. 325–336.
- Dobrowiecki, T. et J. Schoukens. 2007, «Measuring a linear approximation to weakly nonlinear mimo systems», *Automatica*, vol. 43, n° 10, p. 1737–1751.
- Douat, L. R., I. Queinnec, G. Garcia, M. Michelin et F. Pierrot. 2011, « h_∞ control applied to the vibration minimization of the parallel robot par2», dans *IEEE International Conference on Control Applications (CCA)*, IEEE, p. 947–952.
- Duchaine, V., S. Bouchard et C. Gosselin. 2007, «Computationally efficient predictive robot control», *Mechatronics, IEEE/ASME Transactions on*, vol. 12, n° 5, p. 570–578.
- Elmaraghy, H., T. Lahdhiri et F. Ciuca. 2002, «Robust linear control of flexible joint robot systems», *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, vol. 34, n° 4, p. 335–356.
- EUROP. 2009, «Robotic visions to 2020 and beyond - the strategic research agenda for robotics in europe, 07/2009», <http://www.robotics-platform.eu/sra>.
- Feng, W., J. O'Reilly et D. Ballance. 2002, «Mimo nonlinear pid predictive controller», dans *IEE Proceedings - Control Theory and Applications*, vol. 149, IET, p. 203–208.
- Flacco, F., A. De Luca, I. Sardellitti et N. Tsagarakis. 2011, «Robust estimation of variable stiffness in flexible joints», dans *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, p. 4026–4033.
- Fletcher, R. et M. J. Powell. 1963, «A rapidly convergent descent method for minimization», *The Computer Journal*, vol. 6, n° 2, p. 163–168.
- Fliess, M., J. Lévine, P. Martin et P. Rouchon. 1995, «Flatness and defect of non-linear systems : introductory theory and examples», *International Journal of Control*, vol. 61, n° 6, p. 1327–1361.
- Forssell, U. et L. Ljung. 1999, «Closed-loop identification revisited», *Automatica*, vol. 35, n° 7, p. 1215–1241.

- Frank, P. et X. Ding. 1997, «Survey of robust residual generation and evaluation methods in observer-based fault detection systems», *Journal of process control*, vol. 7, n° 6, p. 403–424.
- Fryman, J. et B. Matthias. 2012, «Safety of industrial robots : From conventional to collaborative applications», dans *Proceedings of ROBOTIK 2012 (7th German Conference on Robotics)*, VDE, p. 1–5.
- Gahinet, P. et P. Apkarian. 1994, «A linear matrix inequality approach to h_∞ control», *International Journal of Robust and Nonlinear Control*, vol. 4, n° 4, p. 421–448.
- Garrec, P. 2001, «Transmission à vis, écrou et câble attaché à la vis (transmission by screw, nut and cable attached by a screw)», .
- Gautier, M. 1997, «Dynamic identification of robots with power model», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, vol. 3, p. 1922–1927.
- Gautier, M., A. Janot, A. Jubien et P. Vandanjon. 2011a, «Joint stiffness identification from only motor force/torque data», dans *50th IEEE Conference on Decision and Control and European Control Conference (CDC-ECC)*, p. 5088–5093.
- Gautier, M., A. Jubien, A. Janot et P. Robet. 2012, «A new method for the identification of flexible joint manipulators using motor force/torque data», dans *10th IFAC Symposium on Robot Control (SYROCO 2012)*, vol. 10, p. 19–24.
- Gautier, M., P. Vandanjon et A. Janot. 2011b, «Dynamic identification of a 6 dof robot without joint position data», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, p. 234–239.
- Ge, S. 1996, «Adaptive controller design for flexible joint manipulators», *Automatica*, vol. 32, n° 2, p. 273–278.
- Gevers, M. 2005, «Identification for control : From the early achievements to the revival of experiment design», *European Journal of Control*, vol. 11, p. 1–18.
- Ghahramani, N. et F. Towhidkhal. 2009, «Constrained incremental predictive controller design for a flexible joint robot», *ISA Transactions*, vol. 48, n° 3, p. 321–326.
- Ghorbel, F., J. Hung et M. Spong. 1989, «Adaptive control of flexible-joint manipulators», *IEEE Control Systems Magazine*, vol. 9, n° 7, p. 9–13.
- Ghorbel, F. et M. Spong. 1992a, «Adaptive integral manifold control of flexible joint robot manipulators», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, p. 707–714.
- Ghorbel, F. et M. Spong. 1992b, «Robustness of adaptive control of robots», *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, vol. 6, n° 1, p. 3–15.
- Ghorbel, F. et M. Spong. 2000, «Integral manifolds of singularly perturbed systems with application to rigid-link flexible-joint multibody systems», *International Journal of Nonlinear Mechanics*, vol. 35, n° 1, p. 133–155.
- Ghorbel, F., B. Srinivasan et M. Spong. 1993, «On the positive definiteness and uniform boundedness of the inertia matrix of robot manipulators», dans *32nd IEEE Conference on Decision and Control*, p. 1103–1108.

- Godoy, E. 2007, *Régulation industrielle*, Technique et ingénierie. Série EEA, Dunod, ISBN 9782100497393.
- Goodrich, M. et A. Schultz. 2007, «Human-robot interaction : a survey», *Foundations and Trends in Human-Computer Interaction*, vol. 1, n° 3, p. 203–275.
- Guillaume, P. 1998, «Frequency response measurements of multivariable systems using non-linear averaging techniques», *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, vol. 47, n° 3, p. 796–800.
- Guillaume, P., R. Pintelon et J. Schoukens. 1996, «Accurate estimation of multivariable frequency response functions», dans *Proceedings of the 13th IFAC Triennial World Conference, San Francisco*, p. 423–428.
- Haddadin, S., A. Albu-Schaffer, A. De Luca et G. Hirzinger. 2008, «Collision detection and reaction : A contribution to safe physical human-robot interaction», dans *Intelligent Robots and Systems, 2008. IROS 2008. IEEE/RSJ International Conference on*, IEEE, p. 3356–3363.
- Haddadin, S., A. Albu-Schäffer et G. Hirzinger. 2009, «Requirements for safe robots : measurements, analysis and new insights», *The International Journal of Robotics Research*, vol. 28, n° 11-12, p. 1507–1527.
- Hägele, M., W. Schaaf et E. Helms. 2002, «Robot assistants at manual workplaces : Effective co-operation and safety aspects», dans *Proceedings of the 33rd ISR (International Symposium on Robotics) October*.
- Halalchi, H., L. Cuvillon, G. Mercere et E. Laroche. 2012, «Commande robuste des robots manipulateurs à flexibilités structurelles», dans *Structures flexibles - Applications à la manipulation robotique multi-échelle*, édité par M. Grossard, S. Régnier et N. Chaillet, Hermès Lavoisier.
- Hansen, F., G. Franklin et R. Kosut. 1989, «Closed-loop identification via the fractional representation : Experiment design», dans *American Control Conference, 1989*, IEEE, p. 1422–1427.
- Hashimoto, H., H. Kuroyanagi, Y. Deguchi, F. Harashima et al.. 1990, «Prediction based dc servo control system in robotic arm», dans *Industrial Electronics Society, 1990. IECON'90., 16th Annual Conference of IEEE*, IEEE, p. 294–299.
- Hedjar, R., R. Toumi, P. Boucher et D. Dumur. 2005, «Finite horizon nonlinear predictive control by the Taylor approximation : application to robot tracking trajectory», *International Journal of Applied Mathematics and Computer Science*, vol. 15, n° 4, p. 527.
- Henriksson, R., M. Norrlof, S. Moberg, E. Wernholt et T. Schon. 2009, «Experimental comparison of observers for tool position estimation of industrial robots», dans *48th IEEE Conference on Decision and Control, held jointly with the 28th Chinese Control Conference (CDC/CCC 2009)*, p. 8065–8070.
- Hernandez, J. et J. Barbot. 1996, «Sliding observer-based feedback control for flexible joints manipulator», *Automatica*, vol. 32, n° 9, p. 1243–1254.
- Higuchi, M., T. Kawamura, T. Kaikogi, T. Murata et M. Kawaguchi. 2003, «Mitsubishi clean room robot», *Mitsubishi Heavy Industries, Ltd., Technical Review*, vol. 40, n° 5.

- Hjalmarsson, H. 2005, «From experiment design to closed-loop control», *Automatica*, vol. 41, n° 3, p. 393–438.
- Van den Hof, P., R. Schrama, R. de Callafon et O. Bosgra. 1995, «Identification of normalized coprime plant factors from closed-loop experimental data», *European Journal of Control*, vol. 1, n° 1, p. 62–74.
- Hoover, D. N., R. Longchamp et J. Rosenthal. 2004, «Two-degree-of-freedom l_2 -optimal tracking with preview», *Automatica*, vol. 40, n° 1, p. 155–162.
- Hori, Y., H. Iseki et K. Sugiura. 1994, «Basic consideration of vibration suppression and disturbance rejection control of multi-inertia system using sflac», *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 30, n° 4, p. 889–896.
- Hovland, G., E. Berglund, S. Hanssen, A. AS et A. AB. 2001, «Identification of coupled elastic dynamics using inverse eigenvalue theory», dans *32nd International Symposium on Robotics*, vol. 19, p. 21.
- Hovland, G., E. Berglund et O. Sjørdalen. 2000, «Identification of joint elasticity of industrial robots», dans *Experimental Robotics VI, Lecture Notes in Control and Information Sciences*, vol. 250, Springer Berlin / Heidelberg, p. 455–464.
- Huang, A. et Y. Chen. 2004, «Adaptive sliding control for single-link flexible-joint robot with mismatched uncertainties», *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, vol. 12, n° 5, p. 770–775.
- IFA. 2009, «BG/BGIA risk assessment recommendations according to machinery directive, design of workplaces with collaborative robots. U 001/2009e (October 2009 edition, revised February 2011, future edition : Hazard Identification Recommendations of the Accident Insurers, EGU)», www.dguv.de/ifa/en/fac/kollaborierende_roboter/index.jsp.
- IFF, F. 2013, «ALEXA - An Advanced Lightweight Robot Arm for Flexible and Mobile Applications», <http://www.iff.fraunhofer.de/en/business-units/robotic-systems/echord-alexa.html>.
- Itoh, M. et H. Yoshikawa. 2003, «Vibration suppression control for an articulated robot : Effects of model-based control applied to a waist axis», *International Journal of Control Automation and Systems*, vol. 1, p. 263–270.
- Jankovic, M. 1995, «Observer based control for elastic joint robots», *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, vol. 11, n° 4, p. 618–623.
- Janot, A., M. Gautier, A. Jubien et P. Vandanjon. 2011, «Experimental joint stiffness identification depending on measurements availability», dans *50th IEEE Conference on Decision and Control and European Control Conference (CDC-ECC)*, p. 5112–5117.
- Johansson, R., A. Robertsson, K. Nilsson et M. Verhaegen. 2000, «State-space system identification of robot manipulator dynamics», *Mechatronics*, vol. 10, n° 3, p. 403–418.
- Kang, Z., T. Chai, K. Oshima, J. Yang et S. Fujii. 1997, «Robust vibration control for scara-type robot manipulators», *Control Engineering Practice*, vol. 5, n° 7, p. 907–917.
- Kelly, R., R. Ortega, A. Ailon et A. Loria. 1994, «Global regulation of flexible joint robots

- using approximate differentiation», *IEEE Transactions on Automatic Control*, vol. 39, n° 6, p. 1222–1224.
- Kelly, R. et V. Santibáñez. 1998, «Global regulation of elastic joint robots based on energy shaping», *IEEE Transactions on Automatic Control*, vol. 43, n° 10, p. 1451–1456.
- Kennedy, C. et J. Desai. 2005, «Modeling and control of the mitsubishi pa-10 robot arm harmonic drive system», *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, vol. 10, n° 3, p. 263–274.
- Khalil, H. 2002, *Nonlinear Systems*, Prentice Hall, Inc.
- Khalil, W., D. Creusot et al. 1997, «SYMORO+ : a system for the symbolic modelling of robots», *Robotica*, vol. 15, p. 153–161.
- Khalil, W. et E. Dombre. 2004, *Modeling, identification & control of robots*, Butterworth-Heinemann.
- Khorasani, K. 1992, «Adaptive control of flexible-joint robots», *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, vol. 8, n° 2, p. 250–267.
- Khorasani, K. et M. Spong. 1985, «Invariant manifolds and their application to robot manipulators with flexible joints», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, vol. 2, p. 978–983.
- Kim, D. et W. Oh. 2006, «Robust control design for flexible joint manipulators : Theory and experimental verification», *International Journal of Control Automation and Systems*, vol. 4, p. 495.
- Kim, H. et D. Streit. 1995, «Configuration dependent stiffness of the puma 560 manipulator : analytical and experimental results», *Mechanism and Machine Theory*, vol. 30, n° 8, p. 1269–1277.
- Kim, M. et J. Lee. 2004, «Adaptive tracking control of flexible-joint manipulators without overparametrization», *Journal of Robotic Systems*, vol. 21, n° 7, p. 369–379.
- Kircanski, N. et A. Goldenberg. 1997, «An experimental study of nonlinear stiffness, hysteresis, and friction effects in robot joints with harmonic drives and torque sensors», *The International Journal of Robotics Research*, vol. 16, n° 2, p. 214–239.
- Kojima, A. et S. Ishijima. 2003, « h_∞ -performance of preview control systems», *Automatica*, vol. 39, n° 4, p. 693–701.
- Kokotovic, P., H. Khali et J. O’reilly. 1987, *Singular perturbation methods in control : analysis and design*, vol. 25, Society for Industrial Mathematics.
- Kristalny, M. et L. Mirkin. 2010, «Preview in h_2 optimal control : Experimental case studies», dans *Decision and Control (CDC), 2010 49th IEEE Conference on*, IEEE, p. 6004–6009.
- KUKA. 2013, «Lightweight robot (LWR)», <http://www.kuka-robotics.com/en/products/addons/lwr>.
- Kulić, D. et E. Croft. 2007, «Pre-collision safety strategies for human-robot interaction», *Autonomous Robots*, vol. 22, n° 2, p. 149–164.

- Kuntze, H.-B., A. Jacobasch, U. Hirsch, J. Richalet et C. Arber. 1988, «On the application of a new method for fast and robust position control of industrial robots», dans *Robotics and Automation, 1988. Proceedings., 1988 IEEE International Conference on*, vol. 3, p. 1574–1580.
- Landau, I. 2002, *Commande des systèmes : conception, identification et mise en oeuvre*, Hermès science publications.
- Lechevin, N. et P. Sicard. 1997, «Observer design for flexible joint manipulators with parameter uncertainties», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, vol. 3, p. 2547–2552.
- Lightcap, C. et S. Banks. 2007, «Dynamic identification of a mitsubishi pa10-6ce robot using motion capture», dans *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, p. 3860–3865.
- Lightcap, C. et S. Banks. 2010, «An extended kalman filter for real-time estimation and control of a rigid-link flexible-joint manipulator», *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, vol. 18, n° 1, p. 91–103.
- Lih-Chang, L. et C. Chiang-Chuan. 1995, «Rigid model-based fuzzy control of flexible-joint manipulators», *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, vol. 13, n° 2, p. 107–126.
- Ljung, L. 1999, *System identification*, Wiley Online Library.
- Ljung, L. 2002, «Prediction error estimation methods», *Circuits, systems, and signal processing*, vol. 21, n° 1, p. 11–21.
- Loria, A. et R. Ortega. 1995, «On tracking control of rigid and flexible joints robots», *Appl. Math. and Comp. Sci., special issue on Mathematical Methods in Robotics*, vol. 5, n° 2, p. 101–113.
- Maciejowski, J. 2002, *Predictive control : with constraints*, Pearson education.
- Makarov, M., M. Grossard, P. Rodriguez-Ayerbe et D. Dumur. 2011, «Generalized predictive control of an anthropomorphic robot arm for trajectory tracking», dans *IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics*, p. 948–953.
- Malki, H., D. Misir, D. Feigenspan et G. Chen. 1997, «Fuzzy PID control of a flexible-joint robot arm with uncertainties from time-varying loads», *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, vol. 5, n° 3, p. 371–378.
- Merabet, A. et J. Gu. 2008, «Robust nonlinear predictive control based on state estimation for robot manipulator», *International Journal of Applied Mathematics and Mechanics*, vol. 5, n° 1, p. 48–64.
- Mianzo, L. et H. Peng. 2007, «Output feedback h_∞ preview control of an electromechanical valve actuator», *IEEE transactions on control systems technology*, vol. 15, n° 3, p. 428–437.
- Middleton, R., J. Chen et J. Freudenberg. 2004, «Tracking sensitivity and achievable h_∞ performance in preview control», *Automatica*, vol. 40, n° 8, p. 1297–1306.
- Moberg, S., J. Ohr et S. Gunnarsson. 2009, «A benchmark problem for robust feedback control of a flexible manipulator», *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, vol. 17, n° 6, p. 1398–1405.

- Moghaddam, M. M. et A. A. Goldenberg. 1997, «On robust control of flexible joint robots using describing function and sector bounded nonlinearity descriptions», *Journal of intelligent & robotic systems*, vol. 20, n° 2, p. 333–348.
- Moore, B. 1981, «Principal component analysis in linear systems : Controllability, observability, and model reduction», *IEEE Transactions on Automatic Control*, vol. 26, n° 1, p. 17–32.
- Morinaga, S. et K. Kosuge. 2004, «Compliant motion control of manipulator's redundant dof based on model-based collision detection system», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, p. 5212–5217.
- Mrad, F. et S. Ahmad. 1992, «Adaptive control of flexible joint robots using position and velocity feedback», *International Journal of Control*, vol. 55, n° 5, p. 1255–1277.
- Murilo, A. 2009, *Contributions à la Commande Prédicative Non Linéaire pour les Systèmes à Dynamiques Rapides*, thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble-INPG.
- Namerikawa, T., M. Fujita et F. Matsumura. 1997, « H_∞ control of a robot manipulator using a linear parameter varying representation», dans *American Control Conference*, vol. 1, p. 111–112.
- Nicosia, S. et P. Tomei. 1995, «A global output feedback controller for flexible joint robots», *Automatica*, vol. 31, n° 10, p. 1465–1469.
- Nicosia, S., P. Tomei et A. Tornambé. 1988, «A nonlinear observer for elastic robots», *IEEE Journal of Robotics and Automation*, vol. 4, n° 1, p. 45–52.
- Ninness, B. et G. Goodwin. 1995, «Estimation of model quality», *Automatica*, vol. 31, n° 12, p. 1771–1797.
- Niu, B. et H. Zhang. 2012, «Linear parameter-varying modeling for gain-scheduling robust control synthesis of flexible joint industrial robot», *Procedia Engineering*, vol. 41, p. 838–845.
- Oaki, J. et S. Adachi. 2012, «Grey-box modeling of elastic-joint robot with harmonic drive and timing belt», dans *IFAC Symposium on System Identification*, vol. 16, p. 1401–1406.
- Olsson, H., K. Åström, C. Canudas de Wit, M. Gäfvert et P. Lischinsky. 1998, «Friction models and friction compensation», *European Journal of Control*, vol. 4, p. 176–195.
- Ortega, R., A. Loria, R. Kelly et L. Praly. 1995, «On passivity-based output feedback global stabilization of Euler-Lagrange systems», *International Journal of Robust and Nonlinear Control*, vol. 5, n° 4, p. 313–323.
- Ortega, R. et M. Spong. 1989, «Adaptive motion control of rigid robots : A tutorial», *Automatica*, vol. 25, n° 6, p. 877–888.
- Östring, M., S. Gunnarsson et M. Norrlöf. 2003, «Closed-loop identification of an industrial robot containing flexibilities», *Control Engineering Practice*, vol. 11, n° 3, p. 291–300.
- Ott, C., A. Albu-Schäffer et G. Hirzinger. 2002, «Comparison of adaptive and nonadaptive tracking control laws for a flexible joint manipulator», dans *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, vol. 2, p. 2018–2024.

- Ozgoli, S. et H. Taghirad. 2006, «A survey on the control of flexible joint robots», *Asian Journal of Control*, vol. 8, n° 4, p. 332.
- Park, J., P. Chang, H. Park et E. Lee. 2006, «Design of learning input shaping technique for residual vibration suppression in an industrial robot», *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, vol. 11, n° 1, p. 55–65.
- Park, S. et S. Lee. 2007, «Disturbance observer based robust control for industrial robots with flexible joints», dans *International Conference on Control, Automation and Systems (ICCAS'07)*, p. 584–589.
- Patel, A., R. Neelgund, A. Wathore, J. Kolhe, M. Kuber et S. Talole. 2006, «Robust control of flexible joint robot manipulator», dans *IEEE International Conference on Industrial Technology*, p. 649–653.
- Peng, H. et M. Tomizuka. 1991, «Preview control for vehicle lateral guidance in highway automation», dans *American Control Conference, 1991*, IEEE, p. 3090–3095.
- Petit, F. et A. Albu-Schaffer. 2011, «State feedback damping control for a multi dof variable stiffness robot arm», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, p. 5561–5567.
- Pham, M., M. Gautier et P. Poignet. 2001, «Identification of joint stiffness with bandpass filtering», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, vol. 3, p. 2867–2872.
- Pham, M., M. Gautier et P. Poignet. 2002, «Accelerometer based identification of mechanical systems», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, vol. 4, p. 4293–4298.
- Pintelon, R. et J. Schoukens. 2001a, «Measurement of frequency response functions using periodic excitations, corrupted by correlated input/output errors», *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, vol. 50, n° 6, p. 1753–1760.
- Pintelon, R. et J. Schoukens. 2001b, *System identification : a frequency domain approach*, Wiley-IEEE Press.
- Poignet, P. et M. Gautier. 2000, «Nonlinear model predictive control of a robot manipulator», dans *Advanced Motion Control, 2000. Proceedings. 6th International Workshop on*, IEEE, p. 401–406.
- Povse, B., D. Koritnik, R. Kamnik, T. Bajd et M. Munih. 2011, «Emulation system for assessment of human-robot collision», *Meccanica*, vol. 46, n° 6, p. 1363–1371.
- Preumont, A. 2002, *Vibration control of active structures : an introduction*, vol. 96, Springer.
- Qin, S. 2006, «An overview of subspace identification», *Computers & chemical engineering*, vol. 30, n° 10, p. 1502–1513.
- Qin, S. et T. Badgwell. 2003, «A survey of industrial model predictive control technology», *Control engineering practice*, vol. 11, n° 7, p. 733–764.
- Robai. 2013, «Cyton robots», <http://www.robai.com/>.

- Rodríguez, P. et D. Dumur. 2005, «Generalized predictive control robustification under frequency and time-domain constraints», *Control Systems Technology, IEEE Transactions on*, vol. 13, n° 4, p. 577–587.
- Rodriguez-Ayerbe, P. 2003, *Robustification de lois de commande prédictive par la paramétrisation de Youla*, thèse de doctorat, Université Paris XI, Orsay.
- Rodriguez-Ayerbe, P. et P. Boucher. 2006, «Robustification d'une loi de commande prédictive polynomiale», dans *La commande prédictive : avancées et perspectives*, édité par P. Boucher et D. Dumur, Hermes Science Publications, p. 133–159.
- Ruderman, M., F. Hoffmann et T. Bertram. 2009, «Modeling and identification of elastic robot joints with hysteresis and backlash», *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 56, n° 10, p. 3840–3847.
- Ryu, S., Y. Kim et Y. Park. 2008, «Robust h_∞ preview control of an active suspension system with norm-bounded uncertainties», *International Journal of Automotive Technology*, vol. 9, n° 5, p. 585–592.
- Sadegh, N. et R. Horowitz. 1990, «Stability and robustness analysis of a class of adaptive controllers for robotic manipulators», *The International Journal of Robotics Research*, vol. 9, n° 3, p. 74–92.
- Sage, H., M. De Mathelin et E. Ostertag. 1999, «Robust control of robot manipulators : a survey», *International Journal of Control*, vol. 72, n° 16, p. 1498–1522.
- Schneider, H. et P. Frank. 1996, «Observer-based supervision and fault detection in robots using nonlinear and fuzzy logic residual evaluation», *Control Systems Technology, IEEE Transactions on*, vol. 4, n° 3, p. 274–282.
- Schoukens, J., R. Pintelon, Y. Rolain et T. Dobrowiecki. 2001, «Frequency response function measurements in the presence of nonlinear distortions», *Automatica*, vol. 37, n° 6, p. 939–946.
- Singhose, W. 2009, «Command shaping for flexible systems : A review of the first 50 years», *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, vol. 10, n° 4, p. 153–168.
- Slotine, J. et W. Li. 1987, «On the adaptive control of robot manipulators», *International Journal of Robotics Research*, vol. 6, n° 3, p. 49–59.
- Söderström, T. et P. Stoica. 1989, *System identification*, Prentice-Hall, Inc.
- Spong, M. 1987, «Modeling and control of elastic joint robots», *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, vol. 109, n° 4, p. 310–319.
- Spong, M., J. Hung, S. Bortoff et F. Ghorbel. 1989, «A comparison of feedback linearization and singular perturbation techniques for the control of flexible joint robots», dans *American Control Conference*, p. 25–30.
- Spong, M., S. Hutchinson et M. Vidyasagar. 2006, *Robot modeling and control*, John Wiley & Sons New York, NY, USA :.
- Spong, M., K. Khorasani et P. Kokotovic. 1987, «An integral manifold approach to the

- feedback control of flexible joint robots», *IEEE Journal of Robotics and Automation*, vol. 3, n° 4, p. 291–300.
- Spong, M. W. 1989, «Adaptive control of flexible joint manipulators», *Systems & Control Letters*, vol. 13, n° 1, p. 15 – 21.
- Spong, M. W. 1995, «Adaptive control of flexible joint manipulators : Comments on two papers», *Automatica*, vol. 31, n° 4, p. 585 – 590.
- Stoica, C. 2008, *Robustification de lois de commande prédictives multivariées*, thèse de doctorat, Université Paris Sud-Paris XI.
- Stout, W. et M. Sawan. 1992, «Application of h_∞ theory to robot manipulator control», dans *Control Applications, 1992., First IEEE Conference on*, IEEE, p. 148–153.
- Subudhi, B. et A. Morris. 2006, «Singular perturbation based neuro- h_∞ control scheme for a manipulator with flexible links and joints», *Robotica*, vol. 24, n° 2, p. 151.
- Sweet, L. et M. Good. 1984, «Re-definition of the robot motion control problem : Effects of plant dynamics, drive system constraints, and user requirements», dans *23rd IEEE Conference on Decision and Control*, vol. 23, p. 724–732.
- Swevers, J., C. Ganseman, D. Tukel, J. De Schutter et H. Van Brussel. 1997, «Optimal robot excitation and identification», *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, vol. 13, n° 5, p. 730–740.
- Swevers, J., W. Verdonck et J. De Schutter. 2007, «Dynamic model identification for industrial robots», *IEEE Control Systems Magazine*, vol. 27, n° 5, p. 58–71.
- Symens, W., H. Van Brussel et J. Swevers. 2004, «Gain-scheduling control of machine tools with varying structural flexibility», *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, vol. 53, n° 1, p. 321–324.
- Taghirad, H. et G. Bakhshi. 2002, «Composite- h_∞ controller synthesis for flexible joint robots», dans *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, vol. 3, IEEE, p. 2067–2072.
- Taghirad, H. et M. Shaterian. 2005, «Nonlinear h_∞ controller design for flexible joint robots», dans *Control Applications, 2005. CCA 2005. Proceedings of 2005 IEEE Conference on*, IEEE, p. 1391–1396.
- Takaba, K. 2003, «A tutorial on preview control systems», dans *SICE 2003 Annual Conference*, vol. 2, IEEE, p. 1388–1393.
- Talole, S., J. Kolhe et S. Phadke. 2010, «Extended-state-observer-based control of flexible-joint system with experimental validation», *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 57, n° 4, p. 1411–1419.
- Thümmel, M., M. Otter et J. Bals. 2001, «Control of robots with elastic joints based on automatic generation of inverse dynamics models», dans *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, vol. 2, p. 925–930.
- Thomsen, S., N. Hoffmann et F. Fuchs. 2011, «Pi control, pi-based state space control, and model-based predictive control for drive systems with elastically coupled loads - a comparative study», *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 58, n° 8, p. 3647–3657.

- Tomei, P. 1990, «An observer for flexible joint robots», *IEEE Transactions on Automatic Control*, vol. 35, n° 6, p. 739–743.
- Tomei, P. 1991, «A simple PD controller for robots with elastic joints», *IEEE Transactions on Automatic Control*, vol. 36, n° 10, p. 1208–1213.
- Tomizuka, M. 1996, «Model based prediction, preview and robust controls in motion control systems», dans *Advanced Motion Control, 1996. AMC'96-MIE. Proceedings., 1996 4th International Workshop on*, vol. 1, IEEE, p. 1–6.
- Tungpataratanawong, S., K. Ohishi et T. Miyazaki. 2004, «High performance robust motion control of industrial robot parameter identification based on resonant frequency», dans *30th Annual Conference of IEEE Industrial Electronics Society (IECON)*, vol. 1, p. 111–116.
- Tuttle, T. et W. Seering. 1996, «A nonlinear model of a harmonic drive gear transmission», *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, vol. 12, n° 3, p. 368–374.
- Universal Robots. 2013, «Bras robotisés UR5 & UR10», <http://www.universal-robots.fr/>.
- Upreti, V., S. Talole et S. Phadke. 2004, «Predictive control of flexible joint robotic manipulator», dans *International Conference on Cognitive Systems*.
- Van Den Hof, P. et R. Schrama. 1995, «Identification and control - closed-loop issues», *Automatica*, vol. 31, n° 12, p. 1751–1770.
- Venkatasubramanian, V., R. Rengaswamy, K. Yin et S. N. Kavuri. 2003, «A review of process fault detection and diagnosis : Part i : Quantitative model-based methods», *Computers & Chemical Engineering*, p. 293–311.
- Verscheure, D., B. Paijmans, H. Van Brussel et J. Swevers. 2006, «Vibration and motion control design and trade-off for high-performance mechatronic systems», dans *Computer Aided Control System Design, 2006 IEEE International Conference on Control Applications, 2006 IEEE International Symposium on Intelligent Control, 2006 IEEE*, IEEE, p. 1115–1120.
- Vivas, A. et P. Poignet. 2005, «Predictive functional control of a parallel robot», *Control Engineering Practice*, vol. 13, n° 7, p. 863–874.
- Vivas, O. 2004, *Contribution à l'identification et à la commande dynamique des robots parallèles*, thèse de doctorat, Univ. Montpellier II.
- Wang, D. 1995, «A simple iterative learning controller for manipulators with flexible joints», *Automatica*, vol. 31, n° 9, p. 1341–1344.
- Wang, W. et C. Liu. 1992, «Controller design and implementation for industrial robots with flexible joints», *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 39, n° 5, p. 379–391.
- Wei, Z. et G. Fang. 1999, «Model predictive control for robot manipulators using a neural network model», dans *Proceedings of Australian Conference on Robotics and Automation*.
- Wernholt, E. 2007, *Multivariable frequency-domain identification of industrial robots*, thèse de doctorat, Linköping University, Sweden.

- Wernholt, E. et S. Moberg. 2011, «Nonlinear gray-box identification using local models applied to industrial robots», *Automatica*, vol. 47, n° 4, p. 650–660.
- Whitcomb, L., A. Rizzi et D. Koditschek. 1993, «Comparative experiments with a new adaptive controller for robot arms», *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, vol. 9, n° 1, p. 59–70.
- Yamada, Y., Y. Hirasawa, S. Huang, Y. Umetani et K. Suita. 1997, «Human-robot contact in the safeguarding space», *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, vol. 2, n° 4, p. 230–236.
- Yeon, J. et J. Park. 2008, «Practical robust control for flexible joint robot manipulators», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, p. 3377–3382.
- Yim, J. et J. Park. 2001, «Robust control of robot manipulator with actuators», *Journal of Mechanical Science and Technology*, vol. 15, n° 3, p. 320–326.
- Yoon, T. et D. Clarke. 1995, «Observer design in receding-horizon predictive control», *International Journal of Control*, vol. 61, n° 1, p. 171–191.
- Zhou, K., J. C. Doyle et K. Glover. 1996, *Robust and optimal control*, vol. 40, Prentice Hall, Upper Saddle River.
- Zinn, M., B. Roth, O. Khatib et J. Salisbury. 2004, «A new actuation approach for human friendly robot design», *The international journal of robotics research*, vol. 23, n° 4-5, p. 379–398.
- Zuo, Y., Y. Wang, X. Liu, S. Yang, L. Huang, X. Wu et Z. Wang. 2010, «Neural network robust H_∞ tracking control strategy for robot manipulators», *Applied Mathematical Modelling*, vol. 34, n° 7, p. 1823–1838.

Publications personnelles

Revue internationale à comité de lecture

M. Makarov, M. Grossard, P. Rodriguez-Ayerbe, D. Dumur. "Identification and robust control of flexible-joint lightweight robots". Soumis à *Control Engineering Practice*.

Chapitre d'ouvrage

M. Makarov, M. Grossard. "Modélisation, Identification et Commande de Robots à Articulations Flexibles", dans *Structures flexibles, Applications à la manipulation robotique multi-échelle*, M. Grossard, S. Régnier et N. Chaillet. Eds Hermès/Lavoisier.

Communications internationales à comité de lecture

A. Caldas, M. Makarov, M. Grossard, P. Rodriguez-Ayerbe, D. Dumur. "Adaptive Residual Filtering for Safe Human-Robot Collision Detection under Modeling Uncertainties", *soumis à AIM 2013*.

M. Makarov, M. Grossard, P. Rodriguez-Ayerbe, D. Dumur. "Active Damping Strategy for Robust Control of a Flexible-Joint Lightweight Robot". *2012 IEEE Multi-Conference on Systems and Control (MSC 2012)*. Dubrovnik, Croatie, 3-5 Octobre 2012.

M. Makarov, M. Grossard, P. Rodriguez-Ayerbe, and D. Dumur. "A Frequency-Domain Approach for Flexible-Joint Robot Modeling and Identification". *16th IFAC Symposium on System Identification (SYSID 2012)*. Bruxelles, Belgique, 11-13 Juillet 2012.

M. Makarov, M. Grossard, P. Rodriguez-Ayerbe, D. Dumur. "Generalized Predictive Control of an Anthropomorphic Robot Arm for Trajectory Tracking". *2011 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM 2011)*. Budapest, Hongrie, 3-7 Juillet 2011.

Communications nationales sans actes

M. Makarov, M. Grossard, P. Rodriguez-Ayerbe, D. Dumur. "Commande de robots manipulateurs légers à articulations flexibles". *1^{res} Journées en Robotique et Automatique (JRA 2012)*. France, Nantes, 23-24 Octobre 2012.

M. Makarov, M. Grossard, P. Rodriguez-Ayerbe, D. Dumur. "Model-Based Control of a Flexible-Joint Robot Manipulator". *Journées Nationales de la Recherche en Robotique (JNRR 2011)*, session poster. France, La Rochelle, 18-21 Octobre 2011.

Brevet

A. Caldas, M. Makarov, M. Grossard. "Procédé de détection améliorée de collision d'un robot avec son environnement, système et produit programme d'ordinateur mettant en œuvre le procédé", Dépôt de demande de brevet n° 1351268.

Annexe A

Dispositif expérimental et pré-déterminations

A.1 Dispositif expérimental

Le dispositif de commande du bras robot ASSIST est représenté Fig. A.1. Les moteurs à courant continu de chacun des axes sont pilotés par des amplificateurs de puissance asservis en courant. Les arbres moteurs sont équipés de codeurs de position incrémentaux. Les consignes de courant sont calculées dans un contrôleur dédié temps réel fonctionnant sous VxWorks, avec une période d'échantillonnage $T_s = 4\text{ms}$.

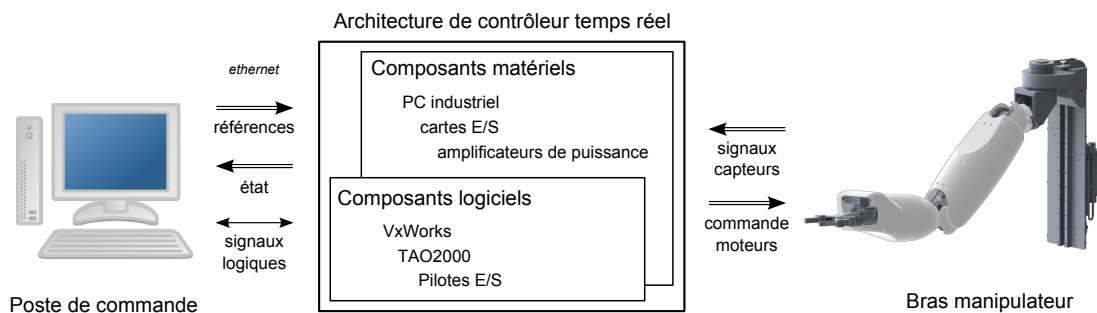


FIGURE A.1 – Représentation schématique du dispositif expérimental.

A.2 Paramètres des corps rigides

A.2.1 Description géométrique

La description géométrique du robot peut s'effectuer à l'aide du formalisme de Denavit-Hartenberg modifié, selon lequel le repère \mathcal{R}_j , associé au corps \mathcal{C}_j , est défini à partir des considérations suivantes :

- l'axe z_j est porté par l'axe de l'articulation j ;
- l'axe x_j est porté par la perpendiculaire commune aux axes z_j et z_{j+1} ;

- Si les axes z_j et z_{j+1} sont parallèles, l'axe x_j se trouve dans le plan défini par eux. Dans ce cas le choix de x_j n'est pas unique : des considérations de symétrie ou de simplicité permettent alors un choix rationnel.
- Si les axes z_j et z_{j+1} sont concourants, l'axe x_j passe par leur point d'intersection et est normal au plan formé par z_j et z_{j+1} .
- l'axe y_j est défini de façon unique à partir de x_j et z_j afin de former un repère orthonormé direct.

Le passage du repère \mathcal{R}_{j-1} au repère \mathcal{R}_j s'exprime en fonction des quatre paramètres géométriques suivants (Fig. A.2) :

- α_j : angle entre les axes z_{j-1} et z_j correspondant à une rotation autour de x_{j-1} ;
- d_j : distance entre z_{j-1} et z_j le long de x_{j-1} ;
- θ_j : angle entre les axes x_{j-1} et x_j correspondant à une rotation autour de z_j ;
- r_j : distance entre x_{j-1} et x_j le long de z_j .

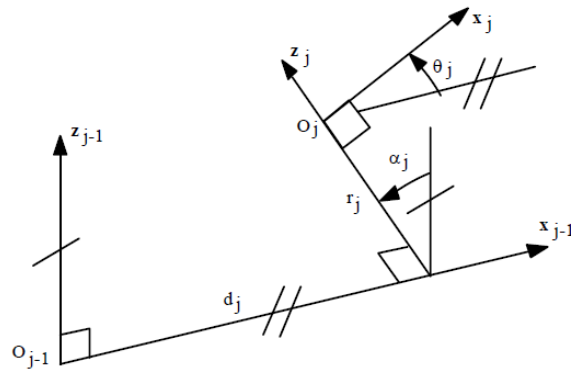


FIGURE A.2 – Paramètres géométriques selon le formalisme DHM pour des structures ouvertes simples.

Lorsque l'on considère les deux axes épaule et coude du robot ASSIST, le mouvement est restreint au plan vertical, et la cinématique du système considéré comme rigide peut être schématiquement représentée Fig. A.3. Les paramètres géométriques correspondants sont donnés dans le Tableau A.1.

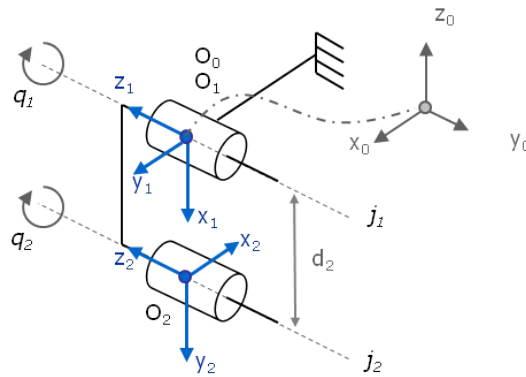


FIGURE A.3 – Modélisation géométrique et repères DHM associés.

TABLEAU A.1 – Paramètres du modèle géométrique.

axe j	α_j	d_j	θ_j	r_j
1	$+\pi/2$	0	q_1	0
2	0	$d_2 = 0,35\text{m}$	$q_2 - \pi/2$	0

A.2.2 Paramètres dynamiques du robot 2 axes

Une première identification expérimentale du modèle rigide 2 axes a été réalisée dans la perspective d'un découplage rigide associé à une commande GPC, dont les résultats sont présentés dans [Makarov et al. \(2011\)](#). Suite à diverses opérations de maintenance effectuées sur le robot, une nouvelle identification expérimentale du modèle rigide a été réalisée en vue de l'identification flexible et à la mise en place des lois de commandes avancées. En particulier, les trajectoires ont été choisies afin d'exciter dans une moindre mesure les flexibilités. Les différences principales à noter par rapport à la première identification concernent les paramètres de frottement :

- des coefficients de frottement sec symétriques ont été considérés, associés à un paramètre d'offset pour chacun des axes,
- les coefficients de frottements visqueux ont été mieux identifiés.

Les notations utilisées pour les paramètres et leurs significations sont détaillées dans le Tableau A.2. Pour le modèle rigide 2 axes, ainsi que pour le modèle rigide 7 axes (non présenté dans le cadre de cette thèse), les regroupements de paramètres des corps rigides sont calculés à l'aide du logiciel SYMORO+ ([Khalil et al., 1997](#)).

TABLEAU A.2 – Paramètres du modèle dynamique inverse rigide - notations

Paramètre	Description	Unité (SI)
ZZR_1	$ZZ_1 + d_2^2 M_2 + I_{a_1}$	kg m ²
MXR_1	$MX_1 + d_2 M_2$	kg m
ZZ_j	moment d'inertie du segment j	kg m ²
MX_j, MY_j	premiers moments du segment j	kg m
I_{a_j}	inertie du rotor du moteur j	kg m ²
d_2	longueur du segment 2	m
M_2	masse du segment 2	kg

Pour la mise en œuvre pratique de la procédure d'identification décrite au Chapitre 3, Section 3.1.1, le filtrage des données a été réalisé selon les recommandations présentées notamment dans ([Gautier, 1997](#); [Pham et al., 2001](#)). En particulier, les dérivées numériques des positions sont obtenues par différence centrée de positions moteur filtrées au préalable par un filtre passe-bas. Afin d'éviter les distorsions de phase et d'amplitude dans la bande passante, un filtrage « aller-retour » par un filtre passe-bas de Butterworth d'ordre 6 est choisi (commande `filtfilt` dans MATLAB). Les résultats de l'identification finale sont résumés dans le Tableau A.3, et une comparaison de couples estimés avec les couples appliqués au robot est présentée Fig. A.4. Les valeurs des paramètres obtenues sont utilisées dans l'ensemble de la thèse à l'exception de la Section 4.2.3.1.

TABLEAU A.3 – Paramètres dynamiques identifiés.

Paramètres	Valeur CAO	Valeur identifiée	Ecart-type relatif (%)
ZZR ₁	1,5321	1,1184	0,29
MXR ₁	1,7347	1,3869	0,15
MY ₁	0,0017	-0,1773	0,51
F _{v1}	–	1,2083	1,35
F _{s1}	–	3,8030	0,15
OFS ₁	–	0,9819	1,86
ZZ ₂	0,0884	0,0579	1,23
MX ₂	-0,0041	0,0218	1,17
MY ₂	0,4372	0,3872	0,09
I _{a2}	0,1228	0,0800	0,96
F _{v2}	–	0,3470	0,66
F _{s2}	–	1,4615	0,16
OFS ₂	–	0,2757	1,04

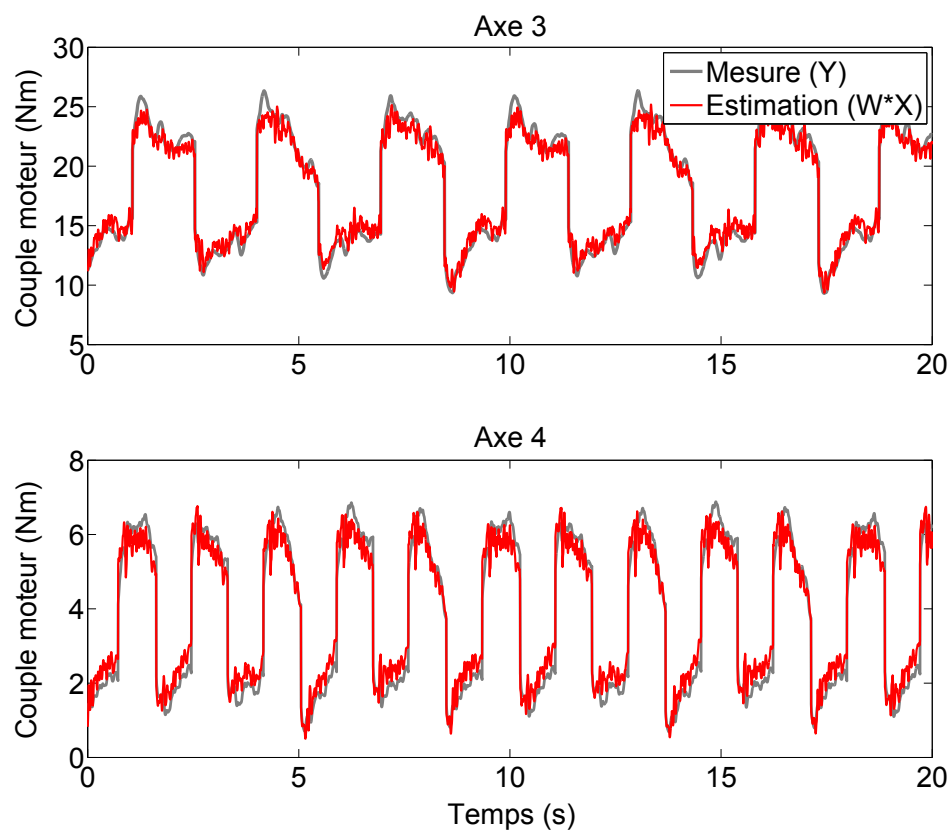


FIGURE A.4 – Validation de l'identification rigide sur des trajectoires sinusoïdales autour de 0,2 ; 0,0 rad - axe 3 (amplitude 0,3rad, fréquence 0,3Hz) et axe 4 (amplitude 0,4rad, fréquence 0,5Hz)

A.3 Dispositif expérimental de mesure externe

En l'absence de capteurs articulaires, un dispositif de mesure externe est employé afin de valider l'effet des lois de commande développées au niveau de l'effecteur du robot. Un tracker laser LEICA est utilisé pour enregistrer la position cartésienne d'une cible fixée en bout de bras (Fig. A.5) de façon synchronisée avec les mesures issues du contrôleur temps réel. La mesure est caractérisée par une précision de $1,4 \times 10^{-5}$ m selon les axes x_{leica} , y_{leica} , z_{leica} du repère associé au tracker.

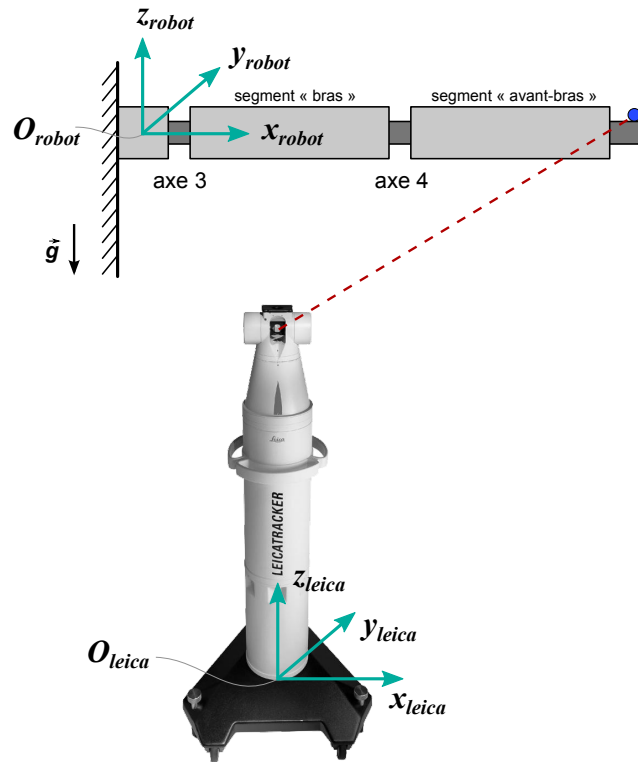


FIGURE A.5 – Représentation schématique du dispositif expérimental pour la mesure au tracker laser.

Annexe B

Effets de pré-compensations - étude des systèmes linéarisés

Dans cette annexe, le modèle flexible réduit (2.8-2.9) est étudié à partir de ses linéarisations autour de plusieurs points de fonctionnement. Dans une première partie B.1, l'influence d'une pré-compensation à partir du modèle rigide est étudiée à partir de la linéarisation du système d'équations (2.8-2.9) exprimé sous forme d'état, avec le vecteur d'état fonction de q et de θ . Dans une deuxième partie B.2, le modèle linéarisé est exprimé sous forme d'état, avec le vecteur d'état fonction de θ seulement en lien avec la représentation (3.26).

B.1 Forme d'état en fonction de θ et q

B.1.1 Linéarisation

On considère le système d'équations différentielles non-linéaires (2.8-2.9) associé à la commande moteur τ sans pré-compensation et avec une pré-compensation fondée sur le modèle rigide simplifié donnant lieu aux systèmes linéarisés $\{A_{lin1}, B_{lin1}\}$ et $\{A_{lin2}, B_{lin2}\}$:

1. $\tau = u \Rightarrow A_{lin1}, B_{lin1}$
2. $\tau = \hat{M}_{rig}(q)u + \hat{G}(q) \Rightarrow A_{lin2}, B_{lin2}$

On définit l'état $X = (q^T \ \theta^T \ \dot{q}^T \ \dot{\theta}^T)^T$ et le nouveau vecteur de commande u . Les équations (2.8-2.9) sont formulées sous forme d'état :

$$\dot{X} = f(X, u) = \begin{pmatrix} \dot{q} \\ \dot{\theta} \\ f_3(X, u) \\ f_4(X, u) \end{pmatrix} \quad (\text{B.1})$$

Le système linéarisé autour du point d'équilibre $\{X_0, u_0\}$ est défini par :

$$\dot{X} = A_{lin}X + B_{lin}u \quad (\text{B.2})$$

avec

$$A_{lin} = \left. \frac{\partial f}{\partial X} \right|_{X=X_0, u=u_0}, \quad B_{lin} = \left. \frac{\partial f}{\partial u} \right|_{X=X_0, u=u_0} \quad (\text{B.3})$$

Dans le premier cas sans pré-compensation les matrices d'état s'expriment comme suit :

$$A_{lin1} = \begin{pmatrix} 0_n & 0_n & I_n & 0_n \\ 0_n & 0_n & 0_n & I_n \\ -M^{-1}(q_0)K - M^{-1}(q_0) \left. \frac{\partial \tau_G}{\partial q} \right|_{X_0} & M^{-1}(q_0)K & -M^{-1}(q_0)F_v & 0_n \\ J_m^{-1}K & -J_m^{-1}K & 0_n & -J_m^{-1}F_{vm} \end{pmatrix} \quad (\text{B.4})$$

$$B_{lin1} = \begin{pmatrix} 0_n \\ 0_n \\ 0_n \\ J_m^{-1} \end{pmatrix} \quad (\text{B.5})$$

Dans le deuxième cas avec pré-compensation les matrices d'état s'expriment comme suit :

$$A_{lin2} = \begin{pmatrix} 0_n & 0_n & I_n & 0_n \\ 0_n & 0_n & 0_n & I_n \\ -M^{-1}(q_0)K - M^{-1}(q_0) \left. \frac{\partial \tau_G}{\partial q} \right|_{X_0} & M^{-1}(q_0)K & -M^{-1}(q_0)F_v & 0_n \\ J_m^{-1}K + J_m^{-1} \left. \frac{\partial \hat{M}(q)}{\partial q} \right|_{X_0} & \hat{M}^{-1}(q_0)\Delta\tau_G(q_0) + J_m^{-1} \left. \frac{\partial \hat{\tau}_G}{\partial q} \right|_{X_0} & -J_m^{-1}K & 0_n & -J_m^{-1}F_{vm} \end{pmatrix} \quad (\text{B.6})$$

$$B_{lin2} = \begin{pmatrix} 0_n \\ 0_n \\ 0_n \\ J_m^{-1}\hat{M}_{rig}(q_0) \end{pmatrix} \quad (\text{B.7})$$

B.1.2 Evaluation d'une pré-compensations fondée sur le modèle rigide

L'objet de cette section est l'étude en simulation des effets d'une pré-compensations fondée sur le modèle rigide. On étudie en particulier les variations des systèmes linéarisés autour d'une configuration nominale comparativement au système flexible non pré-compensé. Le cas d'un robot à 2 ddl dans le plan est considéré. Les configurations évaluées sont représentées Fig. B.1.

Au vu des linéarisations (B.4-B.5) et (B.6-B.7), on compare ici le système non compensé $\{A_{lin1}, B_{lin1}\}$ au système $\{A_{lin2}, B_{lin2}\}$ avec la compensation $\tau = \hat{M}_{rig}(q)u + \hat{\tau}_G(q)$ (prise en compte de l'inertie totale et gravité). L'effet de cette pré-compensation sur les variations avec la configuration du robot par rapport au système non compensé est illustré Fig. B.2. Les valeurs singulières minimale et maximale en différentes configurations sont représentées Fig. B.2(a), mettant en évidence leurs enveloppes inférieure et supérieure. La dispersion par rapport à la configuration nominale « bras tendu » $q_0 = (0 \ 0)^T$ est représentée Fig. B.2(b) par les valeurs singulières maximales de l'écart entre les systèmes en configuration q_i et q_0 .

La dispersion du système linéarisé est réduite avec une pré-compensation. La section suivante présente l'écriture du système ainsi obtenu sous forme d'état dépendant seulement de θ afin de mettre en évidence l'influence des erreurs de compensation, et faisant le lien avec la représentation sous forme de transfert obtenue dans la section 3.3.1.2.

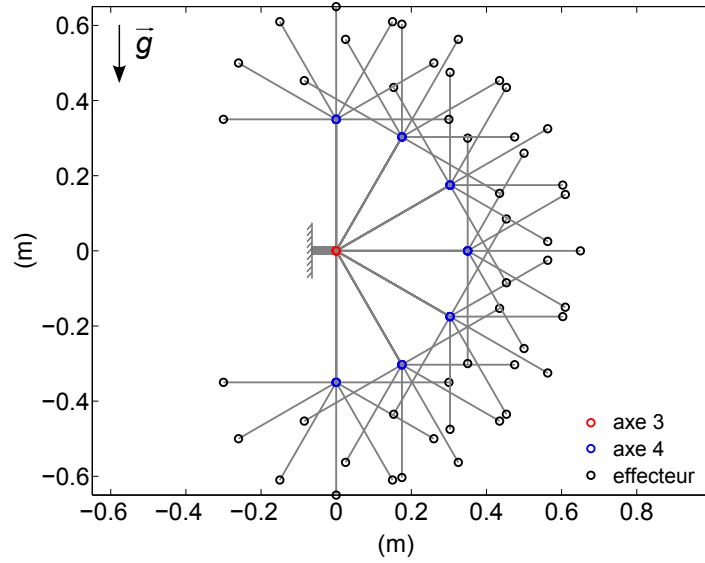


FIGURE B.1 – Ensemble des configurations évaluées.

B.2 Forme d'état en fonction de θ

Cette annexe présente les calculs de la matrice de transfert locale (3.33-3.35). On considère le système non-linéaire décrit par (3.26). Avec le vecteur d'état $X = (\theta^T \theta^{(1)T} \theta^{(2)T} \theta^{(3)T})^T$ et le vecteur d'entrée $\tilde{U} = (u^T v^T w^T)$, $v = u^{(1)}$, $w = u^{(2)}$, (3.26) peut être réécrit :

$$\dot{X} = f(X, \tilde{U}) = \begin{pmatrix} \theta^{(1)} \\ \theta^{(2)} \\ \theta^{(3)} \\ f_4(X, \tilde{U}) \end{pmatrix} \quad (\text{B.8})$$

avec

$$f_4(X, \tilde{U}) = -A_3\theta^{(3)} - A_2\ddot{\theta} - A_1\dot{\theta} + B_2\ddot{u} + B_1\dot{u} + B_0u + d_H \quad (\text{B.9})$$

Un point d'équilibre de ce système est décrit par :

$$0 = f(X_0, \tilde{U}_0) \Leftrightarrow \begin{cases} \theta_0^{(3)} = \theta_0^{(2)} = \theta_0^{(1)} = 0 \\ u_0^{(2)} = u_0^{(1)} = 0 \\ u_0 = -\hat{M}_{\theta_0}^{-1}(\hat{\tau}_{G_{\theta_0}} - \tau_{G_{q_0}}) \end{cases} \quad (\text{B.10})$$

Le système linéarisé autour de ce point d'équilibre est défini comme suit :

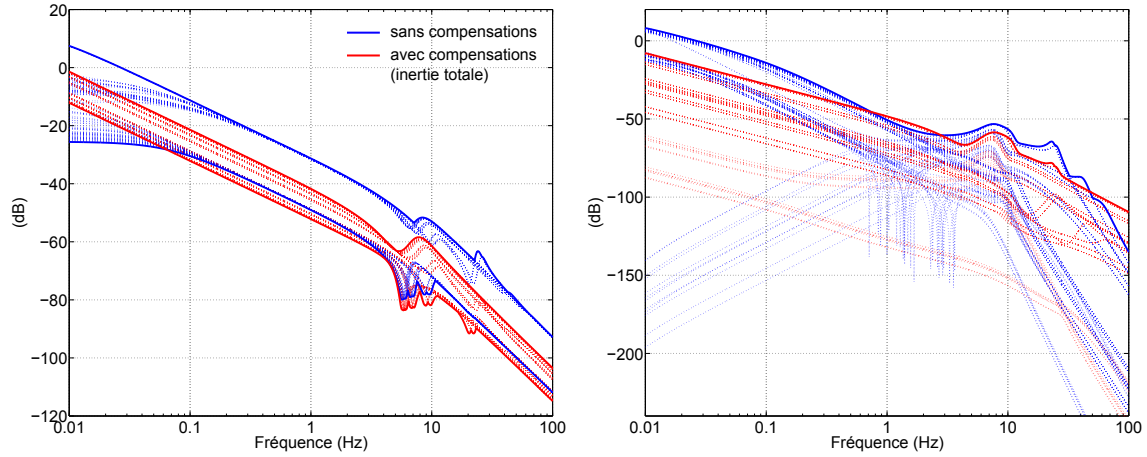
$$\dot{X} = A_{lin}X + B_{lin}\tilde{U} \quad (\text{B.11})$$

avec

$$A_{lin} = \left. \frac{\partial f}{\partial X} \right|_{X=X_0, \tilde{U}=\tilde{U}_0}, \quad B_{lin} = \left. \frac{\partial f}{\partial \tilde{U}} \right|_{X=X_0, \tilde{U}=\tilde{U}_0} \quad (\text{B.12})$$

Si \tilde{A}_i et \tilde{B}_i dénotent les termes A_i et B_i de l'équation (B.9) évalués au point d'équilibre considéré :

$$\tilde{A}_i = A_i(X_0), \quad \tilde{B}_i = B_i(X_0), \quad (\text{B.13})$$



(a) Valeurs singulières du système linéarisé (pointillés), et enveloppe extérieure (traits accentués).

(b) Valeurs singulières de la différence par rapport à la configurations nominale (pointillés), et enveloppe supérieure (traits accentués).

FIGURE B.2 – Variations du système linéarisé non compensé (bleu) et compensé avec prise en compte de l'inertie *totale* et gravité (rouge) en fonction de la configuration.

on montre que

$$A_{lin} = \begin{pmatrix} 0 & I_n & 0 & 0 \\ 0 & 0 & I_n & 0 \\ 0 & 0 & 0 & I_n \\ f_{41} & -\tilde{A}_1 & -\tilde{A}_2 & -\tilde{A}_3 \end{pmatrix} \quad (\text{B.14})$$

$$B_{lin} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ \tilde{B}_0 & \tilde{B}_1 & \tilde{B}_2 \end{pmatrix} \quad (\text{B.15})$$

$$(\text{B.16})$$

avec

$$\Delta\tau_{G_0} = \hat{\tau}_{G_0} - \tau_{G_0} \quad (\text{B.17})$$

$$f_{41} = J_m^{-1} K M^{-1}(q_0) \left(-\frac{\partial \hat{M}_\theta}{\partial \theta} \hat{M}_{\theta_0}^{-1} \Delta\tau_{G_0} + \frac{\partial \Delta\tau_G}{\partial \theta} \right) \quad (\text{B.18})$$

Sous l'hypothèse d'une gravité parfaitement compensée, i.e. $\Delta\tau_{G_0} = 0$, le terme f_{41} dans A_{lin} est réduit à 0. Ainsi, le système linéarisé (B.11) dépend uniquement des termes \tilde{A}_i et \tilde{B}_i , et sa représentation équivalente dans le domaine de Laplace est donnée par les équations (3.33-3.35).

Annexe C

Outils mathématiques

Transformée de Fourier discrète

La transformée de Fourier discrète (TFD) d'un signal $x(k)$, $k = 0, 1, 2, \dots, N - 1$ est définie par :

$$X(\omega_k) = \sum_{n=0}^{N-1} x(n)e^{-j\omega_k n T_s}, \quad k = 0..N - 1 \quad (\text{C.1})$$

avec $\omega_k = 2\pi k / NT_s$

La complexité de calcul de la TFD est en $O(N^2)$. Des algorithmes de calcul de la transformée de Fourier rapide (FFT, *Fast Fourier Transform*) permettent de réduire cette complexité jusqu'à $O(N \log_2 N)$ pour la FFT "radix 2", avec N puissance de 2.

Densité spectrale de puissance

La densité spectrale de puissance d'un signal $x(t)$ peut être estimée à partir d'une séquence mesurée de N points $x(t)$, $t = T_s, 2T_s, \dots, NT_s$ à l'aide du périodogramme, défini par :

$$\hat{\Phi}_x(\omega_k) = \frac{1}{N} |X(\omega_k)|^2 \quad (\text{C.2})$$

où $X(\omega_k)$ est donné par (C.1).

Cohérence

La mesure de la cohérence entre l'entrée u et la sortie y utilisées dans l'estimation fréquentielle peut être vue comme un coefficient de corrélation (dépendant de la fréquence) entre les séquences d'entrée et de sortie. Lorsque la cohérence est proche de 1 pour une fréquence donnée, il y a une bonne corrélation entre l'entrée et la sortie à cette fréquence. Le cas contraire indique notamment des perturbations dues au bruit.

Dans le cas étudié, où N_e expériences sont utilisées dans l'estimation des réponses fréquentielles, la mesure de la cohérence peut être définie par (Pintelon et Schoukens, 2001b) :

$$\gamma^2(\omega) = \frac{|S_{YU}(j\omega)|^2}{S_{UU}(j\omega)S_{YY}(j\omega)} \quad (\text{C.3})$$

avec :

$$S_{YU}(j\omega_k) = \frac{1}{N_e} \sum_{m=1}^{N_e} Y^{[m]}(k)\bar{U}^{[m]}(k) \quad (\text{C.4})$$

Norme H_∞

La norme H_∞ représente l'amplification maximale d'un système suivant les fréquences et la direction de l'entrée. Pour un système $G(s)$ d'entrée u et de sortie y ,

$$\|G(s)\|_\infty = \sup_u \frac{\|y(t)\|_2}{\|u(t)\|_2} \quad (\text{C.5})$$

avec

$$\|u(t)\|_2^2 = \int_0^\infty u^H(t)u(t)dt \quad (\text{C.6})$$

La norme H_∞ s'exprime en fonction de la valeur singulière maximale $\bar{\sigma}$ du système G :

$$\|G(s)\|_\infty = \sup_{\omega \in \mathbb{R}} \bar{\sigma}(G(j\omega)) \quad (\text{C.7})$$

Annexe D

Paramétrisation de Youla

Soit K_0 un correcteur stabilisant du système bouclé Fig. D.1.

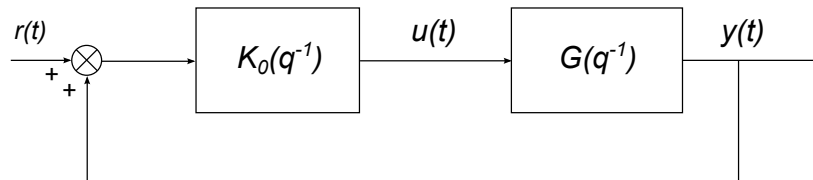


FIGURE D.1 – Boucle fermée avec correcteur stabilisant K_0 .

Soient les factorisations fractionnelles co-premières de G et de K_0 telles que

$$G = NM^{-1} = \tilde{M}^{-1}\tilde{N} \quad K_0 = U_0V_0^{-1} = \tilde{V}_0^{-1}\tilde{U}_0 \quad (\text{D.1})$$

$$\begin{pmatrix} \tilde{V}_0 & -\tilde{U}_0 \\ -\tilde{N} & \tilde{M} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} M & U_0 \\ N & V_0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} I & 0 \\ 0 & I \end{pmatrix} \quad (\text{D.2})$$

Tout correcteur stabilisant ce même système peut s'écrire sous la forme suivante dépendante du paramètre Q (fonction de transfert stable) (Zhou et al., 1996)

$$K = UV^{-1} = \tilde{V}^{-1}\tilde{U} \quad (\text{D.3})$$

avec

$$U = U_0 + MQ \quad V = V_0 + NQ \quad (\text{D.4})$$

$$\tilde{U} = \tilde{U}_0 + Q\tilde{M} \quad \tilde{V} = \tilde{V}_0 + Q\tilde{N} \quad (\text{D.5})$$

Annexe E

Critères de sécurité

TABLEAU E.1 – Extrait des recommandations de l'IFA établissant les valeurs maximales des forces, pressions et constantes de déformation pour le corps humain (IFA, 2009).

Body model – Main and individual regions with codification			Limit values of the required criteria			
BR	Regions		CSF	IMF	PSP	CC
			[N]	[N]	[N/cm ²]	[N/mm]
1. Head with neck	1.1	Skull/Forehead	130	175	30	150
	1.2	Face	65	90	20	75
	1.3	Neck (sides/neck)	145	190	50	50
	1.4	Neck (front/larynx)	35	35	10	10
2. Trunk	2.1	Back/Shoulders	210	250	70	35
	2.2	Chest	140	210	45	25
	2.3	Belly	110	160	35	10
	2.4	Pelvis	180	250	75	25
	2.5	Buttocks	210	250	80	15
3. Upper extremities	3.1	Upper arm/Elbow joint	150	190	50	30
	3.2	Lower arm/Hand joint	160	220	50	40
	3.3	Hand/Finger	135	180	60	75
4. Lower extremities	4.1	Thigh/Knee	220	250	80	50
	4.2	Lower leg	140	170	45	60
	4.3	Feet/Toes/Joint	125	160	45	75

BR	Body region with codification	IMF	Impact force
Regions	Name of the individual body region	PSP	Pressure/Surface pressing
CSF	Clamping/Squeezing force	CC	Compression constant

Résumé

La problématique traitée dans cette thèse concerne la commande de robots manipulateurs à articulations flexibles. Les méthodes développées visent à satisfaire les spécifications de performance et de robustesse en suivi de trajectoire, ainsi qu'à assurer un niveau de sécurité compatible avec un scénario de fonctionnement interactif dans lequel l'homme et le robot partagent un même espace de travail. Seules les mesures moteur sont utilisées dans un contexte d'instrumentation réduite. Le premier objectif de performance de la commande de mouvement est atteint grâce à l'identification expérimentale d'un modèle flexible représentatif du système, et l'usage de ce modèle pour la synthèse de lois de commande avancées intégrées au sein d'une structure cascade. Deux approches complémentaires fondées d'une part sur la commande prédictive de type GPC (Generalized Predictive Control), et d'autre part sur la commande H_∞ , sont considérées pour la synthèse de lois de commande à deux degrés de liberté, prédictives et robustes. Les performances de ces deux approches sont analysées et évaluées expérimentalement. Le deuxième objectif de sécurité est abordé à travers un algorithme de détection de collisions du robot avec son environnement, sans capteur d'effort et en présence d'incertitudes de modélisation. Afin de séparer efficacement les effets dynamiques des collisions de ceux des erreurs de modélisation, une stratégie adaptative de filtrage et de décision tenant compte de l'état du système est proposée. La validation expérimentale montre une très bonne sensibilité de détection, compatible avec les normes et les recommandations de sécurité relatives à la robotique collaborative.

Mots-clés : robots manipulateurs flexibles, identification fréquentielle, commande prédictive, commande robuste, détection de collision

Abstract

The present thesis addresses the problem of motion control of flexible-joint robot manipulators using motor sensors only. The global objective is to guarantee tracking performance and robustness with respect to modeling uncertainties, together with safe human-robot interaction in a collaborative scenario where the robot and the human operator share the same workspace. The first objective of performance is achieved through the experimental identification of a flexible model of the system and the use of this model for the design of advanced control laws implemented in a cascade structure. Two complementary approaches, based either on predictive (Generalized Predictive Control, GPC) or H_∞ control frameworks, are considered to design predictive and robust two degrees-of-freedom controllers. Experimental evaluation and analysis of the proposed strategies is provided. The second objective of safety is addressed by a novel algorithm for human-robot collision detection, without force sensors and in the presence of modeling uncertainties. In order to efficiently separate the dynamic effects of the collisions from the effects due to modeling errors, the proposed approach includes adaptive filtering and uses dynamic thresholds depending on the robot state. Experimental evaluation demonstrates a good detection sensitivity which is consistent with safety standards and recommendations for collaborative robotics.

Keywords : flexible-joint robot manipulators, frequency-domain identification, predictive control, robust control, collision detection