

THESE

Présentée à l'Université de Montpellier II – Sciences et Techniques du Languedoc -
pour obtenir le diplôme de DOCTORAT

***Discipline* : Génie Informatique, Automatique et traitement du signal**

Formation Doctorale : Systèmes Automatiques et Microélectroniques

Ecole Doctorale : Sciences Pour l'Ingénieur

ETUDE ET REALISATION DE LA COMMANDE HYBRIDE

POSITION/FORCE D'UN ROBOT SOUS-MARIN

EQUIPE D'UN BRAS MANIPULATEUR

présentée par

Lionel LAPIERRE

Soutenue le 26 novembre 1999 devant le jury composé de :

M. P. DAUCHEZ	Chargé de recherche, Univ. Montpellier II, LIRMM	Dir. de thèse
M. M DROUIN	Professeur, Univ. Paris VI	Rapporteur
M. A. FOURNIER	Professeur, Univ. Montpellier II, LIRMM	Président
M. P. FRAISSE	Maître de conférence, Univ. Montpellier II, LIRMM	Examineur
M. N. M'SIRDI	Professeur, Univ. Versailles S.Q., LRP	Rapporteur

Remerciements

Les travaux présentés dans ce mémoire ont été réalisés au LIRMM (Laboratoire d'Informatique, de Robotique et de Microélectronique de Montpellier), dont je remercie le Directeur, Monsieur Gaston Cambon, de m'y avoir accueilli.

Je remercie également Monsieur Pierre Dauchez, mon directeur de thèse, dont le contact est toujours riche en enseignements, et la jovialité un indice de vitalité du département de robotique.

Je remercie également Philippe Fraisse qui a suivi et encadré mes travaux au cours de ces trois dernières années.

Je remercie également Messieurs Nacer M'Sirdi, Michel Drouin et Alain Fournier d'avoir accepté d'évaluer mon travail et d'avoir participé au jury.

Une grande claque dans le dos à mes compagnons de route, Erwann, Philippe, Christophe, Denis, Jean-Charles, Manu et David.

Un souffle d'encouragement à ceux qui sont arrivés pour assurer dignement le relève, Olivier, que je félicite et remercie d'avoir supporté mes humeurs quotidiennes, Christophe et Fred, pour leur jovialité en passe de devenir légendaire, Arnaud pour ses bols d'air quotidiens, et bien sûr Christine, note féminine d'une sensibilité apaisante dans cet univers de mâles savants.

Je ne saurais oublier ceux qui sont venus d'ailleurs pour découvrir et supporter la spécificité de la recherche française, Geovanny, Bernardo et Ruppert, que je salue humblement et félicite d'être venus.

Et les anciens, ceux qui ont défriché les lieux et transmis leur expérience personnelle, Clotilde, Muriel, Stéphane, Hervé et Denis, à qui je souhaite les meilleures choses du monde.

Je tiens particulièrement à remercier ceux qui ont su rester abordables et qui assurent l'humanité des lieux, David, François, Corinne, Nadine, René, Jérôme, Olivier, Etienne et André.

Un grand merci à Malambrac et les fous qui ont peuplé cette maison bleue, Fred, Martial, Sylvain, Sandrine, Marianne et Eric.

Merci à Portishead, Noir Désir et Grand Tourisme.

Et par dessus tout, je tiens à exprimer ma profonde gratitude à celle qui m'a sauvé de nombreux naufrages et a su illuminer mon devenir, Cathy.

A ma famille,
Père, Mère, Sœur et affiliés
qui ont été et seront toujours là.

Avant propos

C'est dans la confrontation à son environnement que l'homme trouve une source inépuisable de questionnements, qu'il utilise pour assouvir sa soif de savoir, et réalise par ce biais son indépendance d'esprit face à une nature à laquelle il est, et restera, assujéti. L'homme a soif de comprendre son environnement et les phénomènes qui s'y produisent ; non pas pour s'y soustraire, mais pour accepter sa situation de mortel perdu dans le cosmos. Certains malveillants ont profité de ces questions existentielles, et des angoisses qu'elles procurent, pour imposer leur vision des choses à une humanité crédule, qui par peur de divins cataclysmes réparateurs a accepté de vivre sur un monde sous-dimensionné, et sous le joug de l'autorité omnisciente et omnipotente.

La rigueur scientifique est née pour se soustraire à cette obscure subjectivité, et faire éclater au grand jour, preuve à l'appui, la rationalité naturelle, et la causalité des phénomènes qu'elle engendre. Si la démarche scientifique a pour origine cette confrontation dogmatique, du moins en occident, elle est maintenant parfaitement acceptée et reconnue comme le moyen de nous rapprocher de la *vérité physique objective*. Thomas Khun, cité par Steven Weinberg⁽¹⁾, se pose le problème de l'évolution des sciences : “ *S'il [T. Khun] admet que le progrès puisse exister dans les sciences, il dénie que ce progrès tende vers un but, quel qu'il soit. Il emploie fréquemment la métaphore de l'évolution biologique : d'après lui, le progrès scientifique ressemblerait à l'évolution telle que la concevait Darwin, c'est à dire le processus non dirigé vers un but quelconque. D'après lui, la nécessité de résoudre les problèmes scientifiques constitue le moteur de la sélection naturelle des théories. Dans une période de science normale, finissent par surgir des problèmes insolubles dans le cadre des théories existantes. D'où une prolifération d'idées nouvelles ; parmi elles, les mieux adaptées à la résolution de ces problèmes survivent [...] Mais l'apparition de nouveaux problèmes les verra remplacées par de nouvelles théories, plus adaptées à la résolution de ces problèmes, et ainsi de suite, sans qu'il s'en dégage aucune amélioration d'ensemble.* ” Cette idée est difficile à accepter de la part de scientifiques investis dans une quête de *vérité absolue*. Le progrès scientifique, en tant que satisfaction intellectuelle, reste limité et discutable, sauf si on le considère comme vecteur d'émerveillement ou – et ce cas nous concerne plus précisément – s'il conduit à des avancées technologiques tendant à une amélioration de la condition humaine. C'est le cas de la recherche appliquée, bien que ce terme soit discutable et fréquemment mal perçu. En effet, certains considèrent qu'une recherche scientifique véritable ne doit pas s'embarasser d'application, ni d'aucune autre contrainte non justifiée par l'amélioration de l'objectivité de leur démarche. L'argument, considéré comme imparable, qui leur est en général opposé est celui de la nécessaire recherche de financements. Cet argument n'est à mon sens pas valable. Pas plus que ceux des défenseurs fanatiques des sciences *fondamentales*, les sciences dures. Que l'on s'intéresse à l'*étude du développement embryonnaire du cristallin de l'œil de la larve de loup* [de mer], aux *algèbres de Lie dimensionnellement nilpotentes*, ou aux *ethnométhodes des instructeurs de Shintaido*, le résultat est le même. Quel que soit son domaine, le chercheur avec son style personnel et sa manière de répondre, se trouve confronté à la même question : et moi, qu'est-ce que je peux comprendre à tout ce bazar ? Comment l'aborder, comment le lire, comment l'intégrer ? Et un jour, à force de questionnements, il soulève un coin du voile et avance. Au milieu d'un fourmillement d'embryons d'idées qui naissent sur son passage. Il faut alors en choisir une, aussi futile puisse-t-elle paraître, et continuer. Alors essayons...

SOMMAIRE

1. INTRODUCTION	11
2. ETAT DE L'ART	17
2.1. La commande des véhicules sous-marins	17
2.1.1. Les missions	17
2.1.2. La commande	20
2.2. La commande des manipulateurs sous-marins	21
2.3. La commande des manipulateurs mobiles sous-marins	27
2.3.1. Problématique générale	27
2.3.2. La commande	28
2.4. Position du problème	38
3. MODELISATION, SIMULATION	43
3.1. Introduction	43
3.2. Objectifs et conception du simulateur	44
3.3. Hypothèses et spécifications	44
3.4. Considérations de mise en œuvre	45
3.4.1. Conventions et choix d'une représentation	46
3.4.2. L'environnement simulé	47
3.4.3. Le robot simulé	58
3.5. Domaine d'exploitation	66
3.5.1. Limitation de la vitesse articulaire.	66
3.5.2. Considérations technologiques	67
3.5.3. Etat de la mer	68
3.6. Validation du modèle	68
3.6.1. Réponse du simulateur aux phénomènes physiques modélisés.	68
3.6.2. Comparaison comportementale avec d'autres simulateurs	70
3.6.3. Comparaison comportementale avec des résultats expérimentaux	72

4. COMPENSATION DES EFFORTS D'INTERACTION	75
4.1. Problématique	75
4.2. Effets du couplage dynamique	77
4.3. Compensation par asservissement de la position	78
4.3.1. Schéma de commande	79
4.3.2. Résultats de simulation	79
4.3.3. Analyse des résultats	81
4.4. Compensation par retour d'effort explicite	82
4.4.1. Schéma de commande	82
4.4.2. Résultats de simulation	83
4.4.3. Analyse des résultats	84
4.5. Compensation : commande hybride externe	85
4.5.1. Schéma de commande	85
4.5.2. Résultats de simulation	86
4.5.3. Analyse des résultats	87
4.6. Conclusion	88
5. COMMANDE EN EFFORT	91
5.1. Problématique	91
5.2. Modèle au contact	92
5.3. Etude de la fonction de transfert	98
5.3.1. Influence des gains de correction	99
5.3.2. Influence du rapport des raideurs	103
5.4. La commande en effort	105
5.4.1. La plate-forme exerce l'effort : Commande Hybride Externe sur la plate-forme	106
5.4.2. Le bras exerce l'effort : Commande Hybride Externe sur la bras	111
5.5. Conclusion	114
6. COMMANDE GENERALISEE EFFORT - COMPENSATION	117
6.1. Commande généralisée effort - compensation	117
6.2. Commande en effort : simulations	120
6.2.1. Schéma de commande	121
6.2.2. Equations de la commande	121
6.2.3. Validation sur le simulateur	123
6.3. Commande en effort : suivi de trajectoire	128
6.3.1. Environnement plan vertical	128
6.3.2. Environnement plan oblique	130
6.3.3. Environnement plan courbe	131
6.4. Conclusion	132
7. CONCLUSION GENERALE	135
BIBLIOGRAPHIE	139
ANNEXES	147

Etat de l'art

Penser, analyser, inventer ne sont pas des actes anormaux, ils constituent la respiration normale de l'intelligence. Glorifier l'accomplissement occasionnel de cette fonction, thésauriser des pensées anciennes appartenant à autrui, se rappeler avec une stupeur incrédule de le *doctor universalis* a pensé, c'est confesser notre langueur ou notre barbarie. Tout homme doit être capable de toutes les idées et je suppose qu'il le sera dans le futur .

Jorge Luis Borges ,*Fictions*.

2. ETAT DE L'ART

La commande des engins sous-marins embrasse un large domaine de recherche, subdivisé en plusieurs thèmes, en fonction des domaines d'applications de chacune des études entreprises. On distingue trois types de structures robotisées sous-marines qui font l'objet de recherches conséquentes :

- *les véhicules sous-marins autonomes* : il s'agit de robots essentiellement dédiés à des missions de surveillance, d'exploration ou de recueil de données. La plupart d'entre eux sont en général de forme fuselée, faits pour évoluer sur de grandes distances et sont dans la plupart des cas apparentés à des torpilles instrumentées.
- *Les manipulateurs sous-marins* : il s'agit de bras robotisés étanches qui sont dédiés à l'intervention sous-marine. Les travaux menés sur ce sujet concernent surtout la technologie de fabrication, ainsi que les outils qu'ils doivent manœuvrer [BRI 98]. La base de ces manipulateurs peut être fixée à une structure immobile (ou dont les caractéristiques dynamiques permettent de la considérer comme telle) ou des plates-formes mobiles. Auquel cas, il se pose le problème de la commande coordonnée de l'ensemble, ce qui amène au troisième groupe d'engins sous-marins :
- *les manipulateurs mobiles sous-marins*.

2.1. La commande des véhicules sous-marins

Un véhicule sous-marin 'élémentaire' se présente comme un solide sur lequel des propulseurs doivent assurer la commande des six degrés de liberté. Ils sont conçus en fonction des missions qui leurs seront assignées.

2.1.1. Les missions

Ces robots sous-marins sont essentiellement destinés à recevoir des instruments de mesures, et doivent assurer des suivis de trajectoires, ou pouvoir atteindre une situation (position et orientation) donnée.

Exploration, recueil de données sur de longues distances

Ces véhicules sont conçus pour effectuer de grands déplacements. Ils sont limités par l'autonomie énergétique de l'engin. Ils ont donc une forme fuselée qui minimise les effets de la résistance du fluide au déplacement du sous-marin, ce qui leur confère une direction d'évolution privilégiée. Les organes de directions (ailerons, gouvernes, tuyères) ont des caractéristiques propres qu'il faut prendre en compte. Notamment le fait que les ailerons et gouvernes n'ont une action que lors d'un déplacement. En régime de croisière, ces engins sont

toujours en immersion et en mouvement, et n'entrent pas en contact avec l'environnement. Ils n'ont donc pas, en principe, à devoir s'immobiliser et se situer dans l'espace avec une grande précision. Il existe cependant deux exceptions, durant les phases de recalage GPS, qui nécessite de faire surface, et la phase terminale de *homing* durant laquelle l'engin navigue vers une balise en général fixée au centre d'un filet qui permet la récupération du robot, en fin de mission. Ces deux interruptions au régime nominal font l'objet de recherches spécifiques. Nous n'aborderons pas ces problèmes.

Ces engins effectuent des missions de cartographie, suivi de fonds, évaluation des gradients de température, analyse de turbidité ou encore de récupération d'échantillons d'eau...

La commande d'un tel engin doit assurer :

- un suivi de trajectoire précis,
- une dépense énergétique minimale,
- des interruptions au fonctionnement nominal nécessaires pour le recalage, le *homing*...

La plupart des ces véhicules ont une structure relativement simple et sont conçus pour être autonomes, les AUV (Autonomous Underwater Vehicle, cf. figure 2-I).

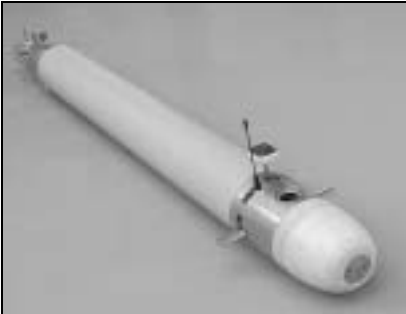





		
<i>Taipan</i> (LIRMM France) http://www.lirmm.fr	<i>Autosub</i> (AMSL Floride) http://www.oe.fau.edu/AMS/	<i>Odyssey</i> (MIT Massachusetts) http://auvserv.mit.edu/
		
<i>Aqua Explorer</i> (KatoLab Japon) http://mdesign.os.u-tokai.ac.jp/katolab/katolabe.html	<i>FishRobot</i> (KatoLab Japon) http://mdesign.os.u-tokai.ac.jp/katolab/katolabe.html	<i>RoboTuna</i> (MIT Massachusetts) http://auvserv.mit.edu/

Figure 2-I : les AUV.

Surveillance et inspection

Les missions de surveillance et d'inspection se situent en général dans un espace restreint. Les déplacements ne sont donc pas importants. En revanche, ces robots doivent pouvoir se positionner avec une grande précision. La manœuvrabilité est essentielle et

l'holonomie un critère recherché. Ces véhicules sont en général téléopérés et peuvent comporter un câble ombilical qui permet le transfert d'informations et/ou de l'énergie. Cet ombilical a une incidence non négligeable sur la dynamique de l'ensemble, et son action doit être spécifiquement prise en compte dans la commande [NOH 98].

Ces engins effectuent des missions de surveillance de structures immergées telles que les plates-formes off-shores, les pipelines sous-marins, les épaves... Dans le cadre de ces missions, ces robots n'ont pas eux non plus, à entrer en contact avec l'environnement, mais doivent pouvoir se situer par rapport à celui-ci avec une grande précision.

La commande d'un tel engin doit assurer :

- la plus grande holonomie possible,
- un positionnement absolu précis,
- une prise en compte des courants et de l'influence des vagues.

Contrairement aux précédents, la forme de ces véhicules peut être quelconque, ou du moins, peut répondre à d'autres critères que ceux de l'aérodynamique. Ils ne sont en général pas autonomes et fonctionnent en mode téléopérés : les ROV.



Figure 2-II : les ROV.

Les caractéristiques que nous citons ci-dessus sont similaires à celles des manipulateurs mobiles sous-marins qui doivent répondre aux mêmes contraintes. Les différentes commandes existantes vouées au contrôle de ces véhicules seront citées dans le paragraphe 2.1.2.

2.1.2. La commande

La commande d'un véhicule sous-marin est un problème connexe au notre. Cependant, les solutions proposées dans la littérature sont intéressantes par la démarche et l'analyse du problème effectuées par les chercheurs. Nous abordons tout au long de ce paragraphe les différentes commandes appliquées aux AUV. Cependant, la commande de tels engins doit répondre à des critères spécifiques différents de ceux concernant les manipulateurs mobiles sous-marins. Nous décrivons donc brièvement les commandes exposées dans la littérature et relatives à ces engins.

Tout d'abord, il est à noter que tous les auteurs soulignent la difficulté d'estimation des coefficients hydrodynamiques nécessaires à l'établissement d'un modèle de l'engin sous-marin. Ce modèle étant par la suite utilisé dans la commande, il se pose les problèmes de la finesse avec laquelle il sera développé, la pertinence d'une telle précision vis à vis de la

finesse des missions que le robot aura à remplir, et aussi de la robustesse de la loi de commande vis à vis des incertitudes du modèle.

G. Bartolini et *al.* [BAR 90] ont développé un simulateur basé sur les caractéristiques d'un robot existant, Roby (cf. figure 2-II), constitué d'une base sphérique, et commandé par quatre propulseurs. La commande est réalisée par un algorithme très simple, constitué d'un simple correcteur PD, et prend en compte un modèle simplifié du système (pas de phénomène hydrodynamique).

Les auteurs posent le problème de l'estimation de la situation absolue du robot. Ils considèrent que l'information relative à l'orientation du robot dans l'espace peut être acquise grâce à des capteurs de type gyromètres et inclinomètres de façon satisfaisante. Par contre, le problème de la localisation dans l'espace du centre de gravité de la structure est plus complexe. Ils proposent d'utiliser un système de vision, et par corrélation des différentes images numérisées qu'ils acquièrent, d'estimer le mouvement du robot, et donc sa position absolue. Ils soulèvent aussi le problème de la fluidité de ces images lorsqu'elles sont perçues par l'opérateur qui doit téléopérer le robot. C'est dans ce cas qu'ils font appel au simulateur qu'ils ont développé, pour interpoler des séquences d'images virtuelles entre deux saisies de la caméra.

Dans le cas où les organes sensoriels du robot sont efficaces, une simple loi du type PD est satisfaisante [MAH 91].

R. Cristi et *al.* [CRI 90] établissent une loi de commande pour un véhicule sous-marin qu'ils désignent comme un contrôle adaptatif par régime glissant. Ils se basent sur les travaux antérieurs de J.J. Slotine et *al.* [SLO 86] ainsi que D. Yoerger et *al.* [YOE 85] sur la commande par régime glissant, et associent la robustesse de ce type de loi à la souplesse d'une loi adaptative.

Ces résultats sont généralisés à un véhicule à 6 degrés de liberté dans [HEA 93]. Des études similaires sont menées dans [FOS 91a, 91b].

J. Yuh [JUH 90, 93] travaille sur l'élaboration d'une loi de commande pour les URV (*Underwater Robotic Vehicle*). Il propose tout d'abord une commande non linéaire basée sur la connaissance du modèle dynamique du robot. Cette commande calcule les consignes de façon à ce que le robot se comporte comme un système linéaire désiré, inclus au modèle dynamique complet. Cette loi de commande est satisfaisante dans la mesure où l'on connaît précisément la valeur des coefficients hydrodynamiques relatifs aux phénomènes qui agissent sur le robot. Cette condition est difficile à remplir. Il propose alors d'utiliser une loi adaptative qui estime les paramètres du modèle linéaire de référence par analyse des entrées et sorties du robot. Cette estimation est ensuite utilisée pour calculer les gains adéquats du contrôleur. Cette loi de commande dépend directement de la qualité de réponse des capteurs de situation de l'engin.

G. Conte et *al.* [CON 97a, 97b] travaillent sur l'établissement d'une loi de commande robuste sur le principe de l'analyse de stabilité de Lyapounov. Ils établissent tout d'abord un contrôleur non linéaire, basé sur le suivi d'un modèle dynamique nominal par le robot. Un modèle des erreurs est développé, et la stabilité de l'ensemble est évaluée au sens de Lyapounov. Le modèle nominal est ensuite affiné pour garantir des performances optimales.

N. Kato et *al.* [KAT 98] étudient une solution originale pour le contrôle et la propulsion d'engins sous-marins. Ils se basent sur l'étude de la forme et du mouvement des nageoires d'un poisson. Ce système mécanique, assimilable à des nageoires, doit reproduire un

mouvement qui permet au robot d'avancer. Des études sur le mouvement des nageoires d'un poisson ont permis de définir une structure mécanique qui réalise ce mouvement. La loi de contrôle de l'ensemble reste peu évoluée.

2.2. La commande des manipulateurs sous-marins

La plupart des tâches demandées à un manipulateur impliquent un contact avec l'environnement. En particulier dans le milieu sous-marin où l'environnement réagit sur la structure du bras dès que celui-ci entre en mouvement. Ceci implique de réguler l'effort exercé par le robot. Les commandes en effort constituent donc l'essentiel des publications relatives à la commande des manipulateurs sous-marins. Cependant, une implication importante de l'environnement sous-marin est que le milieu exerce un effort sur toute la structure du bras et non plus seulement sur l'effecteur. Un effort de réaction de l'environnement apparaît dès que le bras entre en mouvement. Ceci est à prendre spécifiquement en compte lors du choix de la structure de commande pour piloter le manipulateur.

Nous présentons ci-dessous des lois de commande en effort qui ont été réalisées pour des applications qui ne sont pas uniquement sous-marines.

La commande par retour d'effort

A.C. Clegg et *al.* [CLE 96] travaillent sur la commande en effort d'un manipulateur sous-marin. Ils installent un capteur d'effort marinisé sur l'effecteur et contrôlent le système avec une commande en effort classique. La Jacobienne transposée permet de ramener l'effort ressenti par l'effecteur au niveau articulaire. Une loi de commande classique du type PID articulaire réalise l'asservissement du système (cf. figure 2-III).

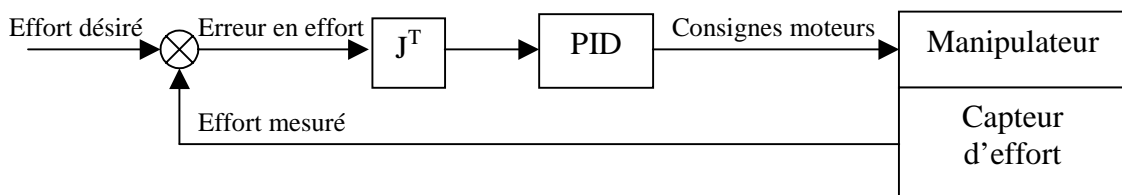


Figure 2-III : commande en effort carthésien, PID articulaire.

La commande adaptative

D. Broome [BRO 91] propose d'utiliser un contrôle adaptatif pour commander un manipulateur sous-marin.

Il fait l'hypothèse que le système se comporte comme un système linéaire durant un intervalle de temps dt . Il prend comme modèle de référence pour chaque articulation du bras, une fonction du 2^{ème} ordre décrite à l'équation 2.1.

$$(b_1 \cdot z^{-1} + b_2 \cdot z^{-2}) \cdot u_c(k) = (1 + a_1 \cdot z^{-1} + a_2 \cdot z^{-2}) \cdot y(k) + d(k) \quad (2.1)$$

$y(k)$: retour capteur position (angles des articulations),
 $u_c(k)$: signal de commande, consigne des moteurs,
 $d(k)$: perturbation.

Un algorithme d'adaptation par les moindres carrés étendus permet d'identifier les paramètres du modèle à chaque période d'échantillonnage (cf. équation 2.2).

$$\begin{aligned} \theta(k) &= \theta(k-1) + L(k) \cdot [y(k) - \theta^T(k-1) \cdot \phi(k)] \\ L(k) &= \frac{P(k-1) \cdot \phi(k)}{\lambda + \phi^T(k) \cdot P(k-1) \cdot \phi(k)} \\ P(k) &= \lambda^{-1} \cdot (I - L(k) \cdot \phi(k) \cdot \phi^T(k) \cdot P(k-1)) \end{aligned} \quad (2.2)$$

avec :

$\theta^T(k) = (a_1, a_2, b_1, b_2)$: les paramètres du système,
 $\phi^T(k) = (-y(k-1), -y(k-2), u_c(k-1), u_c(k-2))$: vecteur des entrées/sorties précédentes,
 λ : facteur d'oubli.

Une fois que l'identification des paramètres est effectuée, les gains optimaux sont calculés par placement des zéros et pôles de la fonction de transfert, pour en assurer la stabilité. Le schéma de commande global est décrit à la figure 2-IV.

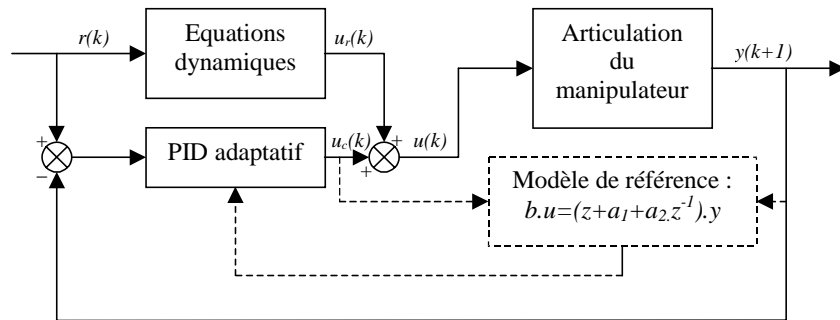


Figure 2-IV : principe du PID adaptatif par identification d'un modèle simplifié.

$r(k)$: valeurs désirées,
 $e(k)$: erreur de position.

Les équations dynamiques du système utilisées dans le schéma décrit à la figure 2-IV comprennent uniquement les termes de gravité. Il n'est pas nécessaire de considérer le modèle global.

L'équation 2.3 décrit, sous forme discrète, la loi de commande utilisée.

$$u_{ck} = -k_3 \cdot u_{ck-2} + k_0 \cdot (r_k - y_k) + k_1 \cdot (r_{k-1} - y_{k-1}) + k_2 \cdot (r_{k-2} - y_{k-2}) \quad (2.3)$$

r_k : valeurs désirées,
 y_k : données capteurs,
 k_0, k_1, k_2, k_3 : gains du PID.

La fonction de transfert en boucle fermée est écrite grâce aux équations 2.1 et 2.3. Soit le dénominateur de cette fonction qui s'écrit comme à l'équation 2.4.

$$T(z^{-1}) = 1 + t_1 \cdot z^{-1} + t_2 \cdot z^{-2} + t_3 \cdot z^{-3} + t_4 \cdot z^{-4} \quad (2.4)$$

Une relation explicite entre les paramètres du système et les gains de la fonction de correction peut alors être écrite (cf. équation 2.5). C'est en choisissant les paramètres t_1 , t_2 , t_3 et t_4 de manière à placer les pôles de la fonction de transfert à l'intérieur du cercle unité, que l'on acquiert la valeur adéquate des gains du PID, qui réalisent un asservissement stable.

$$k_0 = \frac{t_1 - a_1}{b_1}, \quad k_3 = \frac{b_1 \cdot b_2 \cdot t_3 - b_2^2 \cdot t_2 - b_1^2 \cdot t_4 + b_2^2 \cdot a_2 + b_2^2 \cdot k_0}{b_1 \cdot b_2 \cdot a_1 - b_2^2 - a_2 \cdot b_1^2}, \quad (2.5)$$

$$k_2 = \frac{t_4 - a_2 \cdot k_3}{b_2}, \quad k_1 = \frac{t_2 - a_2 - b_2 \cdot k_0 - s_3}{b_1}$$

La commande hybride position/force parallèle

K. Ishimi et *al.* [ISH 89, 91] travaillent sur la commande en effort d'un manipulateur sous-marin. Un capteur d'effort 6 axes est installé sur l'effecteur. Le bras exerce un effort sur la structure sur laquelle il doit intervenir. Il est muni de capteurs de position tels qu'une caméra et une ceinture de cellules ultrasonores installées en bout de bras et utilisées comme proximètres. Le contrôle en effort est similaire à celui développé classiquement en robotique manufacturière, en utilisant un schéma de commande hybride position/force parallèle (cf. figure 2-V). Le modèle qu'ils développent considère l'influence des courants marins.

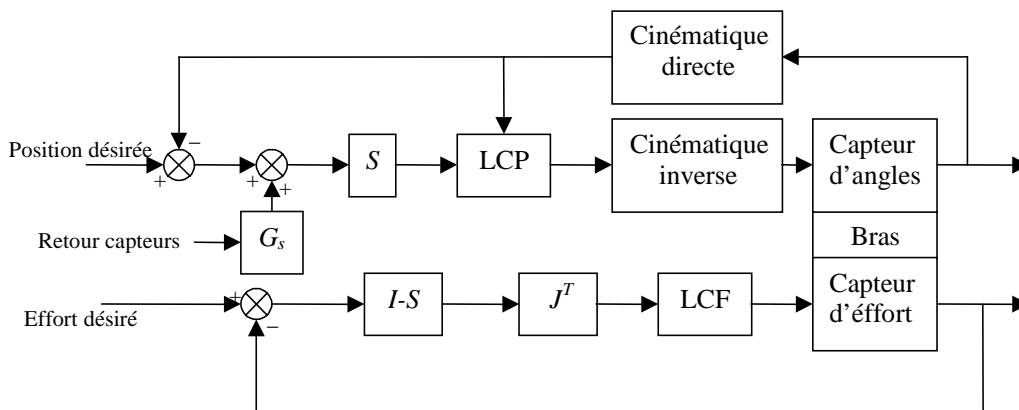


Figure 2-V : schéma de commande hybride externe.

S : matrice de sélection,
 LCP : Loi de Commande en Position,
 LCF , Loi de Commande en Effort,
 J : Matrice Jacobienne,
 G_s : gains correctifs de données capteurs.

D'autres schémas de commande hybride position/force destinés aux bras manipulateurs existent. Ils n'ont pour l'instant pas encore été appliqués au domaine sous-marin. Mais en

dehors des contraintes environnementales, la problématique de la commande reste la même. Nous les présentons ci-dessous.

Commande hybride dynamique

De nombreuses recherches ont été menées sur la commande en effort de manipulateurs industriels. La commande hybride dynamique implique une bonne connaissance du modèle dynamique de la structure que l'on désire commander. Nous trouvons des études concernant ce type de lois dans [FRA 94], [DOM 88] et [BER 95]. Suivant le domaine d'évolution du robot, le modèle dynamique et les paramètres nécessaires à son établissement changent. L'équation 2.6 décrit une forme générique du modèle dynamique exprimé dans l'espace opérationnel d'un bras manipulateur.

$$F_x = M_x(\theta) \cdot \ddot{\theta} + V_x(\theta, \dot{\theta}) + G_x(\theta) \quad (2.6)$$

θ : variables articulaires,
 F_x : torseur des efforts et couples opérationnels (effecteurs),
 M_x : matrice d'inertie du système, calculée dans l'espace opérationnel,
 V_x : vecteur des forces de Coriolis et centrifuges, calculé dans l'espace opérationnel,
 G_x : vecteur des forces de gravité, calculé dans l'espace opérationnel.

Le schéma de la commande hybride position/force dynamique est décrit à la figure 2-VI.

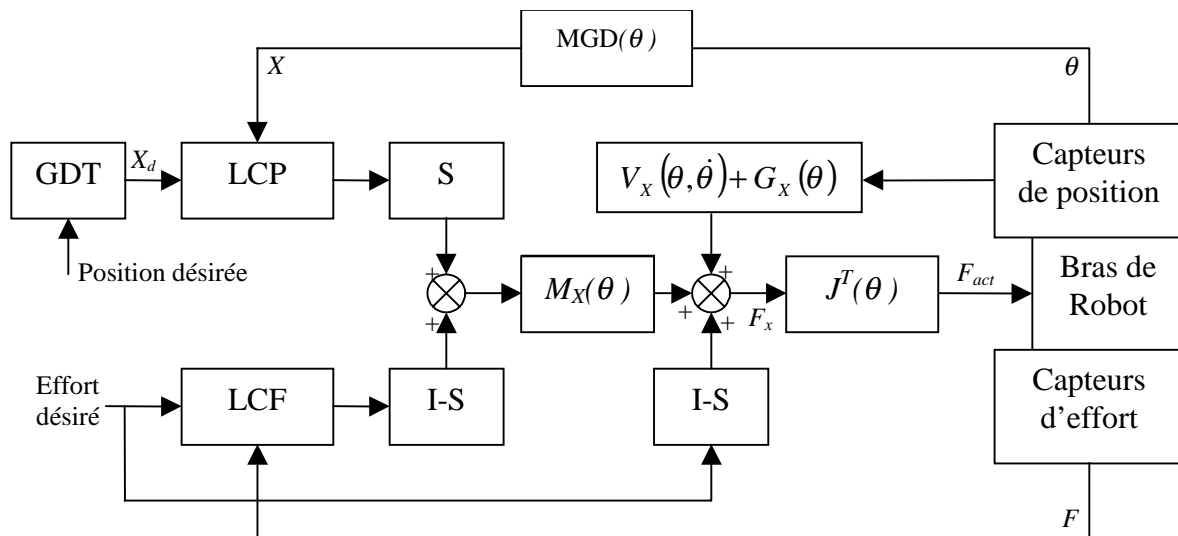


Figure 2-VI : schéma de commande hybride dynamique.

LCP : Loi de Commande en Position,

LCF : Loi de Commande en Effort,

MGD : Modèle Géométrique Direct,

F_{act} : torseur des efforts et couples des actionneurs.

Cette loi de commande régule les consignes articulaires en fonction des erreurs de position et d'effort de l'effecteur, en effectuant un découplage non linéaire dans l'espace opérationnel. Chaque actionneur du robot reçoit simultanément des contributions à l'asservissement de position et à l'asservissement d'effort dans l'espace opérationnel, via la

matrice jacobienne transposée. On utilise la matrice de sélection S pour désigner le type de commande (position ou effort) associée à chaque degré de liberté de l'effecteur.

Commande hybride externe

La commande hybride externe propose elle aussi de piloter un bras manipulateur en effort et en position. Elle consiste en une hiérarchisation de la boucle de commande en effort sur la boucle de commande en position. Nous trouvons des travaux relatifs à cette loi de commande dans [PER 91], [BER 95] et [DEG 97]. Le principe de cette commande est de modéliser le contact avec l'environnement par un système ressort-amortisseur dont les paramètres (raideur et amortissement) sont implicitement inclus dans les gains de correction de la LCF (Loi de Commande en Force). Lorsque le robot est au contact, une variation de l'effort se traduit par un déplacement. Une erreur sur la consigne en effort peut donc être vue comme un déplacement à effectuer. De ce fait, cette information peut être utilisée pour provoquer un déplacement, en corrigeant la consigne initiale de position. Ceci implique un comportement du bras qui tend à asservir sa position à suivre une consigne qui rectifie automatiquement l'asservissement de l'effort, pour générer un contact dans les conditions désirées. Le schéma de cette structure de commande est présenté à la figure 2-VII.

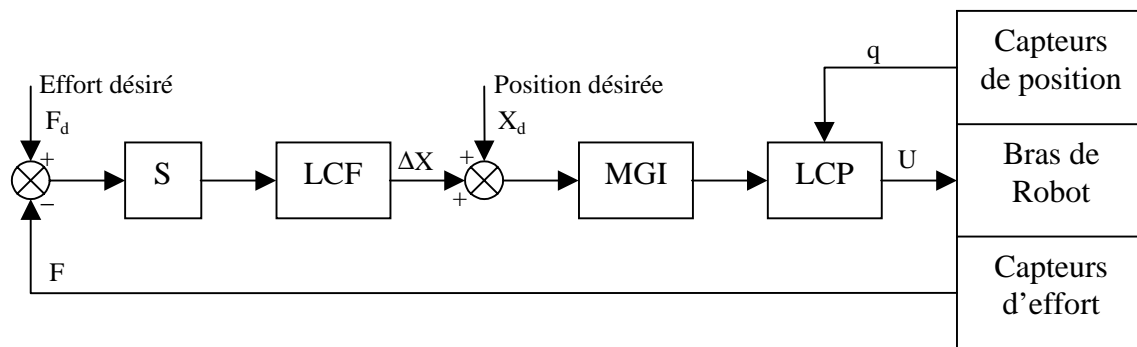


Figure 2-VII : schéma de commande hybride externe, avec asservissement articulaire de la position.

LCP : Loi de Commande en Position,
 LCF : Loi de Commande en Effort,
 MGI : Modèle Géométrique Inverse,
 U : consignes moteurs,
 q : variables articulaires.

La consigne de déplacement ΔX vient s'ajouter à la consigne de position X_d . Il est à noter que la boucle interne de contrôle de la position est toujours active, même en cas de rupture de contact. Il existe cependant une condition pour que l'asservissement en effort ne soit pas affecté par la boucle de contrôle de la position. Si nous considérons une direction dans laquelle l'asservissement en effort est actif, c'est-à-dire suivant laquelle le déplacement est contraint, la consigne de position X_d peut être vue comme une perturbation extérieure constante. Or, pour une loi de commande linéaire de l'effort (ici LCF), le rejet d'une perturbation constante peut être effectué si l'asservissement contient au moins un intégrateur en amont de la perturbation. Si ce n'est pas le cas, une erreur statique apparaît.

Loi de commande d'impédance

Nous trouvons des travaux relatifs à cette commande dans [BOU 95], [BER 95] et [DOM 88]. Les structures de commande d'impédance ont pour principe non pas la commande directe de l'effort ou de la position, mais celle de la relation entre ces deux grandeurs :

l'impédance associée. La relation d'impédance choisie est généralement du second ordre. Elle est décrite à l'équation 2.7.

$$F = K_a (\ddot{X}_d - \ddot{X}) + K_v (\dot{X}_d - \dot{X}) + K_p (X_d - X) \quad (2.7)$$

F : effort exercé à l'extrémité de l'effecteur,
 X : position de l'effecteur,
 X_d : position désirée de l'effecteur ,
 K_a : matrice d'inertie,
 K_v : matrice d'amortissement,
 K_p : matrice de raideur.

Ou encore, dans le domaine de Laplace :

$$Z(p) = K_a \cdot p^2 + K_v \cdot p + K_p \quad (2.8)$$

Il existe deux manières de mettre en œuvre la commande d'impédance.

- La première consiste à mesurer l'effort d'interaction entre l'effecteur et l'environnement, et cette mesure est utilisée pour modifier la consigne de position, compte tenu de l'impédance souhaitée (cf. figure 2-VIII-a).
- La seconde utilise une mesure de la position et en déduit l'effort à exercer sur l'environnement, à partir duquel est calculé l'effort que doivent fournir les actionneurs (cf. figure 2-VIII-b).

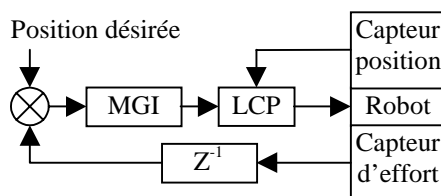


Figure 2-VIII-a : commande d'impédance, basée sur la position.

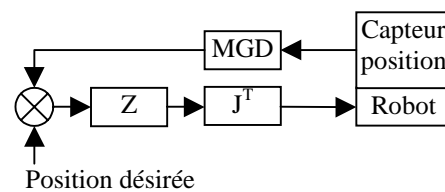


Figure 2-VIII-b : commande d'impédance, basée sur l'effort.

Les commandes par matrice de raideur ($K_a = K_v = 0$) ou d'amortissement ($K_a = K_p = 0$) sont des cas particuliers de la commande d'impédance.

2.3. La commande des manipulateurs mobiles sous-marins

Ces robots sont dédiés à l'intervention sous-marine et sont pilotés en mode téléopéré. Un ou plusieurs manipulateurs sont montés sur une plate-forme mobile, et la stratégie de commande consiste à assurer la commande coordonnée de l'ensemble.

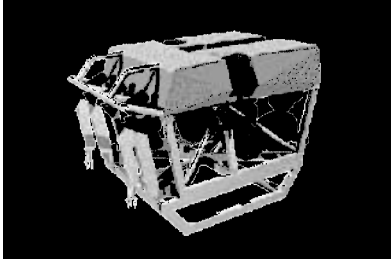

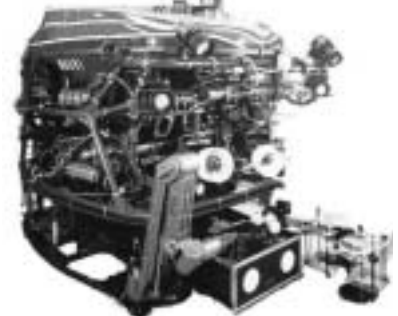
		
<p>Victor 6000 (Ifremer, France) http://www.ifremer.fr</p>	<p>Jason (WHOI, Massachusetts) http://www.whoi.edu/</p>	<p>Tiburon (MBARI, Californie) http://www.mbari.org</p>

Figure 2-IX : les manipulateurs mobiles sous-marins.

2.3.1. Problématique générale

Un système de manipulation mobile sous-marine englobe plusieurs thèmes de recherches qui font l'objet d'études spécifiques :

- le système mécanique,
- le système de contrôle,
- les capteurs,
- les actionneurs
- l'alimentation énergétique,
- le système de communication.

La stratégie de commande du système global est intimement liée au modèle mécanique de la structure, ainsi qu'aux différents capteurs dont dispose le robot. Les lois de commande classiques sont efficaces dans la mesure où le robot peut estimer avec précision sa position absolue [MAH 91]. Mais il s'agit là d'un des principaux problèmes que l'on rencontre sous la mer. Il est en effet très difficile de garantir que le robot dispose de capteurs assez performants pour pouvoir se situer avec précision.

2.3.2. La commande

La commande de la plate-forme fait l'objet de recherches spécifiques, exposées au paragraphe 2.1.2. Ces commandes sont efficaces, mais la présence du manipulateur en détériore les performances. Plusieurs solutions sont alors proposées.

La plupart des travaux menés sur ce thème utilisent les modèles du robot et de l'environnement dans la commande. Le bras manipulateur influence le véhicule par l'effort qu'il exerce sur lui. La principale originalité de chaque étude se situe dans la méthode d'utilisation de ces modèles complets, ou partiels, et dans les méthodes d'identification des paramètres nécessaires à l'établissement du modèle. Dans la plupart des cas, la commande du manipulateur et de la plate-forme sont indépendantes. Le lien existant entre elles est l'estimation de l'effort que le bras exerce à sa base. Elles prennent en compte la même

problématique que pour le véhicule seul, et considèrent l'action du bras comme une perturbation supplémentaire, à intégrer au modèle du véhicule.

Incidence du bras manipulateur sur le véhicule

De nombreux auteurs ont mis en évidence l'action du couplage dynamique entre le bras et la plate-forme sur l'attitude du véhicule. Ces études sont souvent effectuées en simulation en développant le modèle dynamique d'un véhicule muni d'un seul bras manipulateur [MIL 94, 95a, 95b][KIE 96][TAR 96b][DUN 98][SCH 94][MAH 91][CAN 98][DIA 99] ou de plusieurs [TAR 96a][TAR 97][KAT 96]. D'autres soulignent l'incidence de ce couplage dynamique suite à des expérimentations sur site réel [LAI 96a, 96b, 97][LEA 98][CAN 98][DIA 99].

Cette action est notable, il faut la prendre en compte spécifiquement. Nous l'illustrons ci-dessous en reproduisant les photos prises lors d'une expérimentation menée par T. W. McLain, S. M. Rock et M. J. Lee au laboratoire du Monterey Bay Aquarium Research Institute (MBARI) sur le véhicule OTTER sur lequel a été installé un manipulateur à un degré de liberté (cf. figure 2-X a).

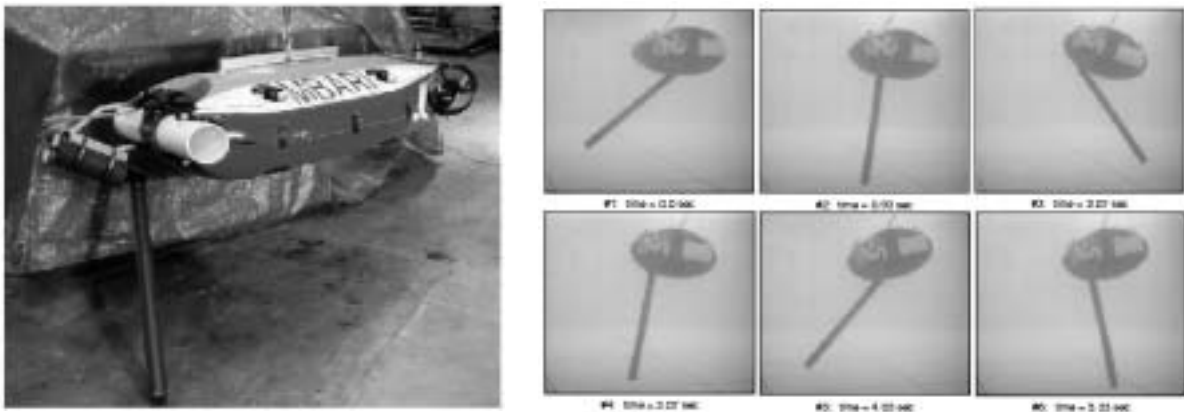


Figure 2-X a et b : OTTER au Monterey Bay Aquarium Research Institute (MBARI)
Images de T.W McLain, S.M. Rock et M.J. Lee [LAI 96b].

Comme décrit à la figure 2-X a-b, on constate un défaut de positionnement de la plate-forme suite au mouvement du manipulateur. Ce couplage dynamique important est engendré par les phénomènes hydrodynamiques que subit le bras en mouvement dans l'eau. Ceci est spécifique au milieu sous-marin. Ce même véhicule, soumis à un mouvement du bras identique, serait beaucoup moins perturbé dans un environnement moins visqueux, tel que l'air. Le couplage dynamique doit donc être pris en compte explicitement dans la commande.

Commandes linéarisantes par couple calculé

Une commande, que nous qualifierons de 'basique', a été développée par Schoelberg et al. [SCH 94]. Ils proposent d'écrire le modèle dynamique des deux sous-systèmes (bras et véhicule), en considérant les effets du couplage dynamique mutuel sous la forme de perturbations extérieures. (cf. équations 2.9).

M. W. Dunnigan et al. [DUN 98] proposent d'utiliser la commande par régime glissant décrite par Yoerger et Slotine [YOE 85, 90a] pour piloter le véhicule. Le bras est piloté indépendamment et le couple de liaison est calculé grâce au modèle du bras. Il est par la suite intégré à la commande du véhicule. Des résultats de simulation sont exposés. Ils comparent l'efficacité de la commande par régime glissant par rapport à la commande *PILim* (commande PI avec limitation de vitesse). La commande par régime glissant semble plus adaptée que la commande *PILim*, pour prendre en compte les perturbations du bras ainsi que les erreurs de modélisation.

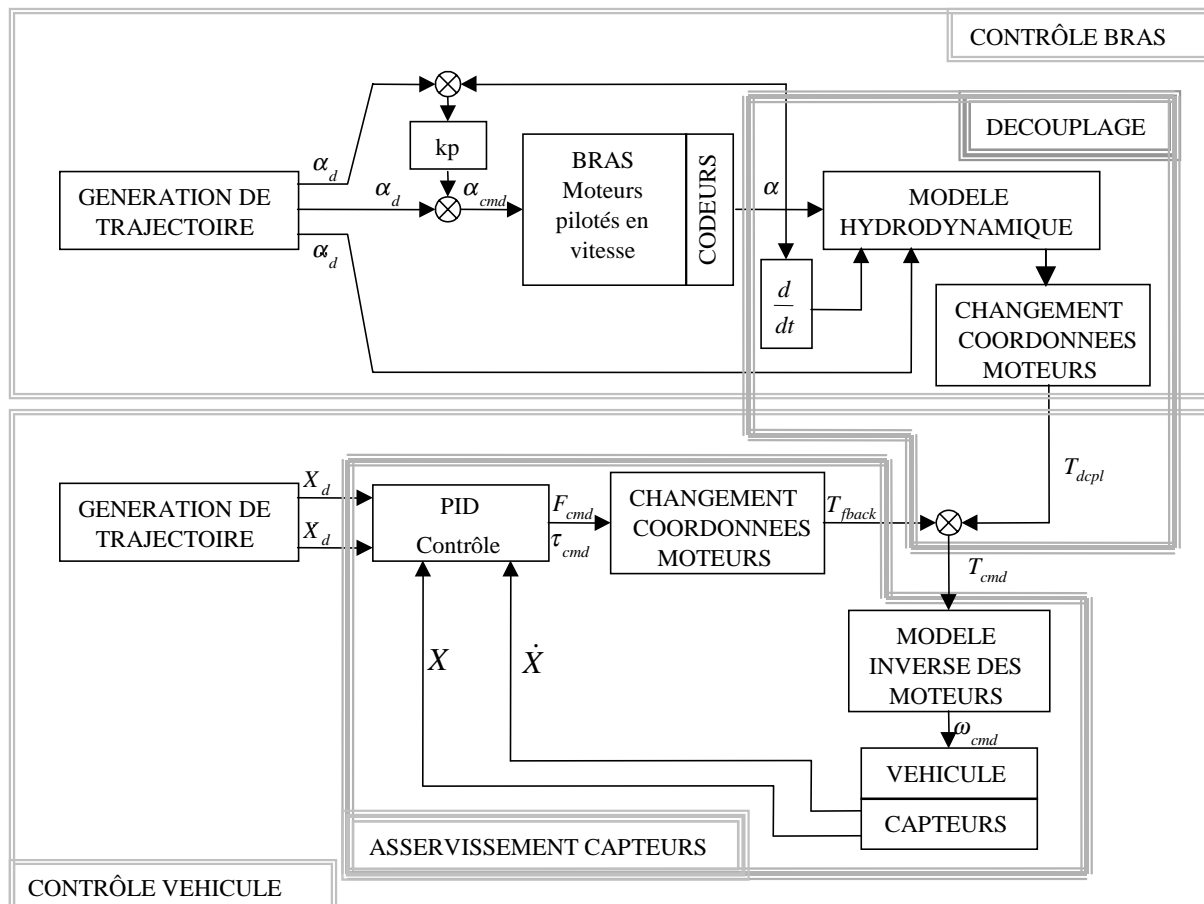


Figure 2-XII : commande par découplage.

T. W. McLain et al. [LAI 96b] étudient le comportement d'un manipulateur sous-marin durant la phase d'arrimage. Le robot déploie ses bras afin de se fixer à une structure immobile sur laquelle il doit intervenir. Lors du déploiement, la plate-forme doit garder sa situation constante. La commande globale est à deux niveaux. Le premier - la commande par découplage - utilise le modèle du bras pour calculer les efforts exercés par celui-ci sur la plate-forme (prédiction des perturbations dues au bras) et le deuxième - la commande par retour capteurs - asservit la position du véhicule grâce à ses capteurs. Le bras est asservi par sa boucle de commande, un simple PD, et les moteurs du bras sont commandés en vitesse. Quatre séries de tests sur site réel (bras à 1 degré de liberté, véhicule à 6 degrés de liberté) sont effectués (cf. figure 2-XII) :

- pas de contrôle véhicule : mise en évidence de l'influence du bras sur le véhicule,

- contrôle par retour capteur : mise en évidence des capacités de réjection des perturbation du contrôleur de base,
- contrôle par découplage seul : la précédente boucle de commande est ouverte, la plate-forme est asservie en fonction du couple calculé par le modèle,
- contrôle coordonné : les deux boucles précédentes sont activées.

Les résultats présentés confirment la nécessité de prendre en compte le couplage dynamique entre le bras et le véhicule dans la boucle de commande. La fusion des deux commandes (découplage et capteurs) donne de bons résultats.

Commande optimale robuste : théorie des perturbations singulières

C. Canudas de Wit et *al.* [CAN 98] ainsi que E.O. Diaz et *al.* [DIA 99] mettent en évidence les problèmes de différence de bande passante des réponses du véhicule et du bras. Ils s'appuient sur cette considération pour établir une loi de commande robuste et non linéaire basée sur la théorie des perturbations singulières. L'approche d'un système par la théorie des perturbations singulières permet d'obtenir un modèle approché du système réel, mais d'ordre inférieur. L'idée fondamentale est que, si un système est composé de dynamiques différentes, il existe un système d'ordre inférieur, tenant compte de la différence des dynamiques, dont la solution est très proche du système original. Le modèle simplifié garde les propriétés asymptotiques caractéristiques du système réel.

Soit un robot manipulateur constitué d'une plate-forme mobile et d'un bras. Les deux sous-systèmes ont deux dynamiques différentes. L'équation du système global est écrite en 2.10.

$$N(q) \cdot \ddot{q} + h(t, q, \dot{q}) = u \quad (2.10)$$

N : matrice d'inertie du système global,
 h : vecteur des termes non-linéaires,
 u : efforts extérieurs fournis par les moteurs,
 q : coordonnées généralisées du système global.

La séparation véhicule/manipulateur nous permet d'écrire :

$$N = \begin{bmatrix} M & T \\ T^T & H \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

M : matrice d'inertie du véhicule,
 H : matrice d'inertie du manipulateur,
 T : matrice des termes de couplage.

La commande formalisée à l'équation 2.12 est proposée pour le système global.

$$u = \hat{N} \cdot v + \Delta u \quad (2.12)$$

\hat{N} : estimation de la matrice N ,
 v : commande linéaire,
 Δu : fonction non linéaire.

La commande v constitue une première boucle de rétroaction linéaire proportionnelle dérivée.

$$v = \ddot{q}^d - K_v \cdot (\dot{q} - \dot{q}^d) - K_p (q - q^d) \quad (2.13)$$

$\ddot{q}^d, \dot{q}^d, q^d$: valeurs désirées, issues de la génération de trajectoire,
 K_v, K_p : coefficients proportionnels et dérivés.

La dynamique de l'erreur $\tilde{q} = q - q_d$ en boucle fermée s'écrit donc :

$$\ddot{\tilde{q}} + K_v \cdot \dot{\tilde{q}} + K_p \cdot \tilde{q} = 0 \quad (2.14)$$

Ou encore :

$$\ddot{\tilde{q}}_i + 2 \cdot \xi_i \cdot \omega_i \cdot \dot{\tilde{q}}_i + \omega_i^2 \cdot \tilde{q}_i = 0 \quad (2.15)$$

q_i : erreur de l'articulation i ,
 ξ_i : coefficient d'amortissement de l'erreur \tilde{q}_i ,
 ω_i : fréquence induite de l'erreur \tilde{q}_i .

Or, la plate-forme et le bras manipulateur ont deux dynamiques différentes. Le véhicule est beaucoup plus lent que le manipulateur. Un paramètre 'petit' du système, ε , est défini :

$$\varepsilon = \frac{\omega_v}{\omega_m} \ll 1 \quad (2.16)$$

ω_v : fréquence induite du véhicule,
 ω_m : fréquence induite du manipulateur.

En récrivant la matrice \hat{N} et en négligeant les termes de couplage entre les deux sous-systèmes (cf. équation 2.17), la commande u se décompose en deux commandes u_v et u_m , appliquées indépendamment au véhicule et au bras (cf. équation 2.18).

$$\hat{N} = \begin{bmatrix} \hat{M} & 0 \\ 0 & \hat{H} \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

\hat{M} : estimation de la matrice de dynamique du véhicule,
 \hat{H} : estimation de la matrice de dynamique du bras.

$$\begin{aligned} u_v &= \hat{M} \cdot \left(\ddot{\tilde{q}}_v^d - K_v \cdot \dot{\tilde{q}}_v - K_p \cdot \tilde{q}_v \right) + \Delta u_v \\ u_m &= \hat{H} \cdot \left(\ddot{\tilde{q}}_m^d - \frac{K_v}{\varepsilon} \cdot \dot{\tilde{q}}_m - \frac{K_p}{\varepsilon^2} \cdot \tilde{q}_m \right) + \Delta u_m \end{aligned} \quad (2.18)$$

avec :

$$K_p = 2 \cdot \xi \cdot \omega_v \text{ et } K_v = \omega_v^2.$$

Les erreurs en position et en vitesse pour le véhicule et le manipulateur s'écrivent :

$$E_v = \begin{pmatrix} e_v^1 \\ e_v^2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \tilde{q}_v \\ \dot{\tilde{q}}_v \end{pmatrix}, \quad E_m = \begin{pmatrix} e_m^1 \\ e_m^2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \tilde{q}_m / \varepsilon^2 \\ \dot{\tilde{q}}_m / \varepsilon \end{pmatrix} \quad (2.19)$$

Reprenant ce formalisme, les positions et vitesses articulaires s'écrivent :

$$q = \begin{pmatrix} e_v^1 + q_v^d \\ \varepsilon^2 \cdot e_m^1 + q_m^d \end{pmatrix}, \quad \dot{q} = \begin{pmatrix} e_v^2 + \dot{q}_v^d \\ \varepsilon \cdot e_m^2 + \dot{q}_m^d \end{pmatrix} \quad (2.20)$$

Le modèle simplifié est déduit des équations 2.20 avec l'approximation $\varepsilon = 0$. Les positions et vitesses articulaires approchées, notées \hat{q} et $\dot{\hat{q}}$, deviennent indépendantes de E_m , donc de la dynamique rapide. Elles s'écrivent :

$$\hat{q} = \begin{pmatrix} e_v^1 + q_v^d \\ q_m^d \end{pmatrix}, \quad \dot{\hat{q}} = \begin{pmatrix} e_v^2 + \dot{q}_v^d \\ \dot{q}_m^d \end{pmatrix} \quad (2.21)$$

Récrivons le système 2.10 avec les variables articulaires approchées :

$$N(\hat{q}) \cdot \ddot{\hat{q}} + h(t, \hat{q}, \dot{\hat{q}}) = u \text{ avec } N(\hat{q}) = \begin{bmatrix} M(\hat{q}) & T(\hat{q}) \\ T^T(\hat{q}) & H(\hat{q}) \end{bmatrix} \quad (2.22)$$

Le système simplifié peut donc s'écrire :

$$M(\hat{q}) \cdot \ddot{\tilde{q}}_v + h_v(t, \hat{q}, \dot{\hat{q}}) + T(\hat{q}) \cdot \ddot{q}_m^d = u_v \quad (2.23)$$

$$\ddot{\tilde{q}}_m = \ddot{q}_m^d$$

Nous trouvons dans [DIA 99] une analyse de l'erreur qui justifie les approximations faites. La formalisation 2.23 implique de considérer qu'une commande linéaire sur le manipulateur est suffisante pour achever la poursuite des positions de référence, ceci malgré les effets de couplage entre les deux sous-systèmes. Par contre, le véhicule reste fortement perturbé par les mouvements du manipulateur.

Une commande linéaire sur le manipulateur (de grande bande passante) arrive à compenser les effets du couplage dynamique, alors que le véhicule (de faible bande passante) n'y parvient pas.

La commande du système global s'écrit donc :

$$u_v = \hat{M} \cdot \left(\ddot{\tilde{q}}_v^d - K_v \cdot \dot{\tilde{q}}_v - K_p \cdot \tilde{q}_v \right) + \Delta u_v \quad (2.24)$$

$$u_m = \hat{H} \cdot \left(\ddot{\tilde{q}}_m^d - \frac{K_v}{\varepsilon} \cdot \dot{\tilde{q}}_m - \frac{K_p}{\varepsilon^2} \cdot \tilde{q}_m \right)$$

Le modèle simplifié 2.23 suggère que la commande auxiliaire Δu_v , soit définie comme suit :

$$\Delta u_v = h_v(t, q, \dot{q}) + T(q) \cdot \ddot{q}_m^d \quad (2.25)$$

Il est évident que l'évaluation des termes de Δu_v dépend de la précision avec laquelle on a au préalable identifié les paramètres physiques du système. Une telle précision est difficilement envisageable, et E. O. Diaz propose d'établir une commande robuste indépendante des paramètres physiques du système.

Combinant les équations 2.24 et 2.25, et en posant $x = e_v^1$ et $\dot{x} = e_v^2$, l'équation de l'erreur du véhicule s'écrit sous la forme suivante :

$$\dot{x} = A \cdot x + B \cdot (\Delta u_v + \eta_x) \quad (2.26)$$

Avec :

$$A = \begin{bmatrix} 0 & I \\ -K_p I & -K_v I \end{bmatrix}, \quad B = \begin{bmatrix} 0 \\ M^{-1}(\hat{q}) \end{bmatrix}, \quad (2.27)$$

$$\eta_x = [\hat{M} - M(\hat{q})] \cdot (\ddot{\tilde{q}}_v^d - K_v \cdot e_v^2 - K_p \cdot e_v^1) - h_v(t, \hat{q}, \dot{\hat{q}}) - T(\hat{q}) \cdot \ddot{q}_m^d$$

A : matrice d'état,
 B : matrice d'entrée,
 Δu_v : vecteur commande,
 η_x : perturbation du système.

Après certaines considérations sur les bornes de η_x , une solution optimale au système 2.26 est trouvée (cf. équation 2.31) par minimisation du critère défini à l'équation 2.28.

$$J(x, \Delta u_v) = \int_t^{\infty} (m(x) + \Delta u_v^T \cdot \Delta u_v) \cdot dt \quad (2.28)$$

Avec :

$$m(x) = \beta \cdot \|x\|^2 \cdot x^T \cdot Q \cdot x + \beta^2 \cdot \|x\|^4 \cdot \|B^T \cdot P \cdot x\|^2 \quad (2.29)$$

Avec P et Q solution de l'équation de Lyapounov :

$$A^T \cdot P + P \cdot A = -Q$$

$$Q = 2 \cdot K_p \cdot I, \quad P = \begin{bmatrix} \frac{K_v^2 + K_p^2 + K_p}{K_v} \cdot I & I \\ I & \frac{K_p + 1}{K_v} \cdot I \end{bmatrix} \quad (2.30)$$

La solution pour obtenir la commande optimale qui minimise le critère 2.28 pour le système 2.26 est :

$$\Delta u_v^* = -\beta \cdot \|x\|^2 \cdot B^T \cdot P \cdot x \quad (2.31)$$

La commande robuste appliquée aux développements de E. O. Diaz s'exprime par :

$$\Delta u_v = -\beta \cdot \left(\|\tilde{q}_v\|^2 + \|\dot{\tilde{q}}_v\|^2 \right) \cdot \left(\tilde{q}_v + \frac{K_p + 1}{K_v} \cdot \dot{\tilde{q}}_v \right) \quad (2.32)$$

La commande globale véhicule/manipulateur s'écrit enfin :

$$u_v = \hat{M} \cdot \left(\ddot{\tilde{q}}_v^d - K_v \cdot \dot{\tilde{q}}_v - K_p \cdot \tilde{q}_v \right) - \beta \cdot \left(\|\tilde{q}_v\|^2 + \|\dot{\tilde{q}}_v\|^2 \right) \cdot \left(\tilde{q}_v + \frac{K_p + 1}{K_v} \cdot \dot{\tilde{q}}_v \right) \quad (2.33)$$

$$u_m = \hat{H} \cdot \left(\ddot{\tilde{q}}_m^d - \frac{K_v}{\varepsilon} \cdot \dot{\tilde{q}}_m - \frac{K_p}{\varepsilon^2} \cdot \tilde{q}_m \right)$$

Une commande basée sur la théorie des perturbations singulières permet d'insensibiliser le manipulateur aux perturbations de la plate-forme. Ce résultat est obtenu à partir de

l'application d'une boucle linéaire de régulateurs PD, dont les gains induisent des bandes passantes différentes pour le véhicule et le manipulateur. La plate-forme reste très sensible aux perturbations issues des mouvements du bras. Une compensation supplémentaire est donc nécessaire. Compte tenu de la difficulté à estimer précisément les paramètres physiques d'un système tel qu'un manipulateur mobile sous-marin, O.E Diaz et son équipe ont développé une loi supplémentaire non linéaire, robuste et optimale pour compenser le modèle singulièrement perturbé.

Les résultats présentés, issus de simulations et d'expérimentations effectuées sur le véhicule VORTEX (Ifremer) muni d'un manipulateur marinisé de type PA10, sont concluants et indiquent une bonne prise en compte du couplage dynamique entre le bras et le véhicule. Ces résultats serviront de référence à nos travaux.

Commande adaptative

H. Mahesh et *al.* [MAH 91] soulèvent le problème de la difficulté d'estimation des coefficients hydrodynamiques. Ils proposent donc un algorithme adaptatif qui estime les gains de correction par l'analyse de la réponse du système global bras + véhicule (cf. figure 2-XIII). Le modèle global du système est mis sous la forme décrite à l'équation 2.34.

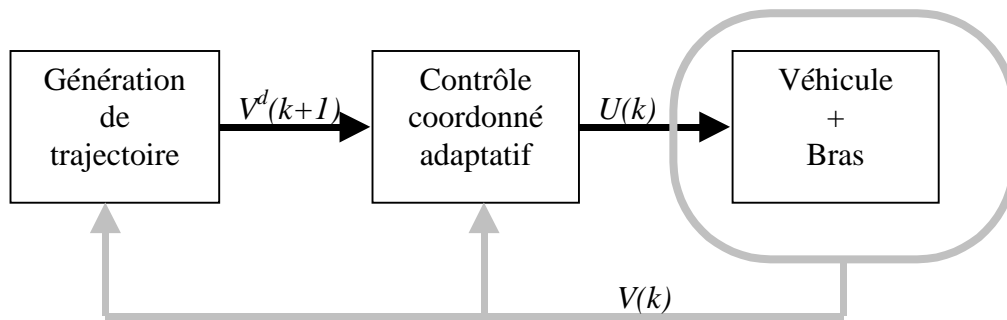


Figure 2-XIII : contrôle adaptatif.

$$M \cdot \dot{V} = F_D + F_F + F_H + F_T \quad (2.34)$$

M : matrice d'inertie du système,
 V : vecteur vitesse,
 F_D : vecteur des termes non-linéaires du robot,
 F_F : vecteur des efforts exercés par les mouvements du fluide,
 F_H : vecteur des efforts de traînée,
 F_T : vecteurs des efforts moteur.

Un modèle discret simplifié du robot (cf. équation 2.35) est utilisé. Ses paramètres doivent être estimés grâce à l'algorithme d'identification décrit aux équations 2.36.

$$V(k+1) = A_1 \cdot V(k) + A_0 + B_1 \cdot U(k) \quad (2.35)$$

V : vecteur vitesse,
 k : $k^{\text{ième}}$ échantillon de temps,
 A_1, A_0, B_1 : paramètres à identifier.

$$\hat{\Theta}(k+1) = \hat{\Theta}(k) + F(k+1) \cdot \Phi(k) \cdot \varepsilon(k+1)^T$$

$$F(k+1) = \left(\frac{1}{\lambda_1(k)} \right) \cdot \left\{ F(k) - \frac{[F(k) \cdot \Phi(k) \cdot \Phi^T(k) \cdot F(k)]}{[\alpha + \Phi^T(k) \cdot F(k) \cdot \Phi(k)]} \right\} \quad (2.36)$$

avec :

$$\alpha = \frac{\lambda_1(k)}{\lambda_2(k)}, \quad 0 < \lambda_1(k) \leq 1, \quad 0 \leq \lambda_2(k) < 2, \quad F(0) > 0,$$

$$\Theta^T(k) = [\hat{B}_1(k) \quad \hat{R}(k) \quad \hat{W}(k)], \quad \Phi^T(k) = [U^T(k) \quad V^T(k) \quad d^T]$$

Le signe ^ désigne les paramètres estimés.

Les valeurs choisies pour $\lambda_1(k)$ et $\lambda_2(k)$ influent sur le gain d'adaptation et déterminent le type d'identification réalisée (pour plus de détail se reporter à [MAH 91]).

Ils arrivent enfin à la loi de commande de la forme :

$$U(k) = \hat{B}_1(k) \cdot [C_R(q^{-1}) \cdot V^d(k+1) - \hat{R}(k) \cdot V(k) - \hat{W}(k) \cdot d] \quad (2.37)$$

Il faut cependant noter que ce principe de commande nécessite de pouvoir accéder à une mesure de la réponse du robot à la consigne envoyée. D'où la nécessité que le robot soit muni d'une série de capteurs pouvant réaliser de telles mesures. Dans ce cas, il se pose le problème de l'efficacité de ces capteurs soumis au milieu aquatique. Cette loi de commande dépend directement de cette efficacité.

Autres méthodes de commande

N. Kato et *al.* [KAT 96] étudient la commande d'un robot comportant un bras d'intervention ainsi que deux bras de stabilisation. Ils proposent une solution originale de compensation de la situation de la plate-forme lors d'un mouvement du bras d'intervention (cf. figure 2-XIV). Un modèle du bras d'intervention permet de calculer le couple qu'il exerce à sa base sur la plate-forme. Les bras de stabilisation sont utilisés comme des pagaies (ou des nageoires) et leur modèle permet de calculer les mouvements à leur imposer pour compenser le couple exercé sur la plate-forme par le bras d'intervention.

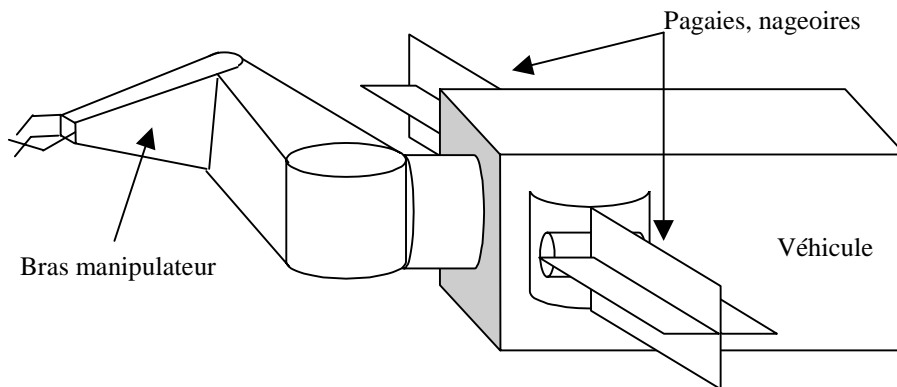


Figure 2-XIV : stabilisation par utilisation de pagaies.
Les pagaies sont des bras à deux degrés de liberté.

Des essais en simulation sont effectués. Le modèle employé pour le véhicule est basé sur le robot ANGUS développé à l'université de Heriot-Watt (Edinburgh, UK). Le bras manipulateur est conforme aux caractéristiques du bras d'intervention hydraulique SLINGSBY TA9.

Les résultats montrent une compensation efficace du couple exercé par le bras manipulateur sur le véhicule.

2.4. Position du problème

Comme nous l'avons vu précédemment, la plupart des solutions proposées par les chercheurs pour résoudre le problème du couplage dynamique entre la plate-forme et le manipulateur, considèrent un modèle théorique du bras qui permet de calculer une estimation des efforts ressentis par la plate-forme, et de les incorporer à la commande du véhicule au même titre qu'une perturbation extérieure. Le bras et la plate-forme sont commandés indépendamment. Nous pouvons schématiser ce type de solutions comme indiqué à la figure 2-XV.

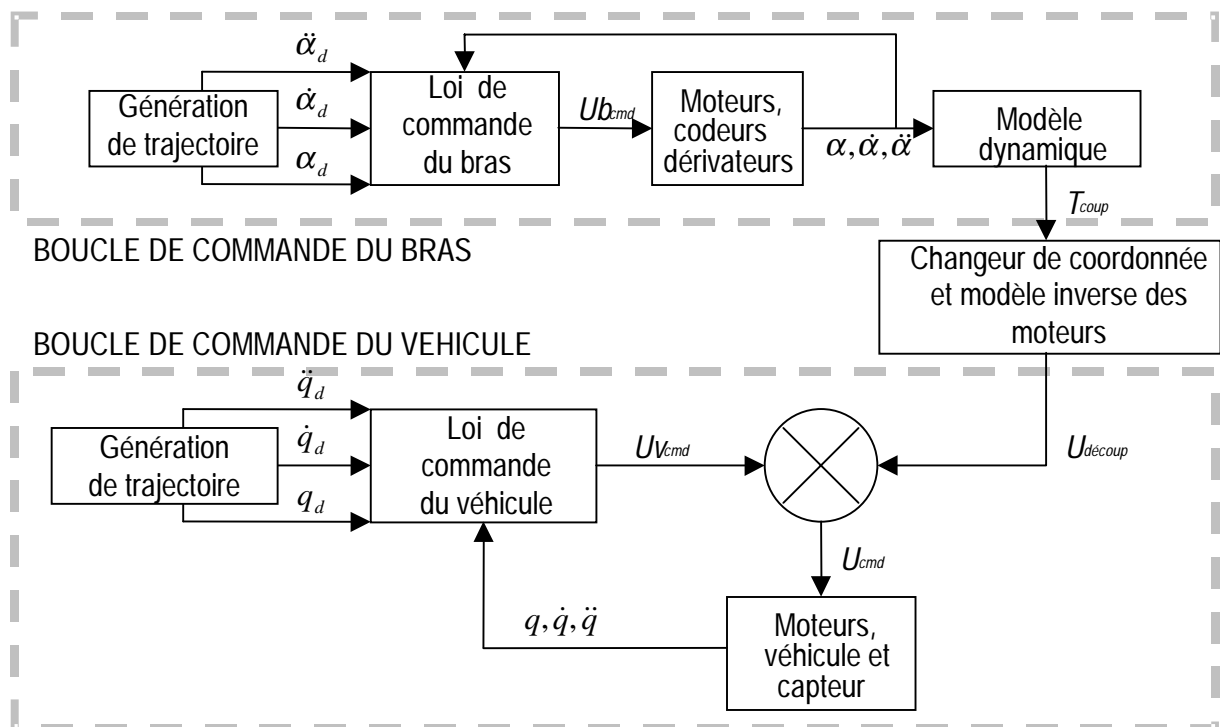


Figure 2-XV : contrôle découplé par modélisation dynamique du bras.

Il est bien évident que l'efficacité de ce type de loi de commande dépend directement de la validité du modèle développé pour le bras. C.C. Lin et al. [LIN 99] proposent une méthode expérimentale pour déterminer la valeur des coefficients hydrodynamiques d'une structure donnée. La plupart des travaux considèrent les paramètres hydrodynamiques nécessaires au développement du modèle comme constants. K. Lebourne [LEA 98] a démontré dans ses travaux que cette hypothèse n'est pas vérifiée en réalité, et qu'elle mène à une approximation

qui dégrade sensiblement les performances de la commande. Les méthodes adaptatives envisagées proposent une solution intéressante pour prendre en compte ce problème. Elles permettent d'identifier les coefficients du modèle dynamique du bras, mais elles sont coûteuses en temps de calcul. Il est à noter que le modèle devant être identifié peut être simplifié par rapport au modèle dynamique tel qu'il est développé habituellement. Mais dans ce cas, la commande devient tributaire de la performance des capteurs qui équipent le robot. Il est certains capteurs dont on a prouvé l'efficacité, et d'autres qui font encore l'objet de recherches importantes pour tenter d'améliorer leur performance. Il s'agit globalement des capteurs de situation du robot, et plus particulièrement des capteurs de position absolue.

Il existe donc principalement deux stratégies différentes qui mènent à l'élaboration d'une loi de commande efficace : la modélisation et la gestion des données capteurs, ou encore, l'estimation et la lecture du réel. Ces deux stratégies ne sont pas antagonistes et chacune d'elles a ses limites. Considérant que les erreurs inhérentes à chacune sont indépendantes, seule une loi de commande les considérant toutes deux peut laisser espérer une amélioration notable du résultat de la commande.

Nous posons ici quelques principes de base qui fixeront le cadre de notre étude :

- les plates-formes sous-marines généralement employées sont lourdes, du fait qu'elles supportent des moteurs puissants ainsi que toute l'électronique embarquée. La plate-forme que nous allons simuler gardera dans tous les cas de figure une masse plus importante que celle du bras. Le système global restera donc composé d'éléments dynamiquement hétérogènes,
- notre loi de commande doit comporter un modèle théorique minimal du robot et des phénomènes qu'il subit, voire ne prendre en compte aucun modèle,
- la plate-forme est dotée de capteurs de position absolue, les positions articulaires du bras sont aussi accessibles,
- l'estimation de l'effort exercé par le bras sur la plate-forme sera issue des données d'un capteur d'effort installé sur ce lien. Nous nous efforcerons d'assurer la commande de l'ensemble avec ce seul capteur.

Modélisation, Simulation

Nous ne connaissons *a priori* des choses que ce que nous y mettons.

Emmanuel Kant

3. MODELISATION, SIMULATION

3.1. Introduction

Au vue de la difficulté de mise en œuvre d'une expérimentation sur site réel et des possibilités qu'offrent les systèmes informatiques de plus en plus puissants, la simulation est devenue une pratique de plus en plus courante dans les laboratoires. Il est possible de modéliser avec une précision satisfaisante la plupart des systèmes physiques dans la mesure où l'on dispose d'un jeu d'équations qualifiant précisément les lois physiques auxquelles ils sont assujettis (phénomènes mécaniques, hydrauliques, électriques, etc.). Cependant, il ne faut pas perdre de vue que les lois en question ne sont que des concepts issus de l'esprit des scientifiques, dépendants de la représentation du réel qu'ils ont au moment de leur énoncé. Lorsqu'il s'agit de modéliser des systèmes physiques relativement simples par rapport à ceux que proposent la nature, nous pouvons considérer la simulation comme fiable dans la mesure où sa validité a été confirmée par une confrontation au réel, dans une campagne de validation expérimentale. Mais là encore, il faut définir un domaine de validité dépendant des approximations de modélisation et de l'étendue des phénomènes physiques réels auxquels les résultats de simulations auront été confrontés lors de la campagne de test.

En outre, l'outil informatique comporte un certain danger, relatif à l'apparente facilité de son utilisation. Lors de la conception d'un logiciel de simulation, la tentation est grande de pousser son développement jusqu'à un niveau de précision que ne justifie pas son objectif. La convivialité d'utilisation et la finesse de programmation sont des qualités appréciables, mais ne justifient pas un accroissement du temps consacré à la programmation. Il faut définir un compromis entre la précision demandée au simulateur et les différentes fonctions qu'il doit remplir, et le temps nécessaire à son développement.

Pour toutes ces raisons, il est nécessaire de définir les *objectifs de la simulation*, les *hypothèses et spécifications* du modèle ainsi qu'un *jeu de références de comparaison* qui nous permet de valider les résultats. Seule une expérimentation sur site réel nous permettrait de « quantifier » les améliorations apportées par les solutions que nous allons proposer. Nous nous contentons donc de comparaisons *qualitatives*, nous permettant d'établir si les solutions que nous proposons vont dans le sens d'une *amélioration*.

3.2. Objectifs et conception du simulateur

L'objectif de cette thèse n'est pas la réalisation d'un simulateur. Il doit uniquement nous permettre de tester la pertinence des lois de commande que nous proposons, en qualifiant certains comportements de notre robot simulé, évoluant au sein d'un environnement simulé et géré par nos lois de commande. Il doit être développé avec assez de finesse pour supporter la comparaison avec le monde réel, mais en aucun cas prétendre le remplacer.

Nous modélisons l'environnement sous-marin au travers de certains phénomènes mis en évidence dans la littérature et considérés comme ayant une incidence significative sur

l'évolution de notre robot. D'autres phénomènes, tels que les courants marins, les perturbations atmosphérique... ne sont pas pris en compte. Nous définissons ainsi ce que nous appelons *l'environnement simulé*.

Nous établissons ensuite dans cet environnement le modèle dynamique de notre *robot simulé*, ce qui constitue ainsi notre *modèle global*. Les méthodes de modélisation que nous avons choisies impliquent certaines limitations de fonctionnement. Les hypothèses faites nous conduisent à définir un *domaine d'exploitation* dans lequel nous considérons nos résultats de simulation comme fiables, relativement aux hypothèses de simulation. Une fois ces limitations exposées et garanties, nous passons à la phase de validation par comparaison à l'existant. Nous définissons donc un *domaine de validité* de notre simulateur dans lequel nous considérons ses résultats comme valables, après que la procédure de *validation* nous ait permis de vérifier leur cohérence vis à vis du monde physique.

Les lois de commande que nous proposons sont implantées sur ce modèle global, constituant ainsi le *simulateur*. Il doit être considéré du point de vue de la boucle de comande comme un processus continu. Ceci conditionne le choix de certaines *caractéristiques numériques* exposées plus avant.

C'est au travers de l'analyse de l'évolution de variables telles que les positions, vitesses, accélérations,... que nous qualifions le comportement du robot simulé. Elles constituent notre *jeu de variables d'observation*. Il est bien évident qu'en réalité, toutes ces variables ne sont pas directement observables. Cependant, en fonction de l'instrumentation dont dispose le robot simulé, certaines sont accessibles et donc, susceptibles d'être utilisées dans la commande. Elles constituent notre *jeu de variables mesurées*. Ces variables sont accessibles grâce aux différents capteurs implantés sur le robot. Puisqu'il s'agit de simulation, elles sont accessibles en temps réel et ne sont pas bruitées.

3.3. Hypothèses et spécifications

Nous synthétisons ici l'ensemble des caractéristiques de notre simulateur. Pour plus de détails, se reporter au paragraphe 3.4 : *Considérations de mise en œuvre*.

Le robot simulé

Hypothèses :

Centres de flottabilité et de gravité confondus
Flottabilité neutre pour chaque corps
Structures du bras assimilables à des cylindres
Solides parfaitement rigides et de volume constant

Spécifications :

Plate-forme sphérique à 3 DDLs
Manipulateur à 2 DDLs

L'environnement simulé

Hypothèses :

Pas de courants marins
Pas de vagues
Pas de traînée induite ni de rugosité
Pas de phénomène de portance
Paramètres hydrodynamiques constants
Fluide Newtonien

Spécifications :

Ph. Hydrodynamiques : masse ajoutée, traînée de forme
Ph. Hydrostatique : flottabilité
Gravité
Espace d'évolution : 2D

Caractéristiques numériques

Période d'échantillonnage : $T_e = 0.01S$.

Période d'intégration : $dt = 1.10^{-3} s$.

Méthode d'intégration : Euler

Variables mesurées et capteurs correspondant

Variables mesurées :

Position des deux articulations du bras
Vitesse des deux articulations du bras
Couple moteur des articulations du bras
Effort de liaison entre le bras et le plate-forme
Position absolue de la plate-forme
Puissance des actionneurs de la plate-forme

Capteurs correspondant :

Codeurs
Dérivation info codeurs
Capteurs de couple
Capteur d'effort
Mesures peu fiables
Intensité moteurs à courant continu

Variables d'observation

Position de chaque articulation
Vitesse de chaque articulation
Accélération de chaque articulation
Consignes moteurs

3.4. Considérations de mise en œuvre

Nous détaillons dans cette partie les méthodes de modélisation que nous avons choisies pour développer le simulateur.

Nous définissons tout d'abord au paragraphe 3.4.1 le modèle de représentation d'un solide dans l'espace et obtenons un jeu de variables décrivant sa situation. Nous verrons que chacune de ces variables fait l'objet d'une dénomination propre, en accord avec la convention SNAME [SNA 64]. Elles nous permettent ensuite de développer un modèle des phénomènes physiques extérieurs qui agissent sur un corps immergé dans un fluide. L'ensemble de ces phénomènes ainsi modélisés constitue notre environnement simulé, décrit au paragraphe 3.4.2. La section 3.4.3 est consacrée à l'établissement du modèle mécanique du robot que nous avons choisi. L'espace d'évolution est réduit à deux dimensions et l'ensemble des équations des modèles de l'environnement et du robot permet de développer le modèle dynamique du système global. Il est à noter que le modèle dynamique fait intervenir l'effort des actionneurs sans en détailler la nature. Ils sont représentés par le torseur de commande F_{act} qu'ils génèrent. Leur dynamique est prise en compte indépendamment, au paragraphe 3.4.3.5.

3.4.1. Conventions et choix d'une représentation

Nous adoptons tout au long de ce chapitre les conventions de la SNAME (Society of Naval Architects and Marine Engineers) [SNA 64], qui établit une norme concernant la localisation (position et orientation) des engins sous marins, ainsi que la dénomination des forces entrant en jeu dans le modèle.

Nous les rappelons brièvement :

- nous définissons un repère absolu $R_0 (O, X_0, Y_0, Z_0)$ considéré comme Galiléen, attaché à un point fixe de l'environnement,
- le repère $R_p (C_p, X_p, Y_p, Z_p)$ attaché au solide immergé, centré sur C_p .

- $v_1 = [u \ v \ w]^T$ vitesse linéaire du solide, $v_2 = [p \ q \ r]^T$ vitesse angulaire du solide, vecteur vitesse global $v = (v_1 \ v_2)^T$, exprimés dans R_p .

Le choix du point C_P est stratégique. Nous trouvons dans la convention SNAME une méthode pour choisir son emplacement en fonction de certaines caractéristiques géométriques du solide :

- le solide comporte des plans de symétrie : le point C_P appartient à l'intersection de ces plans de symétrie,
- le centre de gravité C_G ou de flottabilité C_F appartient à cette intersection : le point C_P est confondu avec un de ces deux points,
- C_G et C_F appartiennent tout deux à l'intersection des plans de symétrie : le point C_P sera confondu avec un point C_M , appelé métacentre du solide. Il est le barycentre du segment $C_G C_F$, pondéré des valeurs du poids et de flottabilité.
- C_P et C_F sont confondus : C_P sera positionné sur ce point.

Il est à noter que les différents degrés de liberté du solide immergé ont une dénomination propre, qui est rappelée à la figure 3-I.

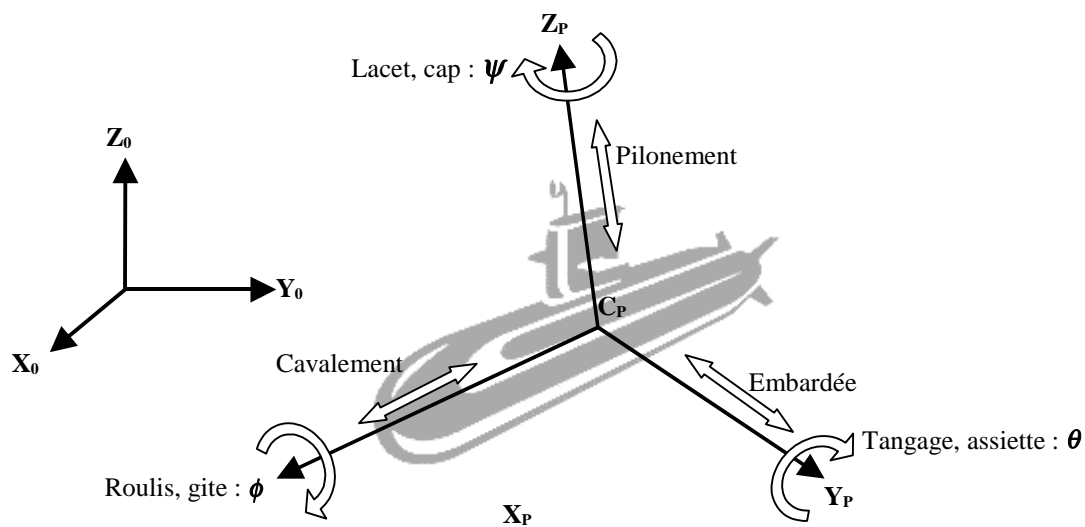


figure 3-I: Représentation 3D d'un solide immergé.

$$v_1 = \begin{pmatrix} u: \text{vitesse de Cavalemt} \\ v: \text{vitesse d' Embardée} \\ w: \text{vitesse de Pilonement} \end{pmatrix}, v_2 = \begin{pmatrix} p = \dot{\phi}: \text{vitesse de Roulis} \\ q = \dot{\theta}: \text{vitesse de Tangage} \\ r = \dot{\psi}: \text{vitesse de Lacet} \end{pmatrix}, v = (v_1, v_2)^T$$

$\eta_1 = (x, y, z)^T$: coordonnées de C_P dans R_0 , $\eta_2 = (\phi, \theta, \psi)^T$ orientation du solide,
 $\eta = (\eta_1, \eta_2)^T$: vecteur de localisation du solide.

Les vecteurs de description d'un solide dans une espace 2D (cas de notre application) s'écrivent comme indiqué dans les équations 3.1.

$$\begin{aligned}
\eta_1 &= (x, z)^T & v_1 &= (u, w)^T \\
\eta_2 &= (\theta) & v_2 &= (\dot{\theta}) \\
\eta &= (x, z, \theta)^T & v &= (u, v, \dot{\theta})^T
\end{aligned}
\tag{3.1}$$

3.4.2. L'environnement simulé

La principale différence entre l'air et l'eau est la densité de ces éléments. Dans l'eau des échanges énergétiques entre le robot et son environnement ont lieu, et induisent des effets non négligeables. Ils engendrent des efforts sur la structure immergée et sont classifiés suivant deux catégories : les efforts hydrodynamiques et hydrostatiques. Nous présentons dans les paragraphes suivants les modèles des différents efforts environnementaux qui s'exercent sur un solide en mouvement, immergé dans un fluide, dont l'espace d'évolution est à 3 dimensions. Le robot que nous allons modéliser est constitué de plusieurs solides articulés. Ils sont apparentés à des cylindres ou des sphères. Les efforts que nous décrivons ci-dessous sont à considérer pour chacun de ces solides.

3.4.2.1. Les efforts hydrodynamiques

Les efforts hydrodynamiques apparaissent lors de tout déplacement relatif entre un solide et les particules de fluide dans lequel il est immergé. Ils sont dus aux différents transferts d'énergie entre le solide immergé et les particules du fluide environnant. Théoriquement, un modèle de ces forces peut être obtenu à partir des équations différentielles décrivant les gradients de pressions à la surface du corps immergé (équations de Navier-Stokes). Ces équations font intervenir à la fois la géométrie du solide, la vitesse d'incidence relative entre le fluide et le corps et les caractéristiques physiques du fluide. La résolution analytique de ces équations n'est envisageable que pour certains cas très simples. Cependant, des caractérisations expérimentales ont permis de généraliser ces solutions analytiques à des cas plus complexes, moyennant quelques approximations parfaitement tolérables. Sous la condition d'être en présence d'un fluide incompressible, ces expériences ont permis de mettre en évidence essentiellement trois types d'effets hydrodynamiques distincts.

- les échanges thermiques : ils n'induisent pas d'action mécanique et sont parfaitement négligeables,
- les effets inertiels : dus aux échanges d'énergie cinétique, ils agissent sur le corps et modifient sensiblement sa dynamique. Ces efforts sont dit de *masse ajoutée*,
- les effets amortisseur : dus à une dissipation énergétique engendrée par les frottements à la surface du solide. Ils interviennent eux aussi sur la dynamique de l'ensemble. Ils sont appelés *traînée et portance*.

Une particularité importante des phénomènes hydrodynamiques est qu'ils génèrent des forces qui s'appliquent au centre de flottabilité, c'est à dire au centre d'inertie du volume de fluide déplacé, ou en d'autres termes, au centre volumique du solide immergé.

La masse ajoutée

Description du phénomène

Comme son nom l'indique, il existe une analogie importante entre les coefficients nécessaires à la modélisation du phénomène de masse ajoutée et les masses et moments d'inertie du corps considéré. On peut prouver cette analogie en montrant que les forces et moments dus à la masse du corps immergé ont précisément la même forme que les forces et moments dus au phénomène de masse ajoutée [NEW 77].

Les forces de masse ajoutée apparaissent suite aux échanges d'énergie cinétique entre le solide immergé et les particules d'eau environnantes (cf. figure 3-II). Les coefficients nécessaires à la modélisation de ce phénomène représentent la quantité de fluide accélérée avec le solide en mouvement. Ils dépendent de la densité du fluide (que nous considérons constante) et de la géométrie du solide. La quantité de particules de fluide à déplacer dépend de la forme que le solide présente perpendiculairement à la direction de son mouvement. Les effets de la masse ajoutée dépendent de l'accélération relative du solide par rapport au fluide et de sa géométrie. Si nous considérons le fluide comme immobile par rapport au repère absolu, les effets de la masse ajoutée deviennent directement dépendants de l'accélération du solide lui-même. Les autres critères nécessaires à son évaluation restent constants (géométrie du robot, densité de l'eau). La masse ajoutée a donc une incidence inertielle au même titre que la masse du solide lui-même. Si nous considérons un mouvement simple, tel qu'une translation, on observe que le solide n'a pas le même comportement suivant la direction de cette translation, contrairement à l'équation fondamentale de la dynamique ($F=m\gamma$), où la masse ne dépend pas de la direction de l'accélération.

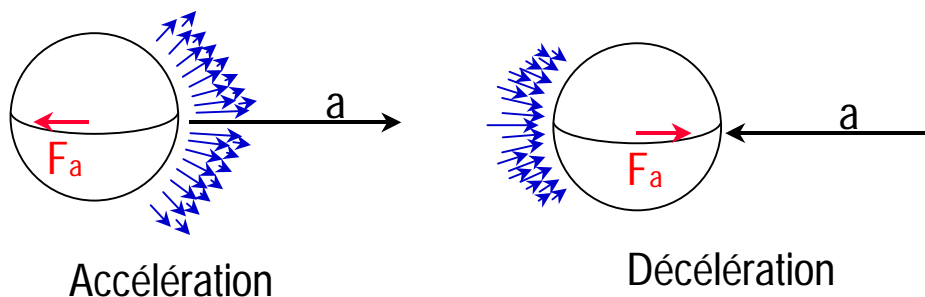


Figure 3-II : la masse ajoutée.

Lors d'une accélération, le solide doit fournir aux particules environnantes l'énergie nécessaire pour se déplacer. Dans le cas d'une décélération, ce sont les particules en déplacement qui restituent leur énergie cinétique au solide.

Comme nous le rappelions au paragraphe précédent, le point d'application des forces de masse ajoutée ne se situe pas, comme leur analogue gravitationnel, au centre de gravité du solide. Elles s'appliquent en son centre de flottabilité, son centre volumique.

Il y a donc principalement trois conséquences à ce phénomène, caractéristiques de l'environnement fluide :

- la masse globale d'un corps immergé diffère de sa masse intrinsèque,
- cette masse dépend de sa géométrie et de la direction de son accélération,
- les efforts inertiels ajoutés, engendrés par la masse ajoutée, s'appliquent au centre de flottabilité.

Cas particulier de notre application

Le développement du modèle de la masse ajoutée dans le cas général 3D se trouve à l'annexe A.

Nous rappelons les spécifications de notre application :

- l'espace d'évolution a 2 dimensions.

La matrice de masse ajoutée et de Coriolis ajoutée d'un solide i constituant notre robot s'écrivent :

$$M_{A_i} = \begin{bmatrix} X_{\dot{u}_i} & 0 & 0 \\ 0 & Z_{\dot{w}_i} & 0 \\ 0 & 0 & M_{\dot{q}_i} \end{bmatrix}, C_{A_i}(v_i) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -Z_{\dot{w}_i} w_i \\ 0 & 0 & X_{\dot{u}_i} u_i \\ Z_{\dot{w}_i} w_i & -X_{\dot{u}_i} u_i & 0 \end{bmatrix} \quad (3.2)$$

- La plate-forme du robot que nous modélisons est sphérique.

- Les deux éléments du bras manipulateur sont assimilables à des cylindres.

Les coefficients de masse ajoutée d'une sphère et d'un cylindre [FOS 94][NEW 77](cf. annexe A) s'écrivent donc :

$$X_{\dot{u}_{Sph}} = \frac{4}{3} \rho \cdot \pi \cdot r^3, Y_{\dot{v}_{Sph}} = X_{\dot{u}_{Sph}}, M_{\dot{q}_{Sph}} = 0 \quad (3.3)$$

r : rayon de la sphère,
 ρ : densité volumique de l'eau.

Et pour un cylindre, en l'approchant par un ellipsoïde (cf. annexe A):

$$X_{\dot{u}_{Cyl}} = -\frac{\alpha_0}{2 - \alpha_0} m, \quad Z_{\dot{w}_{Cyl}} = -\frac{\beta_0}{2 - \beta_0} m, \quad M_{\dot{q}_{Cyl}} = -\frac{1}{5} \frac{(\hat{b}^2 - \hat{a}^2)^2 (\alpha_0 - \beta_0)}{2(\hat{b}^2 - \hat{a}^2) - (\hat{b}^2 + \hat{a}^2)(\alpha_0 - \beta_0)} m,$$

$$\hat{a} = a \sqrt[3]{\frac{2}{3}}, \quad \hat{b} = b \sqrt[3]{\frac{2}{3}}, \quad \hat{c} = c \sqrt[3]{\frac{2}{3}}, \quad e = \sqrt{1 - \left(\frac{\hat{b}}{\hat{a}}\right)^2}, \quad \alpha_0 = \frac{2(1 - e^2)}{e^3} \left(\frac{1}{2} \cdot \ln \frac{1 + e}{1 - e} - e \right)$$

$$\beta_0 = \frac{1}{e^2} - \frac{1 - e^2}{2e^3} \cdot \ln \frac{1 + e}{1 - e}$$

a : longueur du cylindre,
 b : petit axe de l'ellipsoïde approché,
 c : grand axe de l'ellipsoïde approché,
 m : masse du cylindre.

Le torseur des force et couples induits par le phénomène de masse ajoutée s'écrit :

$$\begin{pmatrix} F_A^T \\ N_A^T \end{pmatrix} = -M_A \cdot \dot{v} - C_A(v) \cdot v \quad (3.4)$$

La traînée et la portance

Introduction

De même que nous l'avons vu pour l'origine de la masse ajoutée, les phénomènes de portance et de traînée sont engendrés par un transfert d'énergie entre le fluide et le solide immergé. Ce transfert d'énergie est dans ce cas unilatéral et dû aux efforts de cisaillement entre les couches du fluide qui engendrent une répartition non uniforme de pression autour du solide [NEW 77]. Comme pour la masse ajoutée, leur point d'application est le centre de flottabilité du solide. Ils peuvent, dans un premier temps, être apparentés à des frottements visqueux qui s'opposent au mouvement du solide. Cependant, la complexité du milieu (fluide) fait que les modèles proposés dans la littérature sont assujettis à des hypothèses préalables. La plus importante d'entre elles, fixant le domaine de validité des modèles employés, concerne le type d'écoulement du fluide autour du solide. La caractérisation de l'écoulement d'un fluide autour d'un solide est directement fonction du Nombre de Reynolds (cf. annexe B). Il existe principalement deux types d'écoulement d'un fluide autour d'un solide : l'écoulement laminaire et turbulent. Le type d'écoulement en présence conditionne la validité des modèles employés pour formaliser les phénomènes de traînée. Il faut pouvoir garantir que l'écoulement du fluide autour des solides que nous considérons, reste en régime laminaire. Ceci impose une limitation sur la vitesse relative entre le fluide et le solide. Ceci est abordé à la section 3.5.1.

On peut identifier plusieurs phénomènes différents, impliquant des forces agissant sur le robot, dus à la viscosité du milieu. Vu notre domaine d'application, certains sont prépondérants, d'autres peuvent être négligés.

Nous pouvons donc lister trois principales conséquences à la présence de ce phénomène :

- un effet amortisseur dû à la viscosité du fluide agit sur un solide immergé en mouvement,
- le point d'application de ces forces de frottement est le centre de flottabilité du solide,
- il existe une limitation de vitesse pour le solide en mouvement, qui garantit un régime de fonctionnement compatible avec les modèles que nous allons développer.

La traînée (drag) :

Les forces de traînées sont des forces qui s'exercent sur un solide en mouvement relatif par rapport au fluide. Elles sont parallèles et opposées à la vitesse relative de l'objet par rapport au fluide. On peut distinguer trois causes distinctes à l'apparition de ce genre de force.

La traînée de forme (drag form):

Description du phénomène :

Cette force est due à la répartition non uniforme des forces de pression s'exerçant sur la surface du solide. Un solide immobile dans un fluide est soumis à des forces de pression avec une répartition uniforme sur sa surface. La résultante de ces forces est nulle lorsque la vitesse

relative du solide par rapport au fluide est nulle. Lorsque le solide est en mouvement, la surface du solide qui se trouve vers l'avant, dans le sens de la vitesse (surface frontale), est soumise à des forces de pression plus importantes. La résultante de ces forces est appelée dans ce cas : la traînée de forme [BAT-67], [SCH-90] (cf figure 3-III).

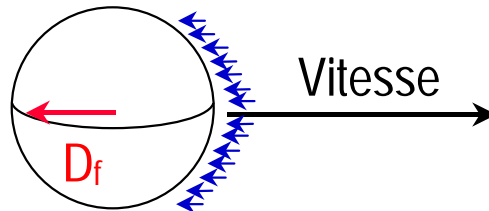


Figure 3-III : la traînée.
Les phénomènes de frottements visqueux apparaissent à la surface du solide en mouvement et induisent une force de traînée D_f .

Prise en compte du phénomène

Pour un mouvement en translation, cette force peut être modélisée ainsi :

$$D_f = -\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot C_D \cdot A \cdot |v| \cdot v \quad (3.5)$$

ρ : densité du fluide,
 A : projection de la surface frontale perpendiculairement à la vitesse,
 V : vitesse relative du solide par rapport au fluide,
 C_D : coefficient de traînée,
 D_f pour *Drag Form* (SNAME).

Le coefficient de traînée est déterminé expérimentalement pour des formes simples. Il est fonction du nombre de Reynolds du solide considéré. On peut trouver dans la littérature des abaques qui fournissent les correspondances $C_D(R_n)$ pour des formes simples [NEW-77], [BAT-67].

L'équation 3.5 n'est valable que pour des mouvements de translation. Pour les mouvements de rotation, la vitesse relative du solide par rapport au fluide n'est plus constante sur la surface du solide. On ne peut donc pas appliquer cette simple formule. Il devient nécessaire de calculer cette force et son moment par intégration sur la surface du solide. [KIE-96], [IOI-90], [MIL-95]. Le détail de ce calcul est donné dans l'annexe C.

La traînée induite (vortex induced drag) :

Dans certaines conditions, des tourbillons (*vortex*) peuvent se former à l'arrière d'un solide en mouvement dans un fluide. L'apparition de ces tourbillons, pour un nombre de Reynolds donné (donc pour une vitesse donnée) est périodique. Ils ont pour effet de ne plus laisser la surface du solide en contact homogène avec le fluide par rapport au temps. Le solide est donc soumis à un régime d'oscillations forcées. Il apparaît donc une force sinusoïdale supplémentaire venant s'ajouter à la force de traînée.

Les effets de cette force sont souvent petits. Comparée à l'amplitude de la traînée de forme, la traînée induite peut être parfaitement négligée [KIE-96][SCH-90]. Cependant, nous décrivons à l'annexe C le modèle couramment employé pour représenter ce phénomène.

Traînée due à la rugosité du solide (skin friction ou roughness effect)

Il peut exister dans certains cas, en fonction de la rugosité de la surface du solide, une force de traînée supplémentaire. Elle se définit comme la traînée de forme, avec un coefficient de traînée légèrement modifié. Ses effets sont minimes et elle ne sera pas prise en compte. Pour plus de détails, voir [NEW-77] et [FAL-90].

La portance (lift) :

Les forces de portance sont des forces qui s'exercent sur un solide en mouvement relatif par rapport au fluide. Elles sont perpendiculaires à la vitesse relative de l'objet par rapport au fluide. La direction d'application de ces forces est fonction de l'angle d'attaque (angle entre la vitesse du solide et l'orientation de la surface frontale) et de la géométrie du solide. Il est à noter qu'en fonction de la géométrie du solide, une prépondérance des forces de portance sur les forces de traînée peut apparaître. C'est le cas des ailes, ailerons, ou tous les solides de géométrie similaire où l'on recherche à favoriser les forces appliquées perpendiculairement à la direction du véhicule pour influencer sur sa direction.

Les phénomènes de portance peuvent être négligés dans certains cas en fonction de la géométrie du solide considéré, en particulier s'il peut être assimilé à un cylindre [KIE-96], [FAL-90] et que sa vitesse relative par rapport au fluide reste faible. De plus, Seuls les phénomènes de décollements (le fluide n'est plus en contact homogène sur la surface du solide) sont à l'origine des forces de portance. Or, lors de la description du phénomène de traînée, nous faisons allusion à une limitation de vitesse qui justifie le choix d'un coefficient de traînée constant. Ceci impose une limitation de la vitesse absolue du solide (cf. annexe C). Cette hypothèse permet aussi de ne pas considérer la portance. Cependant, nous décrivons le modèle généralement usité à l'annexe D.

Cas particulier de notre application

Nous considérons que tous les solides constitutifs du robot que nous simulons peuvent être apparentés à des cylindres ou des sphères. Il est à noter que le coefficient de traînée dépend exclusivement de la forme du solide considéré, et pas de ses dimensions. Les abaques exposés en annexe C nous donnent une estimation des coefficients de traînée pour une sphère et un cylindre (cf. équation 3.6).

$$C_{DSph} = 0.4, C_{DCyl} = 1 \quad (3.6)$$

Limitations du modèle

Nous savons que le nombre de Reynolds dépend de la vitesse du solide. Cependant, il existe une plage de vitesse pour laquelle on peut considérer le nombre de Reynolds constant. L'analyse des abaques de l'annexe C nous indique les limites de vitesses de translation à respecter, pour garantir à des solides de forme cylindrique et sphérique un domaine

d'écoulement laminaire. Ces vitesses maximales sont indiquées ci-dessous (pour plus de détail, voir l'annexe C).

$$U_{max.Cyl} = 0.46 \text{ m.s}^{-1} \text{ et } U_{max.Sph} = 4.68 \text{ m.s}^{-1} \quad (3.7)$$

De plus, l'évaluation du nombre de Reynolds dépend de la vitesse linéaire du solide considéré. Le cas de solides effectuant des mouvements de rotation doit être spécifiquement considéré. C'est le cas du manipulateur que nous allons modéliser. Cet effet de rotation doit être pris en compte lors de l'évaluation de la limitation en vitesse que le choix de notre modèle impose.

Il faut donc garantir que tous les éléments de notre robot restent en permanence dans ce domaine. Cette limite de vitesse dépend de la géométrie des éléments du robot, mais aussi des relations cinématiques qui existent entre eux. Nous l'aborderons explicitement au chapitre 3.5.1.

3.4.2.2. Les efforts hydrostatiques

La flottabilité

Ces effets statiques sont dus à la simple présence d'un solide immergé dans un fluide. Il s'agit de la poussée d'Archimède, autrement appelée flottabilité.

Description du phénomène :

Un corps immergé dans un fluide subit une poussée ascensionnelle égale au poids du volume de fluide déplacé. Cette force agit au centre de flottabilité du solide immergé.

Prise en compte du phénomène :

La force due à ce phénomène peut être modélisée comme suit :

$$\vec{B} = -\rho \cdot V_{fl} \cdot \vec{g} \quad (3.8)$$

<p>ρ : densité du fluide, V_{fl} : volume de fluide déplacé, ou volume du solide, g : accélération gravitationnelle. B, pour <i>Buoyancy</i> (SNAME)</p>
--

La gravité

La gravité s'applique elle aussi au solide en question. Elle engendre des effets opposés à ceux de la flottabilité et s'applique au centre de gravité du solide considéré. Nous la modélisons ainsi.

$$\vec{W} = m \cdot \vec{g} \quad (3.9)$$

m : masse du solide
 g : accélération gravitationnelle
 W , pour *Weight* (SNAME)

L'équilibre hydrostatique

Le quantité $G = W - B$ est appelée résultante hydrostatique. Le comportement du solide immergé dépend du signe de G . Nous pouvons distinguer trois situations différentes.

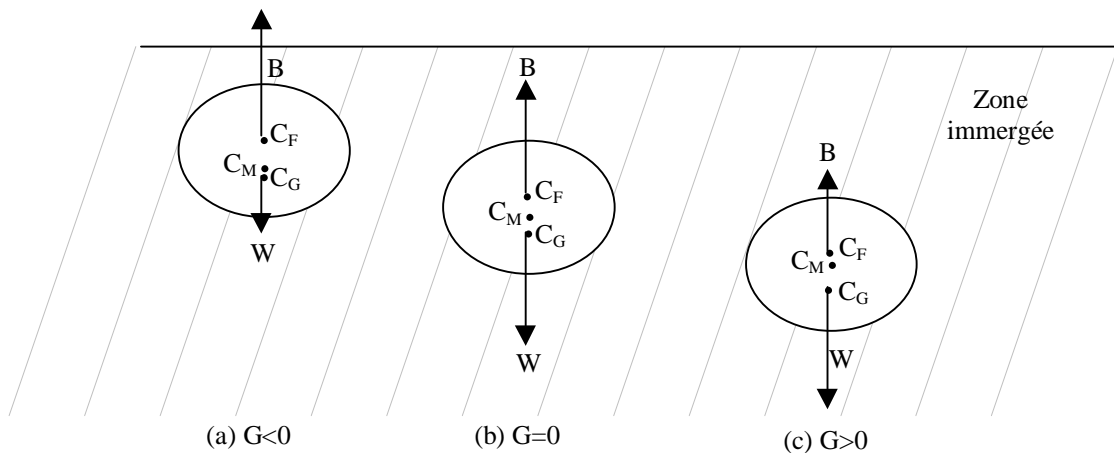


figure 3-IV : l'équilibre hydrostatique.

(a) : flottaison : le solide remonte en surface.

(b) : flottabilité neutre : le solide reste à la profondeur voulue, équilibre hydrostatique.

(c) : immersion : le solide plonge à une vitesse définie par la densité du fluide et la valeur de G .

Pour réaliser la situation décrite à la figure 3-IV-b, il faut que le solide immergé génère des forces de flottabilité et de poids égales, en norme. Ceci conditionne son volume et sa masse.

Les équations 3.8 et 3.9 nous permettent d'établir une relation d'équilibre hydrostatique. Les solides satisfaisant l'équation 3.10 répondent à la contrainte d'équilibre hydrostatique.

$$m - \rho \cdot V_p = 0 \quad (3.10)$$

m : masse du solide,
 ρ : densité volumique du fluide,
 V_p : volume du solide.

Il faut cependant encore noter que les solides satisfaisant l'équation 3.10 sont encore le siège de phénomènes hydrostatiques. La position des points C_G et C_F joue aussi un rôle important. A l'équilibre, ces deux points se retrouvent alignés sur une même droite verticale. Si pour une raison quelconque cette configuration n'est plus respectée, il apparaîtra

naturellement un couple, engendré par la gravité et la flottabilité, sur le solide afin de rétablir cette position d'équilibre. Ce couple agira en un point C_M : le métacentre du solide [ZIA 98][FOS 94][NEW 77]. La seule façon d'insensibiliser le robot à ce phénomène statique, est de considérer les points C_F et C_G confondus. Ceci implique donc que la distribution massique et volumique du solide soient identiques. Cette nouvelle contrainte peut être remplie, ou du moins approchée lors des choix technologiques durant la conception de la structure mécanique que l'on veut immerger.

Cependant, une des conséquences de ce choix (C_F et C_G confondus) est que le solide se retrouvera parfaitement insensible aux phénomènes de gravité et de flottabilité. Il n'existera donc plus de forces et moments implicites conduisant à un état d'équilibre stable. On dit dans ce cas que l'équilibre hydrostatique est *compromis*. Le solide se trouve alors extrêmement sensible aux perturbations extérieures.

En résumé, nous établissons l'équation 3.11 relative aux effets de la gravité et la flottabilité sur le solide.

$$G(\eta) = \begin{pmatrix} (m - \rho V) \cdot g \cdot \sin(\theta) \\ (-m + \rho V) \cdot g \cdot \cos(\theta) \cdot \sin(\phi) \\ (-m + \rho V) \cdot g \cdot \cos(\phi) \cdot \cos(\theta) \\ (mY_G - \rho VY_F) \cdot g \cdot \cos(\phi) \cdot \cos(\theta) - (mZ_G - \rho VZ_F) \cdot g \cdot \cos(\theta) \cdot \sin(\phi) \\ -(mZ_G - \rho VZ_F) \cdot g \cdot \sin(\phi) - (mX_G - \rho VX_F) \cdot g \cdot \cos(\theta) \cdot \sin(\phi) \\ (mX_G - \rho VX_F) \cdot g \cdot \sin(\phi) \cdot \cos(\theta) + (mY_G - \rho VY_F) \cdot g \cdot \sin(\theta) \end{pmatrix} \quad (3.11)$$

m : masse du solide,
 V : volume du solide,
 ρ : densité volumique du fluide,
 η : vecteur orientation du solide,
 (X_G, Y_G, Z_G) : coordonnées de C_G par rapport à O ,
 (X_F, Y_F, Z_F) : coordonnées de C_F par rapport à O .

3.4.2.3. Perturbations environnementales

La plupart des interventions nécessitant un robot sous-marin se font en mer. La mer n'est pas un élément figé et le robot est soumis à diverses perturbations telles que les vagues, les courants marins, ... La prise en compte de ces phénomènes n'est pas aisée, vu l'étendue des causes qui les engendrent. Certains modèles sont cependant proposés et nous en exposons les grandes lignes ci-dessous.

Les courants marins

Une des principales caractéristiques qui permet de modéliser les efforts extérieurs exercés sur le robot est la vitesse relative du robot par rapport au fluide. Cependant, si le fluide est lui-même en mouvement par rapport au repère absolu (courants), il exerce une force supplémentaire sur le robot. On peut appeler cette force : la charge due au courant (*current load* ou *fluid motion effect*). Cette force dépend de la géométrie du robot et de l'accélération du fluide. Elle peut être modélisée comme suit [YUH-90] :

$$F_f = m_f \cdot a_f \quad (3.12)$$

m_f : masse du fluide déplacée par le robot,
 a_f : accélération du fluide.

Cette force s'applique au centre de flottabilité du solide immergé. Pour un robot composé d'une chaîne cinématique complexe, on considère les efforts sur tous les éléments du robot en leur centre de flottabilité. On les prend ensuite en compte dans le modèle dynamique.

Ceci implique bien sûr d'avoir identifié avec précision les caractéristiques du courant marin (direction, accélération) dans lequel évolue le robot.

Les vagues

Le comportement d'un objet soumis à l'action des vagues est très difficile à modéliser. On peut considérer les vagues comme un phénomène cyclique engendré par les vents et les marées. On peut aussi faire hypothèse de la régularité de ce phénomène durant la durée d'immersion du robot. Elles ont pour effet de soumettre le robot à des oscillations forcées de même fréquence que celle des vagues. Leur incidence sur le comportement du robot diminue en fonction de la profondeur à laquelle il se trouve et leur action est négligeable à grande profondeur [FOS-94][FAL-90][WAS 95].

Ceci reste très difficile à modéliser, en particulier en ce qui concerne la commande d'un robot sous-marin. Nous ne tiendrons pas compte de l'effet des vagues.

3.4.2.4. Synthèse des différents efforts environnementaux

Les différents modèles que nous avons choisis afin de modéliser l'influence de l'environnement sur un solide immergé nous conduisent à établir l'équation générale 3.13. Elle effectue la synthèse des différents efforts engendrés par les phénomènes que nous avons considérés. Ce modèle général fait intervenir les vecteurs de situation (η) et vitesse (v) du solide.

$$\begin{pmatrix} F \\ M \end{pmatrix}_{\text{Environnement}} = M_A \cdot \dot{v} + C_A(v) \cdot v + D(v) \cdot v + G(\eta) \quad (3.13)$$

3.4.3. Le robot simulé

3.4.3.1. Description de la situation du robot

Nous avons tout d'abord à définir le mode de représentation de notre robot.

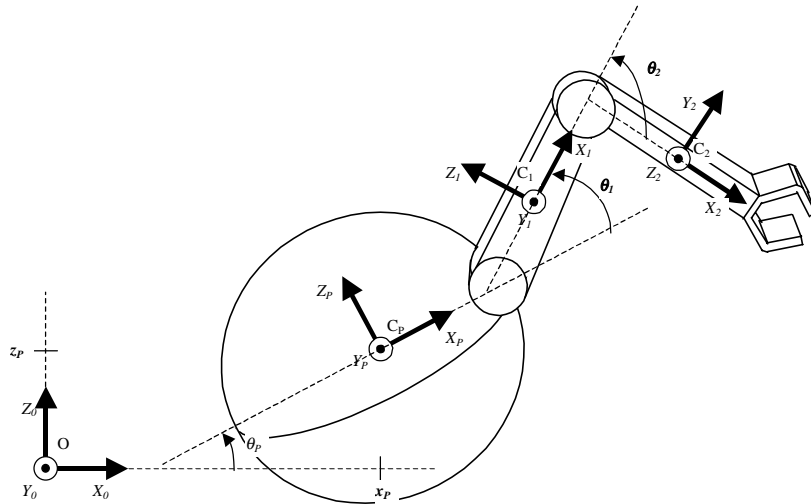


figure 3-V : situation du robot.

Afin d'établir les équations décrivant la dynamique de notre robot, il nous faut définir différents repères et variables qui nous permettent de décrire sa situation dans l'espace (2D) :

- repère absolu : $R_0 : (O, X_0 Y_0 Z_0)$,
- repère attaché à la plate-forme : $R_P : (C_P, X_P Y_P Z_P)$,
- repères attachés au manipulateur : $R_1 : (C_1, X_1 Y_1 Z_1)$ et $R_2 : (C_2, X_2 Y_2 Z_2)$,
- situation de la plate-forme : $\eta_p = (x_p \ z_p \ \theta_p)^T$,
- position articulaire du bras : $q_b = (\theta_1 \ \theta_2)^T$,
- vecteur de coordonnées généralisées : $q = (\eta_p \ q_b)^T = (x_p \ z_p \ \theta_p \ \theta_1 \ \theta_2)^T$.

Nous définissons aussi les matrices de transformations entre les différents repères :

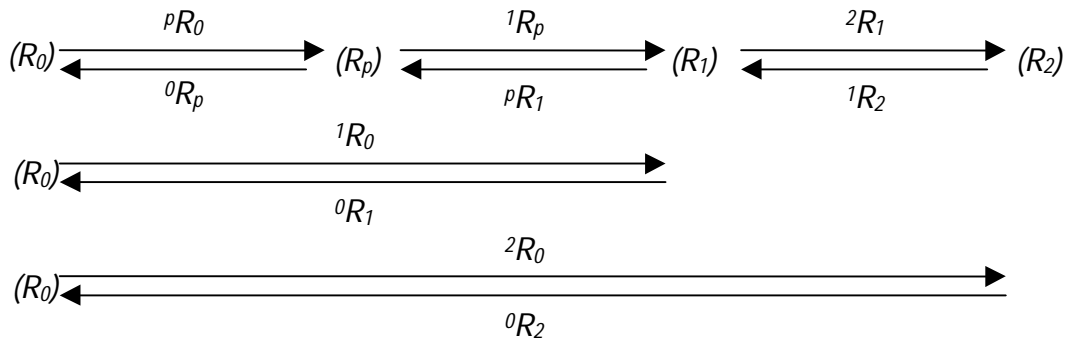


Figure 3-VI : définition des transformations homogènes entre les différents repères.

3.4.3.2. Données géométriques et cotations du robot

Il nous faut définir les caractéristiques géométriques de l'engin que nous allons modéliser, en fonction des hypothèses et spécifications présentées au chapitre précédent.

Cotations du robot

Véhicule	Manipulateur : 1 ^{er} segment	Manipulateur : 2 ^{ème} segment
Rayon $r = 0.5$ m	longueur $2.l_1 = 1$ m	longueur $2.l_2 = 1$ m.
Masse $m_p = 523.6$ Kg	rayon $r_1 = 0.05$ m.	rayon $r_2 = 0.05$ m.
Entraxe $d = 0.25$ m.	masse $m_1 = 8.04$ kg.	masse $m_2 = 8.04$ kg.

Caractéristiques environnementales

Accélération gravitationnelle	Densité volumique de l'eau	Coefficient de viscosité de l'eau
$G = 10$ m/s ²	$\rho = 1025$ kg/m ³	$\vartheta^* = 1.56 \cdot 10^{-6}$ m ² /s

* Ce coefficient de viscosité est valable pour une eau de salinité 3.5% à 5°C.

Masse ajoutée

Véhicule	Manipulateur : 1er lien	Manipulateur : 2 ^{ème} segment
$m_{a,p}^x = 261.8$ Kg	$m_{a,1}^x = 0.134$ Kg	$m_{a,2}^x = 0.134$ Kg
$m_{a,p}^z = 261.8$ Kg	$m_{a,1}^z = 2.41$ Kg	$m_{a,2}^z = 2.41$ Kg
$I_{a,p} = 0$ Kg.m ²	$i_{a,1} = 0.025$ Kg.m ²	$i_{a,2} = 0.025$ Kg.m ²
$Ma_p = \begin{bmatrix} m_{a,p}^x & 0 & 0 \\ 0 & m_{a,p}^z & 0 \\ 0 & 0 & i_{a,p} \end{bmatrix}$	$Ma_1 = \begin{bmatrix} m_{a,1}^x & 0 & 0 \\ 0 & m_{a,1}^z & 0 \\ 0 & 0 & i_{a,1} \end{bmatrix}$	$Ma_2 = \begin{bmatrix} m_{a,2}^x & 0 & 0 \\ 0 & m_{a,2}^z & 0 \\ 0 & 0 & i_{a,2} \end{bmatrix}$

Coefficients de traînée

Plate-forme	Manipulateur : 1er lien	Manipulateur : 2 ^{ème} segment
$C_{Dp} = 0.4$	$C_{D1} = 1$	$C_{D2} = 1$

3.4.3.3. Relations géométriques et cinématiques du robot

Lorsque l'on évoque les modèles géométriques ou cinématiques, on sous-entend généralement les relations entre les positions et vitesses articulaires et les positions et vitesses de l'effecteur exprimées dans l'espace opérationnel. Le cas sous-marin est différent en ce sens qu'il faut considérer les efforts qui s'exercent sur la surface des structures composant le robot et plus seulement sur les articulations. Nous établissons donc pour chaque modèle un jeu de trois équations reliant les variables articulaires du robot à un point quelconque appartenant au premier segment du manipulateur, au deuxième lien et enfin à l'effecteur.

Pour ce faire, nous définissons un ensemble de points que nous représentons sur la figure 3-VII.

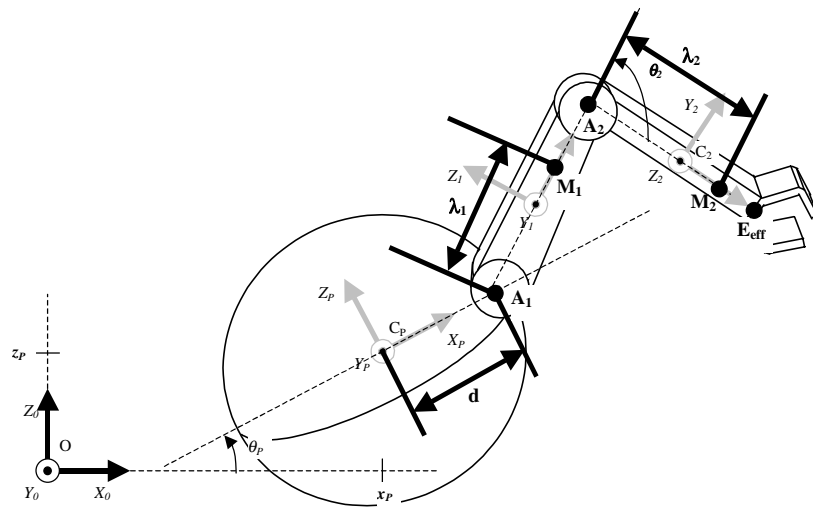


Figure 3-VII : caractéristiques géométriques du robot.

Relations géométriques

Soit un point M_1 appartenant au premier segment du manipulateur, situé à une distance λ_1 de l'articulation amont. Nous établissons donc le premier modèle géométrique partiel :

$$OM_1|_{R_0} = X_1(\lambda_1) = f_1(q) \quad (3.14)$$

De même pour le deuxième segment:

$$OM_2|_{R_0} = X_2(\lambda_2) = f_2(q) \quad (3.15)$$

Et enfin pour l'effecteur (modèle géométrique complet) :

$$OE_{eff} \Big|_{R_0} = X_{eff} = f_{eff}(q) \quad (3.16)$$

Relations cinématiques

Nous établissons le modèle cinématique direct du robot. Il relie les vitesses opérationnelles aux vitesses articulaires. Nous faisons de même que précédemment et écrivons trois équations différentes en fonction de l'élément du robot que l'on considère. Pour le premier segment du manipulateur, considérons le point M_1 :

$$\frac{d(OM_1)}{dt} \Big|_{R_0} = \dot{X}_1(\lambda_1) = J_1(q) \cdot \dot{q} \quad (3.17)$$

Pour le deuxième segment:

$$\frac{d(OM_2)}{dt} \Big|_{R_0} = \dot{X}_2(\lambda_2) = J_2(q) \cdot \dot{q} \quad (3.18)$$

Pour l'effecteur :

$$\frac{d(OE_{eff})}{dt} \Big|_{R_0} = \dot{X}_{eff} = J_{eff}(q) \cdot \dot{q} \quad (3.19)$$

Nous définissons aussi deux relations supplémentaires, l'une concernant uniquement la plate-forme (cf. équation 3.20) et l'autre, le bras seulement (cf. équation 3.21).

$$\frac{d(OA_1)}{dt} = J_{pf}(\eta_p) \cdot \dot{\eta}_p \quad (3.20)$$

$$\frac{d(A_1E_{eff})}{dt} = J_b(q_b) \cdot \dot{q}_p \quad (3.21)$$

3.4.3.4. Modèle dynamique

Il existe essentiellement deux méthodes pour établir le modèle dynamique d'un système complexe tel qu'un manipulateur mobile. La méthode de Newton-Euler et le formalisme de Lagrange. Ces deux méthodes sont parfaitement équivalentes et fournissent bien sûr les mêmes résultats.

La méthode d'Euler :

Elle consiste à établir le bilan des efforts subis par chaque élément du système. Ces efforts sont la gravité, les différents couples moteurs dus aux actionneurs, les différents couples résistants dus aux contacts des autres éléments du système, les frottements visqueux des actionneurs, les éventuels frottements extérieurs, les efforts de contact avec l'environnement, ...

Une fois ce bilan effectué, en partant d'un bout de la chaîne cinématique, on prend en compte tous les forces et moments identifiés, et ce jusqu'à l'autre bout de la chaîne cinématique. Ensuite, on met en forme les résultats pour identifier le modèle dynamique.

La plupart des modèles de manipulateurs mobiles sont issus de cette méthode. Elle a l'avantage d'être itérative et facilement modulable. Chaque pas du développement est assez clair et il est facile d'exploiter certains éléments du développement pour d'autres systèmes similaires.

Le formalisme de Lagrange :

Même si cette méthode fournit des résultats identiques à la méthode de Newton-Euler, elle découle de considérations différentes. Elle consiste à faire un bilan énergétique du système complet et donc de calculer l'énergie cinétique et potentielle de tous les éléments du système. Une fois ces calculs effectués, la formule de Lagrange ci-dessous permet d'établir le modèle dynamique du système complet.

$$\Gamma_{ext} = \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{q}_i} \right) - \frac{\partial L}{\partial q_i} \quad (3.22)$$

Γ_{ext} : forces et couples extérieurs,
 q_i : positions articulaires,
 L : Lagrangien : $L = T - V$,
 T : énergie cinétique totale du système,
 V : énergie totale des forces dérivant d'un potentiel.

Evaluation des énergies potentielles et cinétiques

Nous choisissons la méthode de Lagrange pour développer le modèle dynamique du robot. Pour cela, il nous faut connaître les énergies cinétiques et potentielles entrant en jeu dans le système global.

Energie cinétique mécanique

L'énergie cinétique mécanique du système global est la somme des énergies cinétiques de chaque élément du robot. Elle est calculée à l'aide de l'équation suivante :

$$T_{mec} = \frac{1}{2} \left[\left(\dot{\eta}_p \cdot M_p \cdot \dot{\eta}_p^T \right) + \left(\dot{X}_1(l_1) \cdot M_1 \cdot \dot{X}_1^T(l_1) \right) + \left(\dot{X}_2(l_2) \cdot M_2 \cdot \dot{X}_2^T(l_2) \right) \right] \quad (3.23)$$

M_p, M_1, M_2 : matrice d'inertie des trois éléments du robot.

Energie cinétique du fluide environnant

Elle s'écrit comme la somme des énergies cinétiques du fluide environnant chacun des éléments du robot. Dans notre cas, elle a une forme plus complexe que celle décrite à l'équation 3.23. Afin de prendre en compte les masses ajoutées calculées précédemment, il nous faut écrire les vitesses absolues de chacun des éléments dans leur repère local.

Energie cinétique du fluide environnant le véhicule :

$$T_{fl.p} = \frac{1}{2} \left(\dot{\eta}_p \cdot Ma_p \cdot \dot{\eta}_p^T \right) \quad (3.24)$$

Energie cinétique du fluide environnant le manipulateur :

$$T_{fl.Manip} = \frac{1}{2} \left[\left({}^1R_0 \cdot \dot{X}_1(l_1) \cdot Ma_1 \cdot \dot{X}_1^T(l_1) \cdot {}^1R_0 \right) + \left({}^2R_0 \cdot \dot{X}_2(l_2) \cdot Ma_2 \cdot \dot{X}_2^T(l_2) \cdot {}^2R_0 \right) \right] \quad (3.25)$$

Energie potentielle de gravitation

De même que pour les énergies cinétiques, elle se définit pour chaque élément du robot.

$$V_G = \left(m_p \cdot \eta_p + m_1 \cdot X_1(l_1) + m_2 \cdot X_2(l_2) \right) \cdot \begin{bmatrix} 0 & 0 & -g \end{bmatrix} \quad (3.26)$$

Energie potentielle de flottabilité

L'énergie potentielle de flottabilité associée à un solide est l'énergie stockée par ce solide lui permettant d'atteindre la surface du fluide dans lequel il est immergé, sous l'effet de la force de flottabilité. Nous la définissons à l'équation suivante :

$$V_B = \rho \left(V_p \cdot \eta_p + V_1 \cdot X_1(l_1) + V_2 \cdot X_2(l_2) \right) \cdot \begin{bmatrix} 0 & 0 & g \end{bmatrix} \quad (3.27)$$

$$\left| \begin{array}{l} V_p : \text{volume de la plate-forme,} \\ V_1 : \text{volume du premier lien du manipulateur,} \\ V_2 : \text{volume du deuxième lien du manipulateur.} \end{array} \right.$$

Développement du modèle dynamique

Nous développons le modèle dynamique du système grâce à l'équation de Lagrange (équation 3.22). Après identification et regroupement des termes relatifs aux positions, vitesses et accélérations articulaires, il vient alors l'équation suivante :

$$\Gamma_{ext} = A(q) \cdot \ddot{q} + H(q, \dot{q}) + G(q) \quad (3.28)$$

A : matrice d'inertie du système,
 H : vecteur des forces centrifuges et de Coriolis,
 G : vecteur des forces de gravité et de flottabilité,
 Γ_{ext} : vecteur des forces externes dans l'espace des coordonnées généralisées.

En isolant les termes relatifs aux effets de la masse ajoutée et de la flottabilité, il vient :

$$\Gamma_{ext} = (A_{mec}(q) + A_a(q)) \cdot \ddot{q} + H_{mec}(q, \dot{q}) + H_a(q, \dot{q}) + W(q) + B(q) \quad (3.29)$$

A_{mec} : matrice d'inertie intrinsèque au système mécanique,
 A_a : matrice d'inertie ajoutée,
 H_{mec} : vecteur des forces centrifuges et de Coriolis intrinsèques au système mécanique,
 H_a : vecteur des forces centrifuges et de Coriolis ajoutées,
 W : force de poids,
 B : force de flottabilité.

Les forces extérieures qui s'appliquent au robot comprennent les forces de traînée et les forces induites par les actionneurs. Les forces de traînée agissant sur les éléments du bras font l'objet d'un calcul spécifique développé en annexe C. La dynamique des actionneurs sera prise en compte au paragraphe 3.4.3.5. Le modèle dynamique de notre système global s'écrit donc :

$$F_{act} = A(q) \cdot \ddot{q} + H(q, \dot{q}) + D(\dot{q}) \cdot \dot{q} + G(q) \quad (3.30)$$

3.4.3.5. Mesure de l'effort de liaison entre le bras et la plate-forme.

Nous verrons dans les chapitres suivant que les commandes que nous allons développer nécessitent d'avoir une lecture de l'effort de liaison entre la plate-forme et le bras. Il nous faut donc modéliser un capteur d'effort virtuel installé sur cette liaison.

Le développement du modèle dynamique de notre robot est effectué par la méthode de Lagrange. Cette méthode est basée sur des considérations énergétiques et ne fournit les efforts intermédiaires agissant sur les articulations que selon l'axe de ces articulations : les couples pour les pivots et les forces linéaires pour les glissières. La modélisation du capteur d'effort qui nous donne accès aux trois efforts de liaison entre la plate-forme et le bras fait l'objet d'un développement spécifique par la méthode de Newton-Euler. Cette méthode est basée sur une double récurrence [DOM 88]:

- la récurrence avant, de la base du robot vers l'effecteur, utilise les formules de composition pour calculer successivement les vitesses et accélérations des corps,

- la récurrence arrière, de l'effecteur vers la base, permet le calcul des couples des actionneurs, en exprimant pour chaque corps le bilan des efforts.

Nous effectuons la récurrence avant comme indiqué et nous arrêtons la récurrence arrière à l'articulation reliant le bras à la plate-forme. Nous obtenons le torseur $F_{Capt.eff}$ que nous considérons comme la mesure issue du capteur d'effort.

$$F_{Capt.Eff} = [F_x \quad F_z \quad \Gamma_{b1}]^T \quad (3.31)$$

Il est à noter que $F_{Capt.Eff}$ est exprimé dans le repère R_I , repère local du premier lien.

3.4.3.6. Modèle des actionneurs

Actionneurs du manipulateur

Nous choisissons comme modèle unique pour les actionneurs du bras celui qui a été développé pour le robot PUMA 560 [DEL 92]. La partie mécanique de ces actionneurs est constituée d'un moteur à courant continu entraînant l'articulation par l'intermédiaire d'un réducteur. Nous considérons que la liaison entre les moteurs et les articulations est élastique. Ce modèle des actionneurs est décrit en détail à l'annexe D. Nous obtenons finalement un modèle des actionneurs de la forme décrite à l'équation 3.32 :

$$\Gamma_b = f(U_b) \quad (3.32)$$

Γ_b : couples exercés par les moteurs du bras,
 U_b : tensions de commande des moteurs du bras.

Actionneurs de la plate-forme

Les engins sous-marins sont en général équipés d'organes de propulsions constitués de moteurs électriques équipés d'hélices. La modélisation de ces éléments a fait l'objet de nombreuses études dans la littérature [DIA 99][ZIA 98][WHI 95]. Pour notre part, nous considérerons un modèle linéaire très simplifié.

$$F_p = K_p \cdot U_p \quad (3.33)$$

F_p : forces de poussée des actionneurs de la plate-forme,
 K_p : constantes des moteurs de la plate-forme,
 U_p : tension de commande appliquées aux moteurs de la plate-forme.

Tensions et torseur de commande

Tensions de commande :

$$U_{act} = (U_p, U_b)^T \quad (3.34)$$

Torseur de commande :

$$F_{act} = (F_p, \Gamma_b)^T \quad (3.35)$$

3.5. Domaine d'exploitation

Le domaine d'exploitation se définit comme une restriction de l'environnement réel dans laquelle nos résultats peuvent être validés. Nous donnons ci-dessous l'ensemble des hypothèses effectuées pour la modélisation et leur implication pour la comparaison avec un système réel.

3.5.1. Limitation de la vitesse articulaire.

La modélisation des phénomènes de traînée implique une limitation des vitesses absolues sur toute la structure du robot. Nous avons vu au paragraphe 3.4.2.2 que les vitesses maximales qui garantissent la validité de notre modèle sont :

- $U_{max.Sph} = 0.46 \text{ m.s}^{-1}$ pour tous les points de la plate-forme,
- $U_{max.Cyl} = 4.68 \text{ m.s}^{-1}$ pour tous les points du manipulateur.

Pour que cette limitation prennent une forme exploitable, il faut la ramener au niveau des vitesses articulaires. Cette limite peut prendre une forme complexe en inversant les équations 3.17, 3.18 et 3.19. Nous n'en considérons qu'une approximation pessimiste avec les hypothèses suivantes :

- la limite de vitesse linéaire de la plate forme est $U_{max.pf} = 0.3 \text{ m.s}^{-1}$,
- les articulations rotoïdes ont la même limite de vitesse.

Nous écrivons la condition de respect de la limite de vitesse pour l'effecteur, les articulations fonctionnant toutes à vitesse maximale. L'équation 3.19 devient donc :

$$\dot{X}_{eff.max} = J_{eff}(q) \cdot \dot{q}_{eff.max} \quad (3.36)$$

En inversant et en passant aux normes :

$$\|\dot{q}_{eff,max}\| = \left\| J_{eff}^T \cdot (J_{eff} \cdot J_{eff}^T)^{-1} \cdot \dot{X}_{eff,max} \right\| \quad (3.37)$$

Avec la limite articulaire que l'on écrit :

$$\|\dot{q}_{eff,max}\| = \sqrt{2 \cdot 0.3^2 + 3 \cdot (\dot{q}_{b,max})^2} \quad (3.38)$$

Sans résoudre l'équation 3.37, nous donnons une solution évidente satisfaisant la limite de vitesse articulaire :

$$\dot{q}_{MAX} = [0.3 \quad 0.3 \quad 1 \quad 1 \quad 1]^T \quad (3.39)$$

Cette limite doit être respectée pour garantir que tous les points de la structure restent dans le domaine des écoulements laminaires, garantissant ainsi la validité du modèle des forces de traînée que nous avons choisi.

3.5.2. Considérations technologiques

Nous ne considérons pas les incidences de la différence entre les effets de la gravité et de la flottabilité. Les centres de flottabilité et de gravité sont donc confondus pour tous les éléments du robot. Nous en déduisons que :

- chaque élément du robot comporte un centre volumique et un centre de répartition massique confondus,
- chacun de ses éléments a une masse volumique égale à celle de l'eau.

Cependant, reprenant les considérations du paragraphe 3.4.2.2, il apparaît que le fait d'effectuer les hypothèses exposées ci-dessus mène à une situation désavantageuse pour assurer la stabilité du système. Si les centres de flottabilité et de gravité ne sont pas confondus, la plate-forme subit un couple la ramenant naturellement dans une position verticale. Il s'agit du principe de la quille. Dans la mesure où nous considérons que les différents mouvements du robot doivent s'effectuer à assiette nulle, ce couple agit comme un stabilisateur qui conforte l'action d'une commande stabilisante. Nous ne considérerons donc pas ces hypothèses comme optimistes et ne les prendrons pas en compte dans les analogies avec des systèmes réels qui nous serviront à valider notre modèle.

La dynamique des organes de propulsion tels que les hélices ne sont pas pris en compte. De plus, le modèle des actionneurs électriques est très simplifié. Cela implique que :

- les actionneurs ne perturbent pas le fluide environnant,
- la loi de commande comprend une compensation implicite des zones mortes et effets d'hystérésis des actionneurs.

3.5.3. Etat de la mer

Nous n'avons pas pris en compte les phénomènes de courants, de vagues, de houle,... L'analogie que nous pouvons effectuer entre le modèle que nous avons développé et une situation réelle est celle d'un robot évoluant dans une piscine d'eau de mer, par temps calme.

3.6. Validation du modèle

La validation du modèle s'effectue en trois étapes. Tout d'abord, nous vérifions que le robot simulé se comporte de façon attendue face aux phénomènes que nous avons modélisés (cf. paragraphe 3.6.1). Ensuite, nous comparons les résultats de notre simulateur à d'autres simulateurs existants qui ont déjà fait l'objet d'une validation expérimentale (cf. paragraphe 3.6.2, et enfin nous les confronterons à des test expérimentaux effectués par T. W. Mc Lain et son équipe sur site réel (cf. paragraphe 3.6.3).

3.6.1. Réponse du simulateur aux phénomènes physiques modélisés.

Les phénomènes physiques induisent des effets sur le comportement d'un solide immergé dans un fluide. Ces effets ont été observés et les modèles que nous avons développés doivent agir de façon similaire sur notre robot.

Ci-dessous, nous vérifions les comportements attendus en fonction des phénomènes de frottements visqueux et de masse ajoutée que nous avons modélisés.

Les frottements visqueux

Les schéma de la figure 3-IX ci-dessous montrent le comportement du robot lorsque le bras est en mouvement (voir descriptif du test à la figure 3-VIII) en considérant les efforts de traînée ou pas.

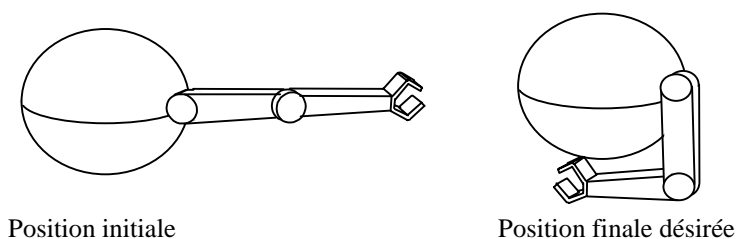


Figure 3-VIII : test de mise en évidence de l'effet des frottements visqueux. Le bras est tendu à l'origine. Il est ensuite asservi sur une génération de trajectoire polynomiale par une loi de commande classique proportionnelle dérivée. La plate-forme n'est pas pilotée.

La plate-forme reste en boucle ouverte, et subit pleinement les effets de couplage avec le bras. Un capteur d'effort virtuel est installé sur la liaison entre le bras et la plate-forme. Les résultats de ce test sont exposés à la figure 3-IX.

Notons aussi qu'en dehors de l'accentuation du couplage dynamique que produisent les phénomènes de frottements visqueux, il ont aussi un effet amortisseur qui tend à s'opposer à la vitesse, sur chaque élément du robot en mouvement.

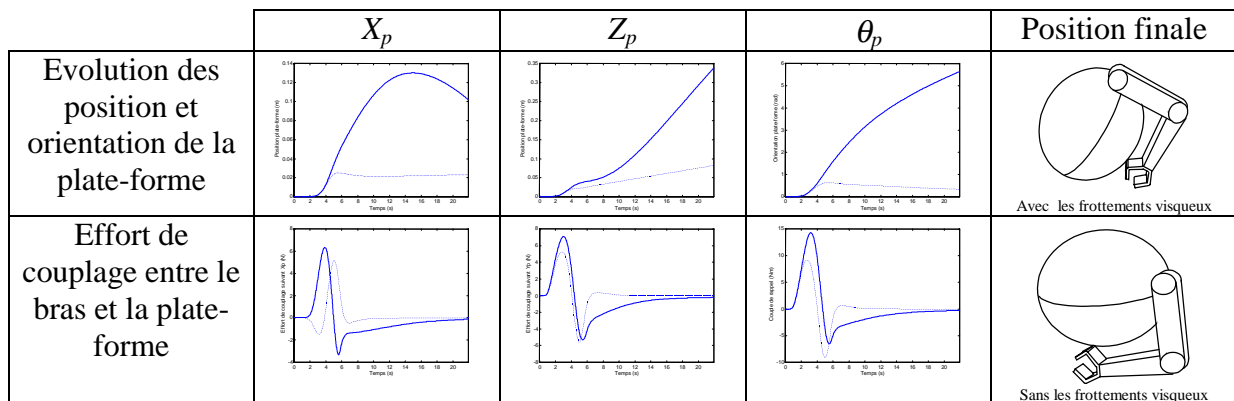


Figure 3-IX : effets des frottements visqueux. les traits en pointillés désignent les résultats obtenus sans prendre en compte les frottements visqueux dans le modèle. Les traits pleins correspondent au modèle global.

La masse ajoutée

Les courbes de la figure 3-X ci-dessous montrent le comportement du robot soumis à une force constante suivant X_p égale à 50 N, avec et sans masse ajoutée.

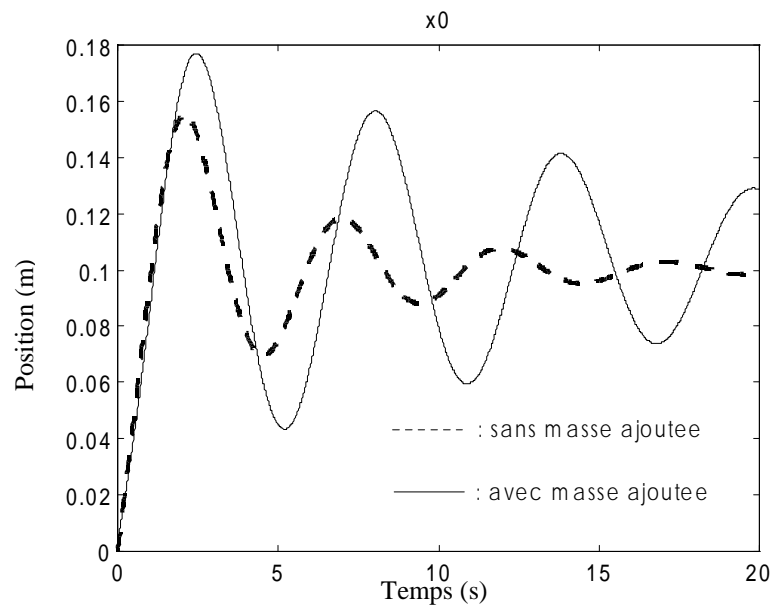


Figure 3-X : les effets de la masse ajoutée sur la plate-forme en réponse à un échelon.

Nous constatons une modification de la dynamique globale du robot. Il se comporte comme s'il avait une masse plus importante. Nous attendions ce résultat.

3.6.2. Comparaison comportementale avec d'autres simulateurs

Nous trouvons dans la littérature de nombreux articles concernant le développement de simulateurs, comparables au nôtre, ayant déjà fait l'objet d'une validation. Ils exposent un certain nombre de résultats auxquels nous pouvons comparer les nôtres dans la mesure où nous adoptons les caractéristiques du robot qu'ils simulent.

M.W. Dunnigan et G.T. Russell [DUN 98] ont développé un simulateur qui leur permet d'évaluer le couplage dynamique entre le bras et la plate-forme d'un robot sous-marin avec l'objectif d'établir une loi de commande qui permette de le réduire. Pour ce faire, ils ont développé un modèle dynamique simplifié du véhicule ANGUS et un modèle de l'environnement aquatique similaire au nôtre.

Dans un premier temps, nous exploiterons leurs résultats pour valider notre simulateur. Ils constitueront notre référence à laquelle nous comparerons les résultats de notre simulateur en ayant au préalable pris en compte les caractéristiques du robot ANGUS tel qu'il a été simulé dans [DUN 98]. Nous vérifions que nous obtenons des résultats identiques (cf. figure 3-XI).

Les caractéristiques du robot ANGUS simulé sont :

- une plate forme parallélépipédique avec une masse de $615kg$,
- un manipulateur à trois degrés de liberté. Chaque élément du bras mesure $0.35m$. de longueur et est considéré comme un cylindre de $0.1m$ de diamètre. Ils pèsent chacun $9.59kg$,
- les centres de gravité et de flottabilité sont supposés confondus et l'équilibre hydrostatique établi.

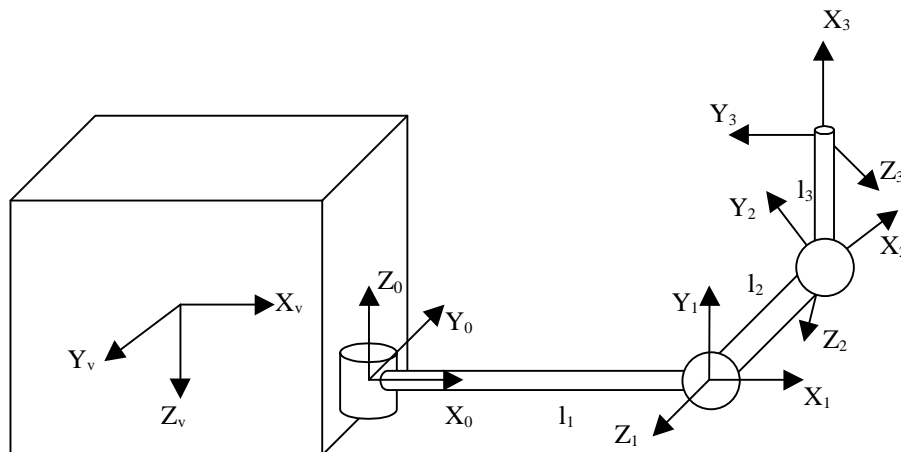


Figure 3-XI : véhicule à 6 degrés de liberté muni d'un manipulateur à 3 degrés de liberté, robot simulé par M.W. Dunnigan et G. T. Russel [DUN 98].

Ils imposent aux articulations du bras une trajectoire de la forme :

$$\begin{aligned}\theta_D(t) &= \theta_D(0) + \frac{\Delta}{2\pi} \cdot [\omega t - \sin \omega t], \text{ pour } 0 \leq t \leq t_f \text{ et } \theta_D(t) = \theta_D(t_f), \text{ pour } t > t_f \\ \dot{\theta}_D(t) &= \frac{\Delta}{t_f} \cdot [1 - \cos \omega t], \text{ pour } 0 \leq t \leq t_f \text{ et } \dot{\theta}_D(t) = 0, \text{ pour } t > t_f \\ \ddot{\theta}_D(t) &= \frac{2\pi\Delta}{t_f^2} \cdot \sin \omega t, \text{ pour } 0 \leq t \leq t_f \text{ et } \ddot{\theta}_D(t) = 0, \text{ pour } t > t_f \\ \omega &= 2\pi / t_f, \quad \Delta = \theta_D(t_f) - \theta_D(0)\end{aligned}$$

Ce robot est soumis à la génération de trajectoire décrite précédemment avec :

$$\begin{aligned}\theta_1 &= -\pi/4 \leq \theta_1 \leq \pi/4, \quad \theta_2 = \theta_3 = 0 \text{ rad}, \\ t_f &= 1, 2 \text{ et } 5 \text{ s}.\end{aligned}$$

Les auteurs de [DUN 98] exposent l'évolution des angles de roulis, tangage et lacet de leur robot soumis à ces trois simulations. La première articulation du bras, soumise à la génération de trajectoire précédemment décrite, est suivant Z_0 (cf. figure 3-XI). L'hypothèse de flottabilité neutre étant présente dans les deux simulateurs, nous pouvons comparer l'évolution de l'angle de lacet qu'ils obtiennent avec l'angle de tangage de notre simulateur. Ils obtiennent les résultats exposés à la figure 3-XII-a, les nôtres sont indiqués à la figure 3-XII-b.

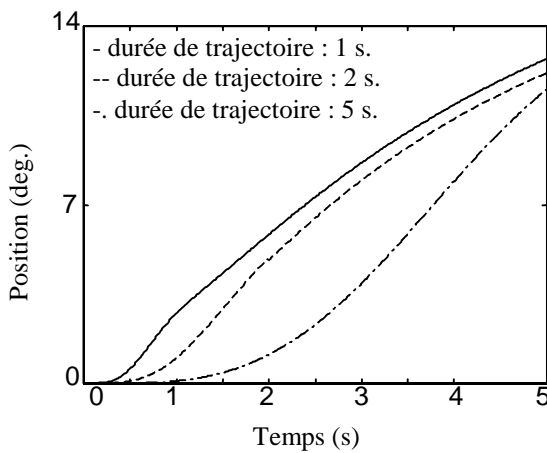


Figure 3-XII-a : les résultats de [DUN 98].

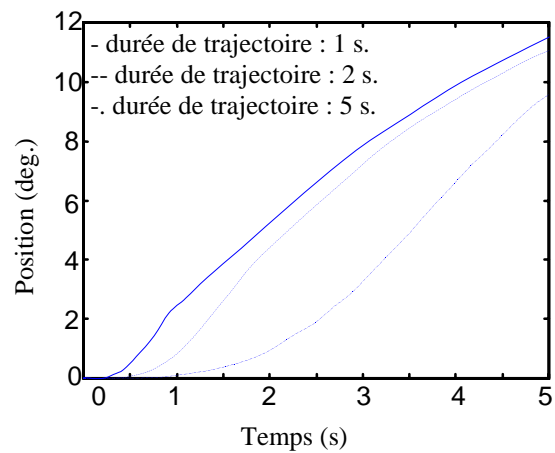


Figure 3-XII-b : nos résultats.

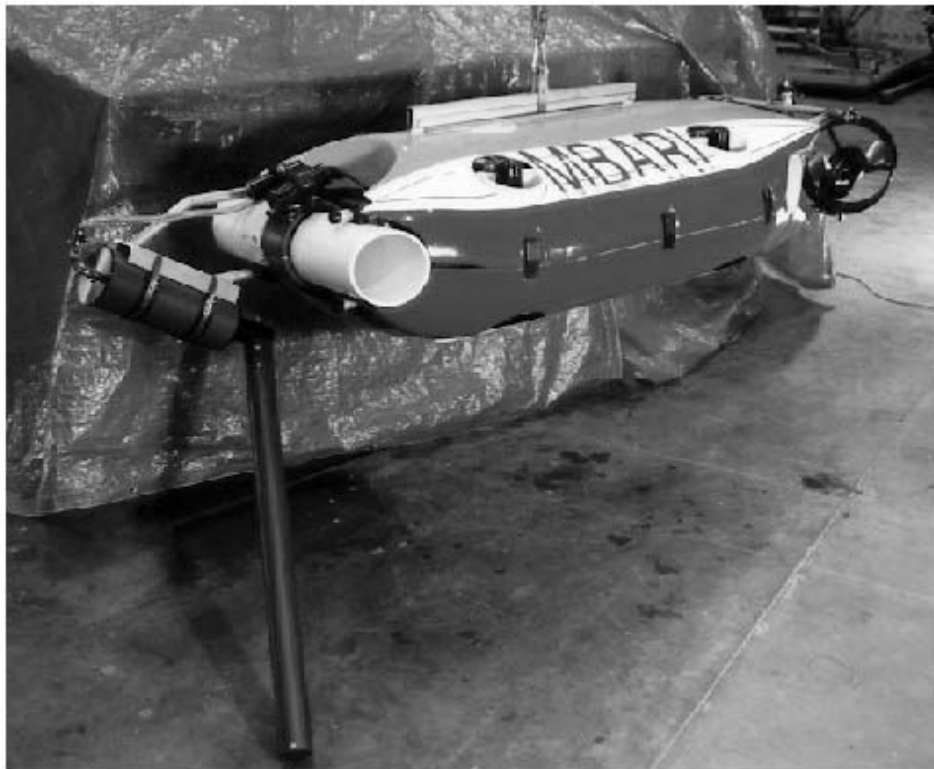
Nous constatons que les deux simulateurs se comportent de la même manière, vis-à-vis du même test. Ceci nous permet de dire que la modélisation des phénomènes dynamiques est similaire et engendre un couplage identique sur les deux calculateurs.

Nous rappelons les conclusions des auteurs de [DUN 98] qui sont que des générations de trajectoire courtes engendrent des erreurs de situation de la plate-forme plus importantes, suite au couplage dynamique entre le bras et le véhicule.

3.6.3. Comparaison comportementale avec des résultats expérimentaux

Il n'est pas question dans ce chapitre de comparer quantitativement nos résultats à ceux qui ont été acquis lors d'essais sur sites réels. Nous devons simplement procéder à une vérification de la cohérence de notre simulateur.

T. W. McLain, S. M. Rock et M. J. Lee [LAI 96b] ont procédé à des expérimentations sur la commande coordonnée du bras et du véhicule d'un manipulateur mobile sous-marin. Ils ont monté sur le véhicule OTTER, développé au MBARI, un bras articulé à un degré de liberté. Ils ont immergé l'ensemble et procédé à une série de tests permettant de mettre en évidence l'influence du couplage entre le bras et le véhicule. Nous comparons nos résultats à ceux-ci pour vérifier la cohérence de notre simulateur. Comme précédemment, il faut modifier les caractéristiques du robot simulé de notre simulateur en fonction des caractéristiques du véhicule OTTER et du bras installé dessus (cf. figure 3-XIII).



*Figure 3-XIII : le véhicule OTTER équipé d'un manipulateur à 1 degré de liberté.
Les dimensions du véhicule sont : 2.1m x 0.95m x 0.45m.
Les dimensions du manipulateur sont : 7.1 cm de diamètre et 1m de long.*

Les auteurs de [LAI 96b] ont procédé à des essais sur leur robot en faisant effectuer au manipulateur plusieurs mouvements d'amplitudes différentes à des vitesses différentes. Durant ces essais, ils mesurent le couple induit par le bras sur la plate-forme, et concluent sur la pertinence du modèle des efforts qu'ils utilisent. Nous nous intéressons plus particulièrement à un essai consistant à faire décrire au bras une trajectoire sinusoïdale tronquée, comme exposé à la figure 3-XIV-a. Le couple de rappel induit par le bras sur la plate-forme, suite à ce mouvement, est mesuré et son évolution est reproduite à la figure 3-XIV -b.

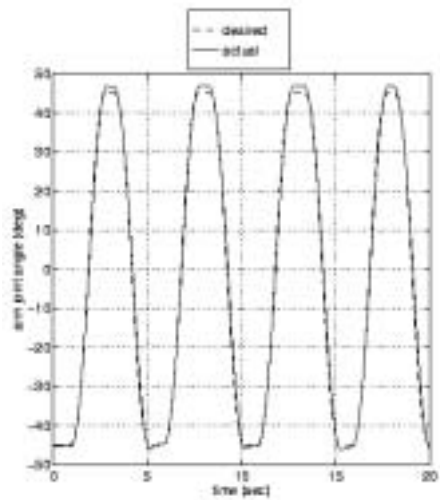


Figure 3-XIV-a : la trajectoire et son suivi.
Source [LAI 96b].

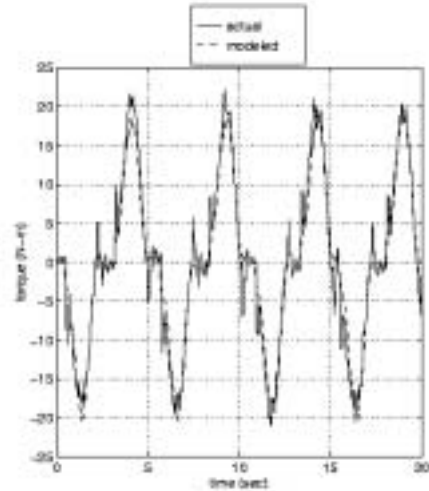


Figure 3-XIV-b : Evolution du couple de liaison entre la plate-forme et le bras.
Source : [LAI 96b]

Nous reproduisons ce test sur notre simulateur et obtenons les résultats des figures 3-XV-a et b.

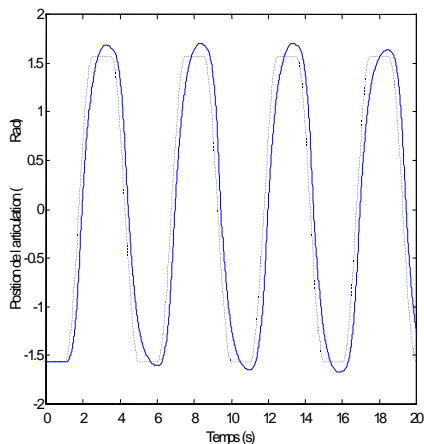


Figure 3-XV-a : la trajectoire et son suivi.

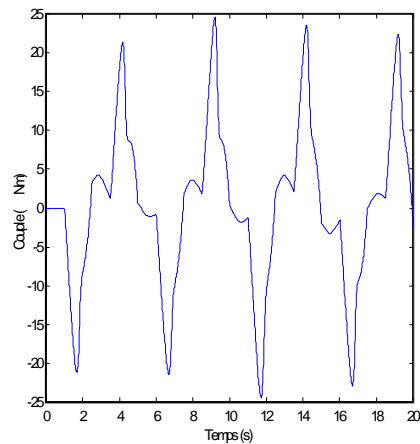


Figure 3-XV-b : le couple de liaison entre la plate-forme et le bras.

La comparaison des résultats précédents nous permet de conclure quant à la cohérence de l'évaluation du couplage dynamique entre le bras et la plate-forme, que calcule notre simulateur.

Le comportement du robot simulé et celui du robot réel qu'ont utilisé les auteurs de [LAI 96b] sont comparables.

Il est évident qu'en toute rigueur, la procédure de validation pourrait être plus complète, en abordant toutes les configurations et cas particuliers envisageables. Cependant, l'objet de cette thèse n'est pas la réalisation d'un simulateur, et nous considérons que les phénomènes caractéristiques du milieu sous marin sont pris en compte avec une finesse suffisante pour nous permettre de tester nos lois de commandes.

Compensation

Toute la science n'est rien d'autre qu'un raffinement de la pensée quotidienne.

Albert Einstein

4. COMPENSATION DES EFFORTS D'INTERACTION

4.1. Problématique

Comme nous l'avons vu dans le chapitre précédent, un mouvement du bras, libre dans son environnement aqueux, engendre des phénomènes de frottements visqueux qui apparaissent à sa base sous la forme d'efforts que subit la plate-forme. Nous appelons ces efforts : *les efforts d'interaction*. Sous l'influence de ces efforts, la base entre en mouvement, et ne peut conserver sa situation d'origine.

Nous nous attachons dans ce chapitre à élaborer une loi de commande qui prenne en compte spécifiquement ces efforts, afin d'assurer que la plate-forme garde une situation stable durant un mouvement du bras.

Nous utilisons le simulateur décrit au chapitre 2 pour tester les lois de commande que nous allons proposer. La boucle de commande comporte une génération de trajectoire polynomiale de degré 7, décrite aux équations 4.1.

$$\begin{aligned}
 q^{dT}(t) &= q^d - \left(1 - 35 \cdot \left(\frac{t}{t_f} \right)^4 + 84 \cdot \left(\frac{t}{t_f} \right)^5 - 70 \cdot \left(\frac{t}{t_f} \right)^6 + 20 \cdot \left(\frac{t}{t_f} \right)^7 \right) \cdot (q^d - q(t)), \\
 \dot{q}^{dT}(t) &= \frac{140}{t_f} \cdot \left(\frac{t}{t_f} \right)^3 - \frac{420}{t_f} \cdot \left(\frac{t}{t_f} \right)^4 + \frac{420}{t_f} \cdot \left(\frac{t}{t_f} \right)^5 - \frac{140}{t_f} \cdot \left(\frac{t}{t_f} \right)^6 \cdot (q^d - q(t)), \\
 \ddot{q}^{dT}(t) &= \frac{420}{t_f^2} \cdot \left(\frac{t}{t_f} \right)^2 - \frac{1680}{t_f^2} \cdot \left(\frac{t}{t_f} \right)^3 + \frac{2100}{t_f^2} \cdot \left(\frac{t}{t_f} \right)^4 - \frac{840}{t_f^2} \cdot \left(\frac{t}{t_f} \right)^5 \cdot (q^d - q(t)) \\
 t_f &= \max \left[\frac{2.2 \cdot |q_i^d - q_i^{init}|}{k_i^{v \max}}, \sqrt{\frac{7.6 \cdot |q_i^d - q_i^{init}|}{k_i^{a \max}}}, \sqrt[3]{\frac{52.5 \cdot |q_i^d - q_i^{init}|}{k_i^{j \max}}} \right]_{i=1 \dots n}
 \end{aligned} \tag{4.1}$$

$$\left| \begin{array}{l}
 q^{dT}, \dot{q}^{dT}, \ddot{q}^{dT} : \text{vecteur des pos., vit. et acc. désirées de la GDT,} \\
 q^d, q(t) : \text{vecteur des positions finales désirées, courantes,} \\
 t_f : \text{temps final de la GDT,} \\
 k_i^{v \max}, k_i^{a \max}, k_i^{j \max} : \text{vit., acc. et jerk maximaux admis par l'articulation } i.
 \end{array} \right.$$

Les sigles et symboles que nous employons tout au long de ce chapitre sont décrits ci-dessous :

η_p, η_p^d : situation et positions articulaires de la plate-forme, valeurs désirées,
 q_b, q_b^d : positions articulaires du bras, valeurs désirées,
 q_b^{dT} : valeurs désirées issues de la génération de trajectoire articulaire du bras,

$X_{pf/b}, X_{pf/b}^d$: situation de l'articulation de liaison entre la plate-forme et le bras, valeurs désirées

X_{eff}, X_{eff}^d : situation de l'effecteur, valeurs désirées,

U_p, U_b : tensions appliquées aux actionneurs de la plate-forme, du bras,

F_{pf}, F_{pf}^d : couple et efforts exercés par les actionneurs de la plate-forme, valeurs désirées,

F_{eff}, F_{eff}^d : effort appliqué par l'effecteur, valeurs désirées,

$F_{Capt.Eff}, F_{pf/b}^d$: effort mesuré par la capteur d'effort (liaison plate-forme / bras), valeurs désirées.

MGD : modèle Géométrique Direct,

- Plate-forme : $MGD_{pf}(\eta_p) = X_{pf/b}$,

- Bras : $MGD_b(q_b) = X_{eff}$.

MGI : modèle Géométrique Inverse,

- plate-forme : $MGI_{pf}(X_{pf/b}) = \eta_p$,

- bras : $MGI_b(X_{eff}) = q_b$.

La compensation de la plate-forme peut se faire de différentes façons. Suivant les capteurs dont disposera le robot, et suivant le degré de fiabilité de leurs mesures, la commande stabilisante de la plate-forme pourra prendre différentes formes. Le paragraphe 4.2 est consacré à la mise en évidence des effets du couplage dynamique entre la plate-forme et le bras. Le paragraphe 4.3 présente une loi de commande basée sur le contrôle de la position du robot, en considérant qu'il est doté de capteurs de position performants. Le paragraphe suivant (4.4) présente les résultats que nous obtenons lorsque la situation du robot est assurée, non plus par le contrôle de sa position globale, mais par la mesure des efforts d'interaction via un capteur d'effort installé sur la liaison entre le bras et la plate-forme. Et enfin, le paragraphe 4.5 présente une loi de commande hybride des deux précédentes, qui assure la stabilité de la situation de la plate-forme en contrôlant l'effort d'interaction (capteur d'effort) et la position globale (capteurs de position) de l'engin.

4.2. Effets du couplage dynamique

Pour mettre en évidence l'effet du couplage dynamique entre le bras et la plate-forme, nous procédons à un test qui consiste à replier le bras (cf. figure 4-I), la plate-forme restant en boucle ouverte, et subissant donc pleinement les effets du couplage dynamique.

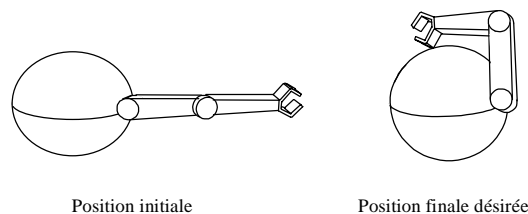


Figure 4-I : test de mise en évidence des effets du couplage dynamique.

Les positions désirées pour les deux articulations du bras sont : $\theta_1 = \theta_2 = \pi/2$. La plate-forme n'est pas commandée.

Nous observons les déplacements de la plate-forme occasionnés par le mouvement du bras (cf. figure 4-II).

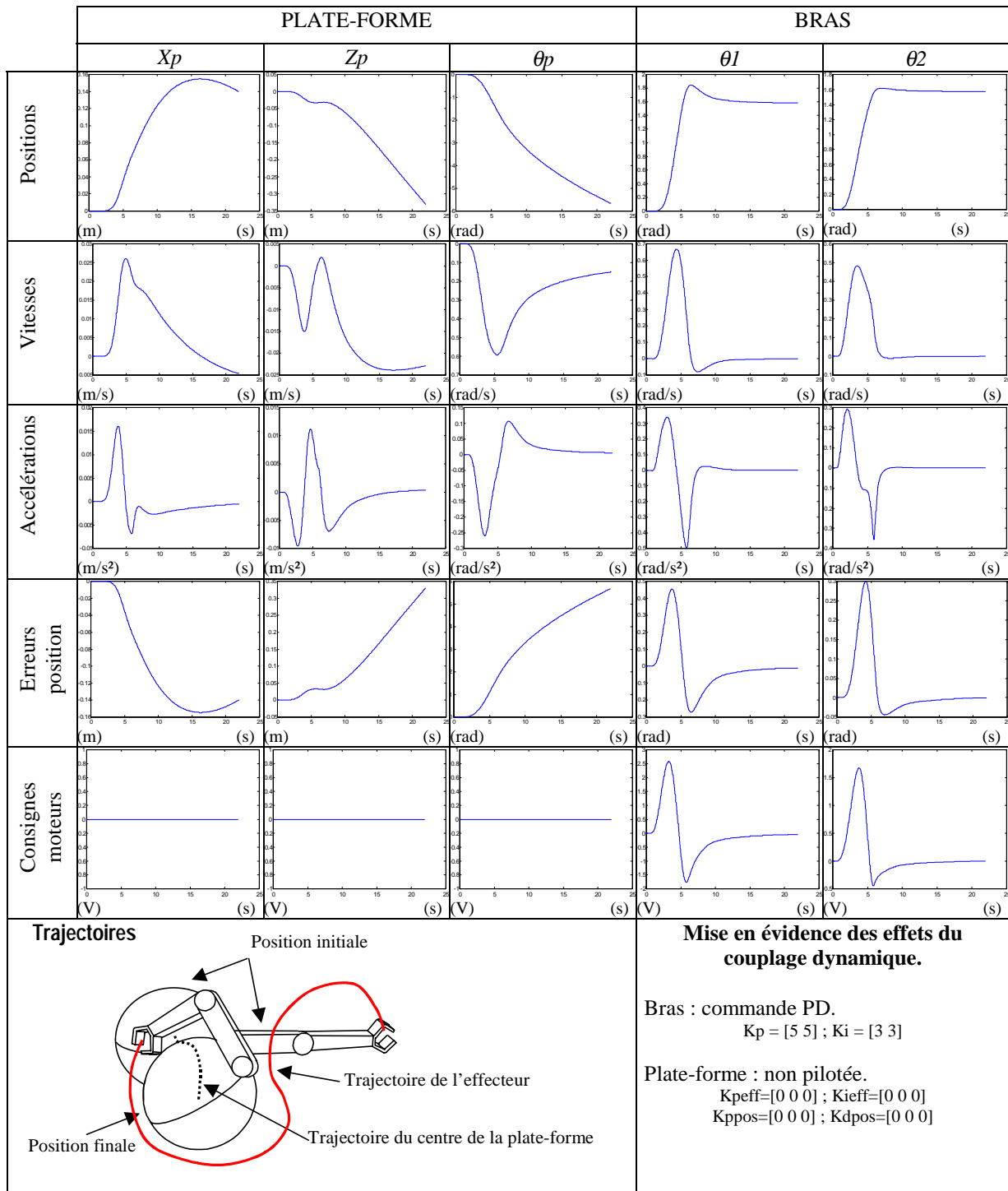


Figure 4-II : mise en évidence des effets du couplage dynamique.
 La plate-forme n'est pas commandée, elle subit pleinement les effets du couplage dynamique entre elle et le bras.

La figure 4-II nous indique un défaut de position de la plate forme en régime permanent de :

- 0.14 m. suivant l'axe X_p , avec une amplitude maximale de l'erreur de 0.15m,
- 0.3 m. suivant l'axe Z_p , avec une amplitude maximale de l'erreur de 0.35m,

- 5 rad autour de l'axe Y_p , avec une amplitude maximale de l'erreur de 5 rad.

La première solution que nous testons consiste à compenser les effets perturbateurs occasionnés par un mouvement du bras en asservissant la position de la plate-forme sur sa situation d'origine, via les capteurs de position dont elle est dotée : *compensation par asservissement de la position*.

4.3. Compensation par asservissement de la position

Comme le signifie H. Mahesh en conclusion de [MAH 91], dans le cas où les organes sensoriels du robot sont performants, une simple loi de commande en position de type PID suffit. Il est évident qu'il est extrêmement difficile de garantir que les données issues des capteurs de position soient assez précises et fiables dans l'environnement sous-marin, pour se baser sur leurs seules réponses pour commander le robot. Cependant, puisque nous sommes dans le domaine de la simulation, nous pouvons simuler des capteurs de positions parfaits, et tester cette loi de commande que nous appelons : *compensation par asservissement de la position*.

4.3.1. Schéma de commande

L'asservissement est dans notre cas effectué dans l'espace articulaire. Le bras est asservi à une génération de trajectoire polynomiale de degré 7 qui l'amène de la position initiale $[\theta_1=0 \ \theta_2=0]^T$ à la position finale désirée $[\theta_1=\pi/2 \ \theta_2=\pi/2]^T$ (cf. figure 4-I), et la plate-forme doit rester à sa position initiale, $[x_p=0 \ y_p=0 \ \theta_p=0]^T$ dans notre cas.

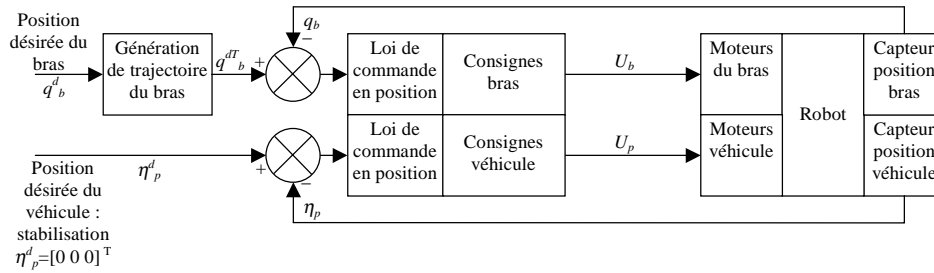


Figure 4-III : schéma de principe de la commande de compensation par asservissement retour capteur.

$$\begin{aligned}
 U_b &= K_b^p \cdot (q_b^{dT} - q_b) + K_b^v \cdot \frac{d}{dt}(q_b^{dT} - q_b) \\
 U_p &= K_{pf}^p \cdot (\eta_p^d - \eta_p) + K_{pf}^v \cdot (\dot{\eta}_p^d - \dot{\eta}_p)
 \end{aligned}
 \tag{4.2}$$

K_b^p, K_b^v : coefficients de la loi PD du bras,
 K_{pf}^p, K_{pf}^v : coefficients de la loi PD de la plate-forme,
 q_b, q_b^{dT} : vecteur des positions articulaires du bras, positions désirées issues de la génération de trajectoire,
 η_p, η_p^d : vecteur de situation de la plate-forme, situation désirée.

4.3.2. Résultats de simulation

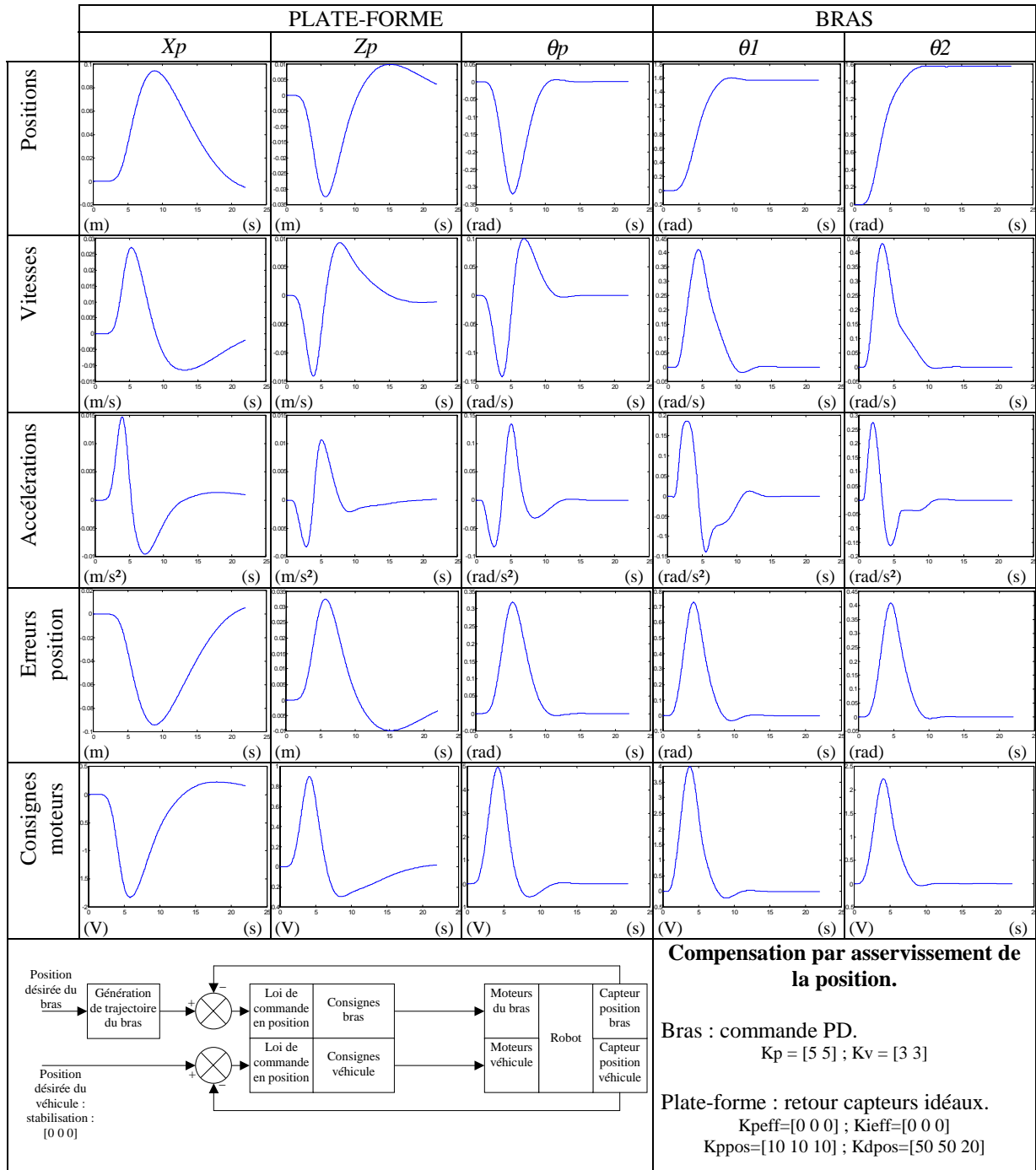


Figure 4-IV : résultats de simulation de compensation par asservissement de la position. Les positions désirées pour les deux articulations du bras sont : $\theta_1 = \theta_2 = \pi/2$. La plate-forme est asservie à sa position d'origine $x_p = z_p = 0$ et $\theta_p = 0$.

4.3.3. Analyse des résultats

L'analyse des courbes de la figure 4-IV nous indique que la plate-forme parvient à compenser les perturbations engendrées par le mouvement du bras, et rester proche de sa position d'origine.

Nous pouvons constater que la plate-forme subit l'influence du bras lorsque celui-ci est en mouvement, et parvient à retrouver sa position d'origine une fois que le bras s'est immobilisé sur sa position désirée. Donc, même si les résultats montrent que la plate-forme retrouve sa position d'origine, nous ne pouvons dire que la loi de commande qui lui est appliquée prennent réellement en compte les effets perturbateurs dus au mouvement du bras.

Ces résultats nous indiquent un défaut de position de la plate forme en régime permanent de :

- 0.005 m. suivant l'axe X_p , avec une amplitude maximale de l'erreur de 0.1m,
- 0.005 m. suivant l'axe Z_p , avec une amplitude maximale de l'erreur de 0.33m,
- 0 rad autour de l'axe Y_p , avec une amplitude maximale de l'erreur de 0.32 rad.

Cette loi de commande améliore sensiblement la compensation des effets du bras par la plate-forme. Cependant, outre le fait que la position finale de la plate-forme soit satisfaisante, deux points négatifs sont à mettre en avant :

- il n'existe pas dans la réalité de capteurs de position absolu qui fournisse une telle précision,
- l'amplitude du mouvement de la plate-forme reste conséquente,
- le temps d'acquisition de l'information de position peut être long (en fonction du type de capteurs, de leur précision, de leur coût...),
- la correction du défaut de position de la plate-forme s'effectue une fois que le bras s'est immobilisé sur sa position désirée.

Il est cependant à noter que cette solution offre l'avantage de stabiliser la plate-forme autour d'une position désirée, indépendamment de la cause qui engendre ce déplacement.

Une autre solution consiste à prendre le problème en amont, et utiliser une lecture de ces perturbations grâce à un capteur d'effort installé sur l'articulation liant le bras à la plate-forme. De plus, les capteurs d'effort disposent d'une fréquence d'acquisition plus importante que les capteurs de position. Nous appelons cette solution : *compensation par retour d'effort explicite*.

4.4. Compensation par retour d'effort explicite

Un capteur d'effort installé entre la plate-forme et le bras permet d'accéder à une lecture de ces efforts. La compensation par retour d'effort explicite permet, non plus de minimiser les déplacements engendrés par les perturbations du bras, mais de commander la plate-forme de façon à ce qu'elle produise un effort équivalent à celui qu'elle subit de la part du bras, pour annihiler ses effets.

4.4.1. Schéma de commande

L'asservissement est effectué dans l'espace articulaire. Le bras est asservi à la génération de trajectoire (cf. équation 4.1) qui l'amène de la position initiale $[\theta_1=0 \ \theta_2=0]^T$ à la position finale désirée $[\theta_1=\pi/2 \ \theta_2=\pi/2]^T$ (cf. figure 4-I). La plate-forme doit rester à sa position initiale, $[x_p=0 \ z_p=0 \ \theta_p=0]^T$. Pour cela, ses propulseurs sont asservis à produire un effort qui annule l'effort résultant qu'elle subit de la part du manipulateur et de ses moteurs.

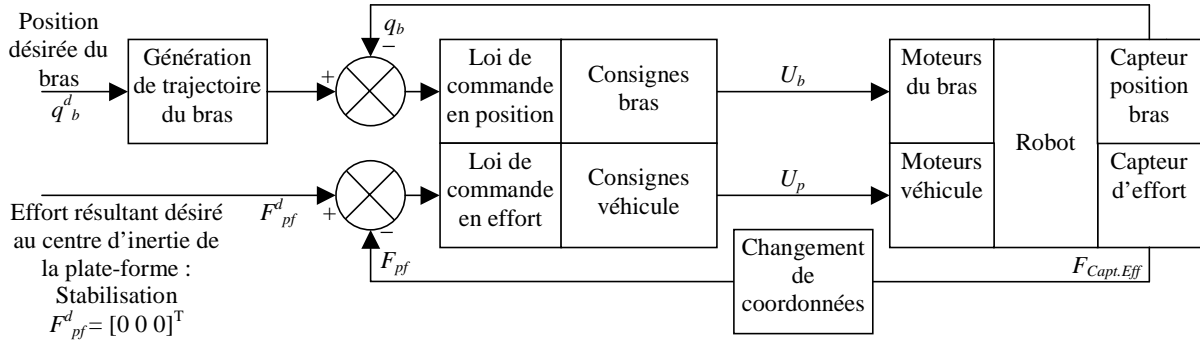


Figure 4-V : schéma de principe de la compensation par retour d'effort explicite.

Les positions désirées pour les deux articulations du bras sont : $\theta_1=\theta_2=\pi/2$. La plate-forme est asservie à produire un effort qui annule l'effort résultant qu'elle subit de la part des actionneurs et du bras.

$$\begin{aligned}
 U_b &= K_{bras}^p \cdot (q_b^{dT} - q_b) + K_{bras}^v \cdot \frac{d}{dt} (q_b^{dT} - q_b) \\
 U_p &= K_{pf}^{peff} \cdot (F_{pf}^d - F_{pf}) + K_{pf}^{ieff} \cdot \int (F_{pf}^d - F_{pf}) \cdot dt
 \end{aligned}
 \tag{4.3}$$

K_b^p, K_b^v : coefficients de la loi PD du bras,
 K_{pf}^p, K_{pf}^v : coefficients de la loi PD de la plate-forme,
 q_b, q_b^d : vecteur des positions articulaires du bras, positions désirées issues de la génération de trajectoire,
 F_{pf}, F_{pf}^d : effort résultant appliqué au centre d'inertie de la plate-forme, effort désiré à appliqué au même point.

4.4.2. Résultats de simulation

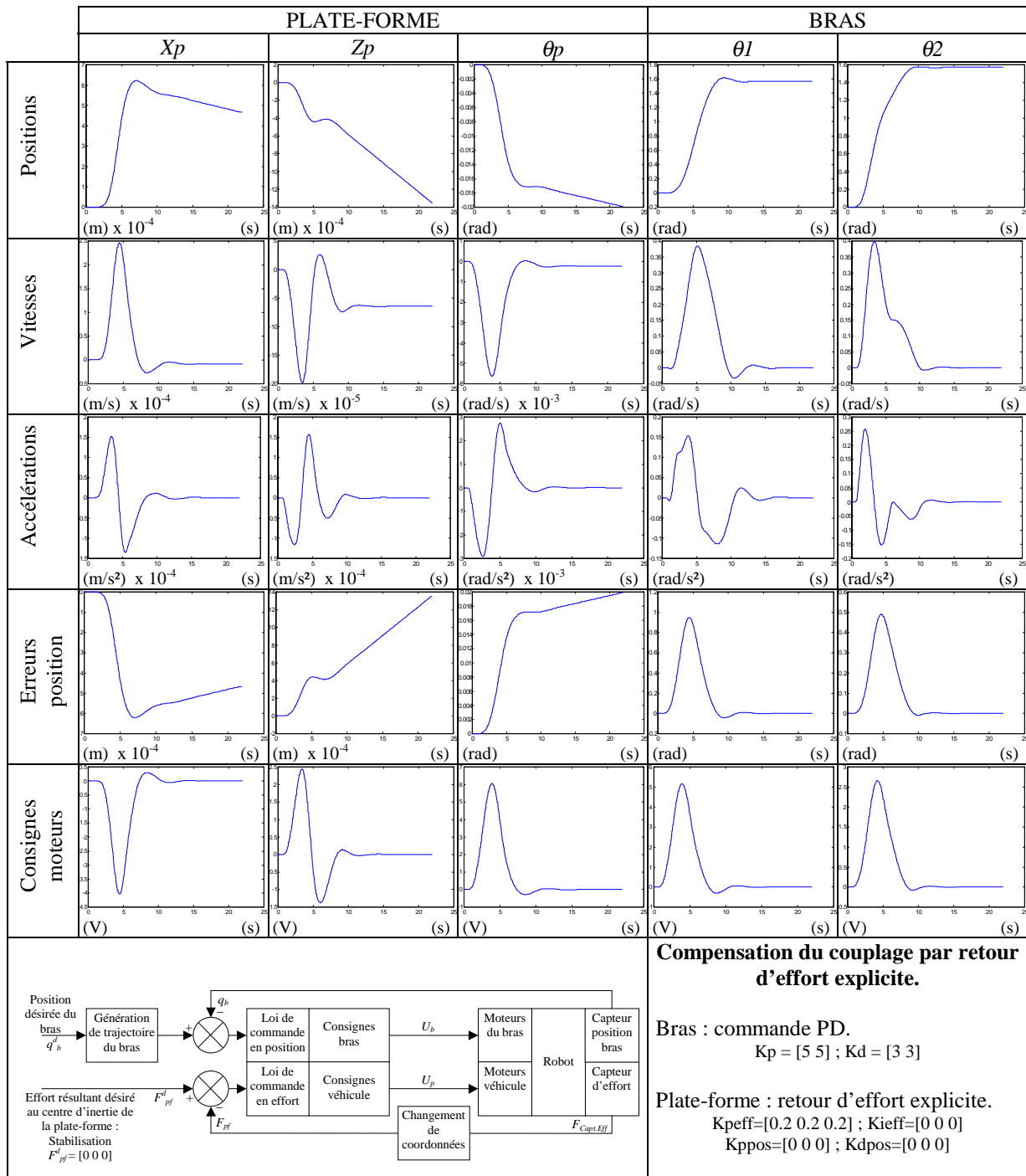


Figure 4-VI : résultats de simulation de compensation par asservissement retour d'effort explicite. Les positions désirées pour les deux articulations du bras sont : $\theta_1 = \theta_2 = \pi/2$. La plate-forme est asservie à produire un effort qui contrebalance les effets du bras.

4.4.3. Analyse des résultats

Nous présentons à la figure 4-VII l'évolution de l'erreur de position de la plate-forme, obtenue lors du test des deux lois de commandes précédentes.

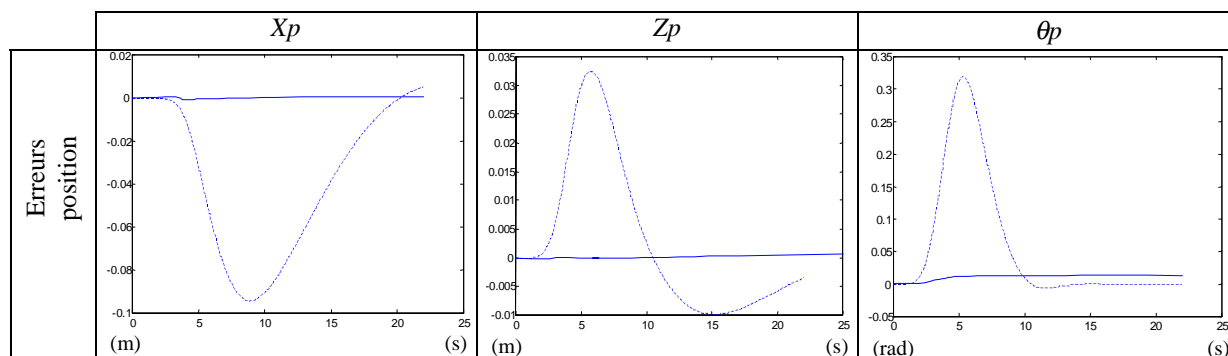


Figure 4-VII : comparaison des résultats issus du test de la compensation par asservissement de la position (en pointillés), et de la compensation par retour d'effort explicite (en traits pleins).

Les résultats de la figure 4-VII montrent que les effets du bras sont grandement amoindris par rapport à l'utilisation de la commande par retour capteur de position. La compensation par retour d'effort explicite permet de prendre en compte les effets issus du bras dès leur apparition, contrairement à la loi de commande précédente qui ne peut réagir qu'une fois qu'un déplacement est enregistré par les capteurs de position.

Le défaut de position de la plate forme en régime permanent est de :

- $5 \cdot 10^{-4}$ m. suivant l'axe X_p , avec une amplitude maximale de l'erreur de $6 \cdot 10^{-4}$ m,
- $13 \cdot 10^{-4}$ m. suivant l'axe Z_p , avec une amplitude maximale de l'erreur de $13 \cdot 10^{-4}$ m,
- 0.002 rad autour de l'axe Y_p , avec une amplitude maximale de l'erreur de 0.002 rad.

Cependant, les seules informations que reçoit la plate-forme pour assurer sa stabilisation sont issues du capteur d'effort, situé entre elle et le bras. Dans le cadre de cette loi de commande, les capteurs de position ne sont pas utilisés. Nous pouvons donc considérer dans ce cas la plate-forme comme 'aveugle', et donc très sensible à tout autre phénomène dont l'influence ne se retrouve pas dans la lecture du capteur d'effort.

Ce capteur d'effort permet à la plate-forme de contrecarrer les effets du bras, et donc de s'insensibiliser à tous les phénomènes agissant sur lui et ayant une incidence sur elle. De plus, le fait d'utiliser comme seule information les données d'un seul type de capteur (d'effort dans notre cas) rend les performances de la loi de commande directement tributaires des caractéristiques de ce capteur (temps d'acquisition, précision, fiabilité). Les points négatifs de cette loi de commande sont :

- la plate-forme peut être considérée comme 'aveugle',
- une sensibilité directe aux informations du capteur d'effort.

Les deux lois de commande que nous venons de tester asservissent la situation de la plate-forme sur les données de capteurs différents. Les capteurs d'effort et de position

effectuent une lecture de paramètres issus d'espaces différents, avec une dynamique différente.

L'utilisation d'une commande hybride position/force permet d'associer les avantages de chacune des lois précédentes. Parmi les structures de commande hybride existantes, nous choisissons de développer une commande fondée sur la commande hybride externe (cf. paragraphe 1.2).

4.5. Compensation : commande hybride externe

Comme il est indiqué au paragraphe 1.2, la commande hybride position/force à structure externe permet de commander un mécanisme robotisé, en effort tout en contrôlant simultanément sa position, grâce à une modélisation implicite des caractéristiques de raideur et amortissement de l'environnement. Dans le cas de la compensation, ce n'est pas le bras manipulateur qui va être commandé en effort, mais le véhicule le supportant. L'effort ressenti par la plate-forme est issu du bras, qui lui, est asservi en position indépendamment des efforts extérieurs que les phénomènes hydrodynamiques génèrent sur lui. Ces efforts sont transmis au travers de ses articulations jusqu'à la plate-forme, qui elle, doit maintenir sa position initiale.

4.5.1. Schéma de commande

Le bras reste asservi en position par une loi de commande classique (PID articulaire ou cartésien) pour amener son effecteur à une situation désirée, décrite dans l'espace articulaire ou l'espace opérationnel (grâce à des capteurs de position absolue installés sur l'effecteur, par exemple). La plate-forme est elle asservie sur ses propres capteurs de position, et sur le capteur d'effort installé sur l'articulation la reliant au bras. La boucle d'asservissement en position permet au robot de contrôler sa situation réelle. La boucle de commande de l'effort lui assure de subir une résultante globale des efforts (bras et moteurs) aussi proche de 0 que possible

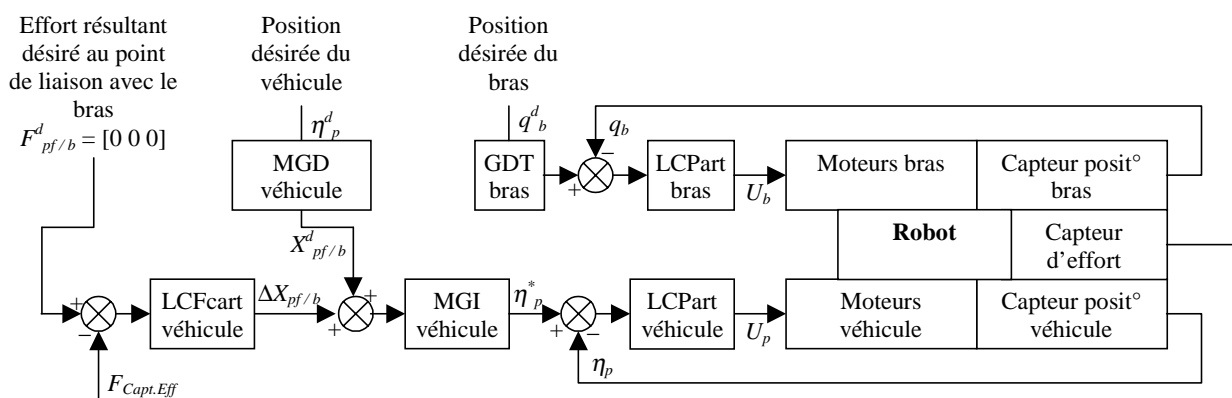


Figure 4-VIII : commande hybride position/force pour la stabilisation de la plate-forme. Avec loi de commande articulaire en position et cartésienne en effort, la consigne de position de la plate-forme, η_p^d est constituée des positions initiales, et la consigne en effort est nulle (stabilisation)

$$U_b = K_{bras}^p \cdot (q_b^{dT} - q_b) + K_{bras}^v \cdot \frac{d}{dt}(q_b^{dT} - q_b) \quad (4.4)$$

$$U_p = K_{pf}^p \cdot (\eta_p^* - \eta_p) + K_{pf}^v \cdot \frac{d}{dt}(\eta_p^* - \eta_p)$$

K_b^p, K_b^v : coefficients de la loi PD du bras,
 K_{pf}^p, K_{pf}^v : coefficients de la loi PD de la plate-forme,
 q_b, q_b^{dT} : vecteur des positions articulaires du bras, positions désirées issues de la génération de trajectoire,
 η_p, η_p^* : vecteur de situation de la plate-forme, situation désirée modifiée par la consigne en effort.

Avec :

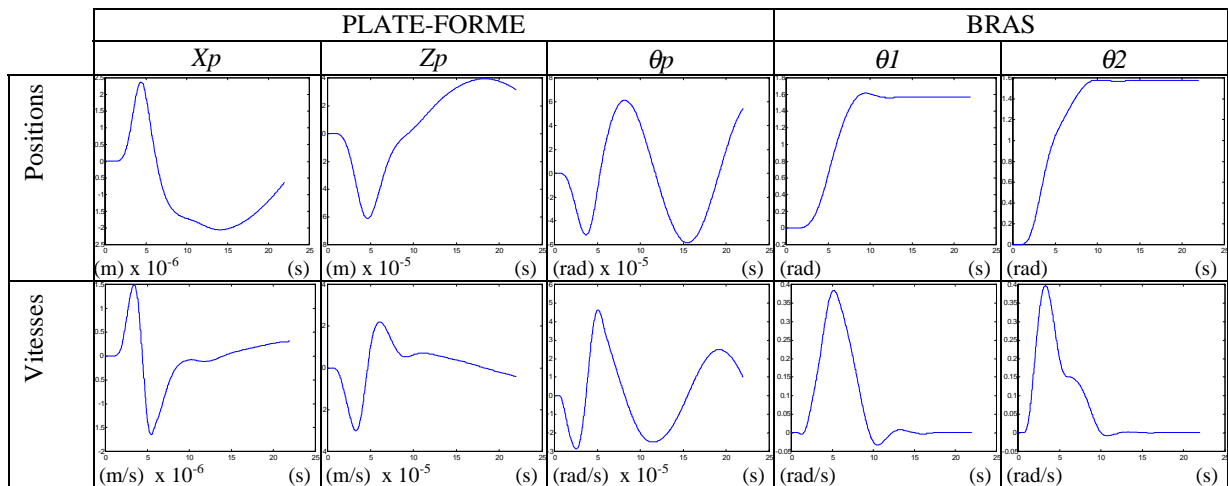
$$\eta_p^* = MGI(X_{pf/b}^d + \Delta X_{pf/b}) \quad (4.5)$$

$X_{pf/b}^d$: position absolue désirée de la liaison entre le bras et la plate-forme,
 $\Delta X_{pf/b}$: modification de la consigne de position, à l'issue de la boucle en effort.

$$\Delta X_{pf/b} = K_{pf}^{peff} \cdot (F_{pf/b}^d - F_{CaptEff}) + K_{pf}^{ieff} \cdot \int (F_{pf/b}^d - F_{CaptEff}) \cdot dt \quad (4.6)$$

$F_{pf/b}^d$: effort résultant désiré produit à la liaison entre le bras et la plate-forme,
 $F_{CaptEff}$: effort mesuré sur la liaison entre le bras et la plate-forme,
 $K_{pf}^{peff}, K_{pf}^{ieff}$: coefficients de la loi PI en effort de la plate-forme.

4.5.2. Résultats de simulation



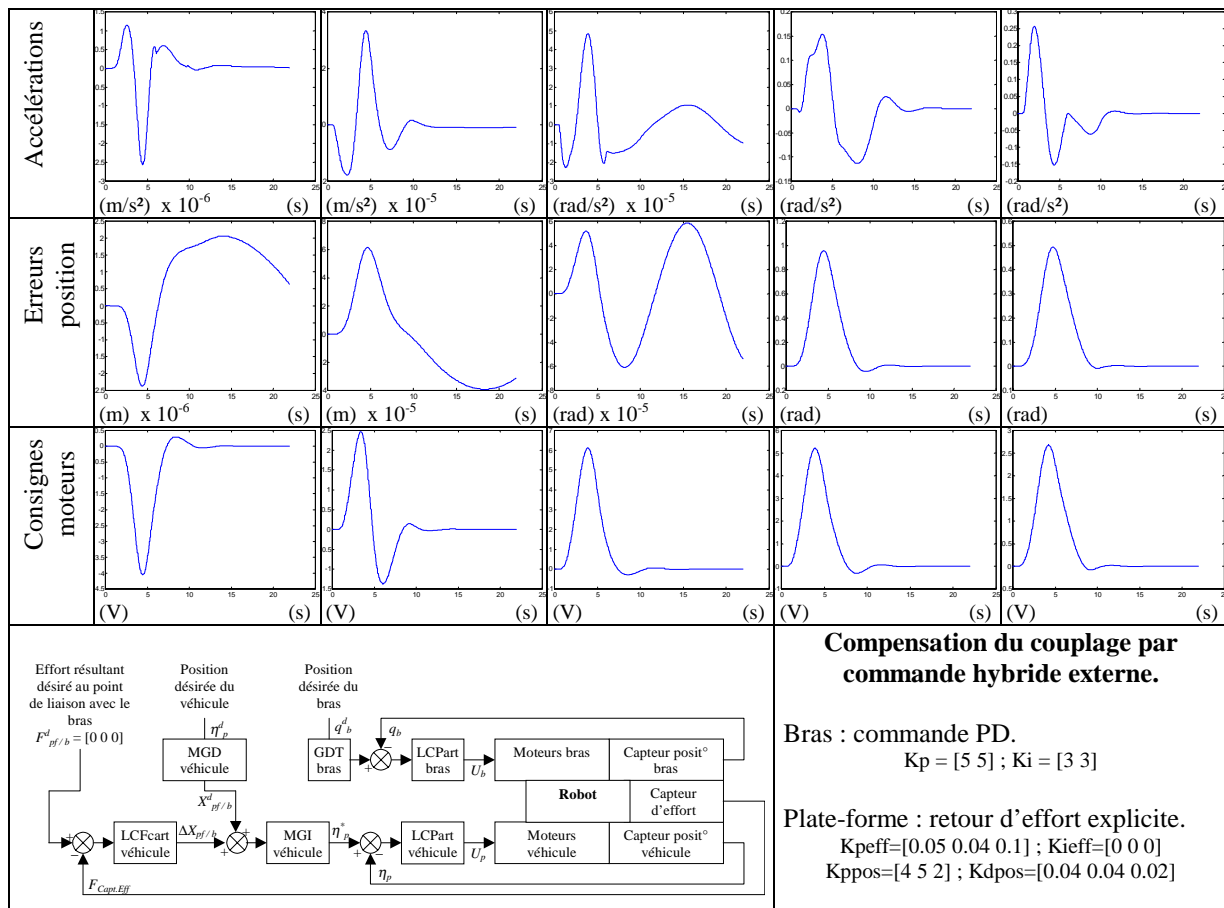


Figure 4-IX : résultats de simulation de compensation par commande hybride externe. Les positions désirées pour les deux articulations du bras sont : $\theta_1 = \theta_2 = \pi/2$. La plate-forme est asservie à produire un effort qui contrebalance les effets du bras, tout en contrôlant son propre déplacement.

4.5.3. Analyse des résultats

La figure 4-IX nous indique un défaut de position de la plate forme en régime permanent de :

- 0 m. suivant l'axe X_p , avec une amplitude maximale de l'erreur de $3 \cdot 10^{-6}$ m,
- 0 m. suivant l'axe Z_p , avec une amplitude maximale de l'erreur de $4 \cdot 10^{-5}$ m,
- 0 rad autour de l'axe Y_p , avec une amplitude maximale de l'erreur de $7 \cdot 10^{-5}$ rad.

Il ne faut pas perdre de vue que les tests que nous menons sont effectués dans le cadre d'une simulation. Les valeurs que nous citons ci-dessus, n'ont rien de réaliste. Elles nous permettent uniquement de juger de l'amélioration de l'efficacité de la structure de commande que nous testons.

Nous présentons sur la figure 4-X l'évolution de l'erreur de position de la plate-forme, obtenue lors du test de la compensation par retour d'effort explicite, et les réponses que nous obtenons avec la commande hybride.

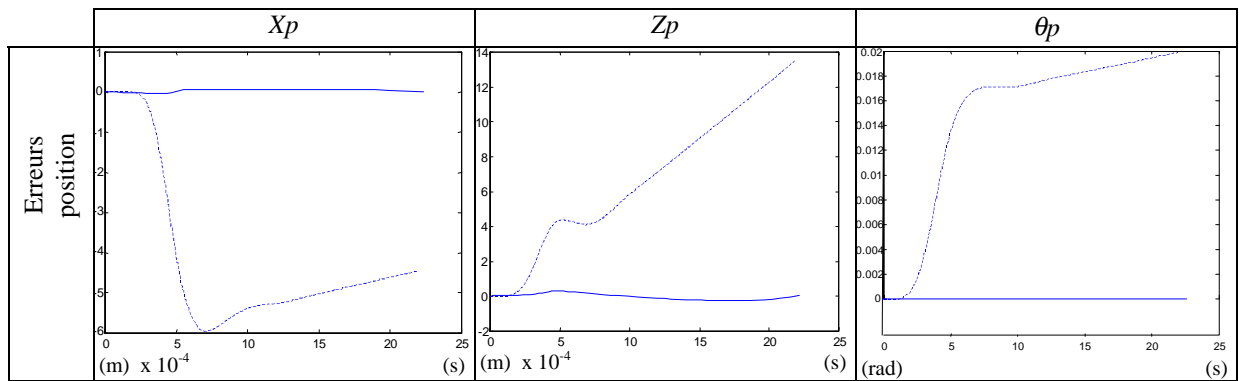


Figure 4-X : comparaison des résultats issus du test de la compensation par retour d'effort explicite (traits pointillés), et de la compensation par commande hybride externe (traits pleins).

La commande hybride externe donne de bon résultats. Les résultats de la figure 4-IX indiquent que la plate-forme garde une situation stable, durant la totalité du mouvement du bras.

4.6. Conclusion

La structure de commande en effort hybride externe, semble adaptée au problème de la compensation que nous avons traité au cours de ce chapitre.

Cependant, il ne faut pas perdre de vue que les applications pratiques de ce type de commande restent très limitées. Il est en effet difficilement imaginable de piloter un manipulateur mobile sous-marin avec pour seul but d'agiter le bras sous l'eau, sans jamais entrer en contact avec l'environnement.

Le chapitre 5 généralise le principe des commandes développées dans le cadre de la compensation, pour le cas où le robot a pour mission d'effectuer une action sur l'environnement, et donc d'y exercer un effort désiré.

Commande en effort

Le monde juge bien des choses ; car il est dans l'ignorance naturelle, qui est le vrai siège de l'homme. Les sciences ont deux extrémités, qui se touchent : la première est pure ignorance, où se trouvent tous les hommes en naissant ; l'autre extrémité est celle où arrivent les grandes âmes qui, ayant parcouru tout ce que les hommes peuvent savoir, trouvent qu'ils ne savent rien, et se rencontrent en cette même ignorance d'où ils étaient partis ; mais c'est une ignorance savante, qui se connaît. Ceux d'entre-deux, qui sont sortis de l'ignorance naturelle et n'ont pu arriver à l'autre, ont quelque teinture de cette science suffisante, et font les entendus. Ceux-là troublent le monde, et jugent mal de tout.

Blaise Pascal, *Pensées*

5. COMMANDE EN EFFORT

5.1. Problématique

Nous avons vu dans le chapitre précédent des structures de commande qui permettent d'assurer la stabilité de la plate-forme lors d'un mouvement du bras, celui-ci étant en contact avec l'environnement par sa présence dans le fluide, et des forces hydrodynamiques apparaissant sur lui. Cependant, doter un véhicule sous-marin d'un bras manipulateur n'a d'intérêt que si celui-ci est muni d'outils lui permettant d'intervenir sur des structures immergées. Lors de ses missions, le robot a donc à déployer son bras, et entrer en contact avec la structure sur laquelle il doit intervenir. Le problème de la stabilisation de la plate-forme lors du déploiement du manipulateur a été abordé au chapitre précédent.

La commande en effort d'un robot manipulateur présente des caractéristiques spécifiques, différentes de celles de la commande en position, et de celles abordées au chapitre précédent, concernant la stabilisation de la plate-forme, perturbée par la dynamique parasite du bras. Au chapitre 4, il était question d'assurer à l'ensemble de l'engin un comportement stable et cohérent, face à des perturbation internes générées par le bras. Dans le cadre de la commande en effort, dans laquelle le robot doit exercer un effort désiré sur l'environnement, le problème est différent. La dynamique des phénomènes de contact entre le robot et l'environnement doit être spécifiquement considérée, et être prise en compte dans la commande, afin de garantir la stabilité globale du système.

Pour cela, un modèle du système au contact est développé et doit prendre en compte l'interaction robot / environnement qui a pour effet de coupler les dynamiques de l'environnement et du manipulateur, lui même couplé à la base du robot. La plate-forme travaillant 'au vol' dans un environnement où la gravité est négligeable (flottabilité neutre), le système global peut être décrit comme composé de trois éléments hétérogènes et fortement couplés, ayant comme seul lien avec l'environnement, le contact de l'effecteur. Cette modélisation comporte ses limites de validité, compte tenu des deux points cités ci-dessous :

- méconnaissance des caractéristiques de l'environnement : il est en général modélisé comme un ressort dont la raideur peut être difficilement estimable, voire être extrêmement variable durant l'accomplissement de la tâche. Ceci peut occasionner des variations subites des caractéristiques prises en compte dans les modèles, et engendrer des instabilités,
- rupture de contact : en cas de rupture de contact, la variable d'effort disparaît et le système se retrouve en boucle ouverte. Le robot n'est alors plus asservi, alors que la consigne en effort est toujours présente. Cela peut s'avérer extrêmement dangereux si la commande ne comporte pas de boucle de contrôle de la position, qui limite la réaction du robot.

Nous prendrons comme hypothèse que l'environnement sur lequel le robot doit intervenir peut être modélisé comme un ressort de raideur K_{env} , constante.

Pour que le bras puisse entrer en contact avec la structure sur laquelle il doit intervenir, et mener à bien la tâche pour laquelle il est programmé, il faut pouvoir s'assurer que l'outil

attaché à l'effecteur garde une situation donnée, et exerce un effort désiré sur l'environnement. La commande globale du robot doit donc assurer un contrôle de la position et de l'effort appliqué en bout de bras. Nous généralisons la commande hybride position / force développée au chapitre précédent et l'appliquons au cas de la commande en effort. Les problèmes occasionnés par une éventuelle rupture de contact ne sont donc pas pris en compte.

Dans un premier temps, nous développons au paragraphe 5.2 un modèle monodimensionnel de notre système au contact avec l'environnement. Il nous permet de développer les équations de la commande hybride position / force, adaptées au cas de la commande en effort. Nous étudierons les zones de stabilité du système global en fonction des paramètres du modèles et de la commande, au paragraphe 5.3. Ceci nous permet d'établir certains critères à respecter, pour assurer la stabilité de l'ensemble du système. Avant de passer à l'implantation sur le système global, il nous faut procéder à quelques tests supplémentaires concernant l'attitude de la plate-forme seule, ou du bras seul, en réponse à ce type de loi de commande. au paragraphe 5.4 est consacré à ces tests durant lesquels nous implantons la loi de commande hybride position / force sur le modèle bi-dimensionnel développé au chapitre 2, considérant dans un premier temps que la plate-forme seule exerce l'effort, et dans un deuxième temps, que c'est le bras qui agit sur l'environnement, la plate-forme restant immobile.

5.2. Modèle au contact

Nous modélisons la réaction de l'environnement sur le robot comme un ressort de raideur K_{env} (cf. figure 5-1). Le robot doit appliquer sur lui un effort désiré F^d .

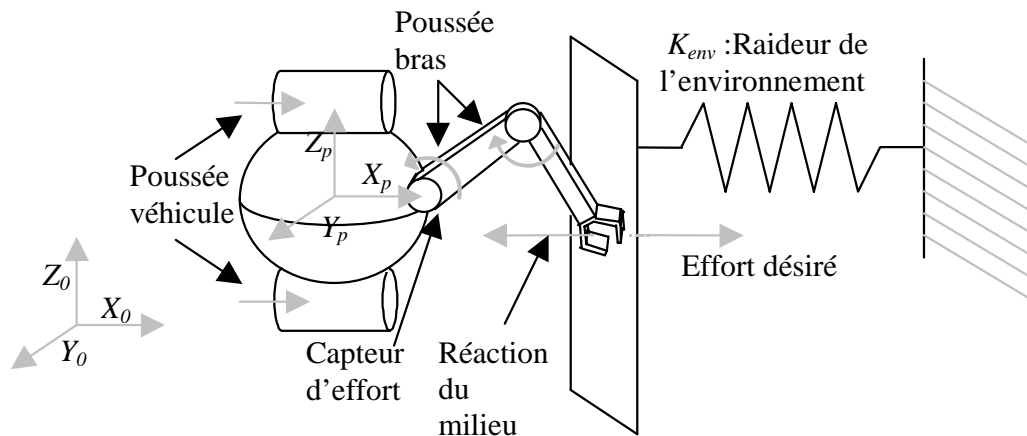


Figure 5-1 : modèle au contact.

L'effecteur est en contact avec l'environnement sur lequel il doit exercer un effort désiré F^d .

On modélise dans le cas monodimensionnel le contact avec l'environnement comme décrit à la figure 5-I. La liaison entre la plate-forme et le bras est modélisée par un système ressort-amortisseur (K_{lia} , D_{lia}) représentant la liaison munie du capteur d'effort. Les bras et plate-forme apparaissent sous la forme de deux masses M_{pf} et M_b . La réaction du bras sur la plate-forme doit être prise spécifiquement en compte et apparaît sur la masse de la plate-forme (cf. figure 5-II).

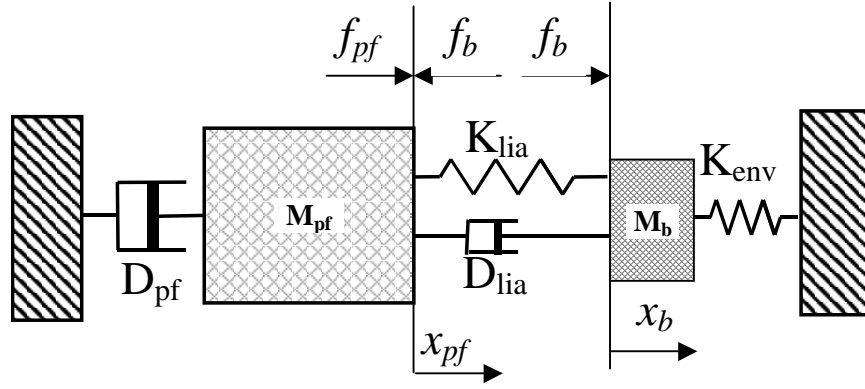


Figure 5-II : modèle équivalent du robot au contact avec modélisation de la liaison bras/plate-forme.
D : amortissement hydrodynamique,
M : masse,
f : effort de commande, actionneurs de la plate-forme,
K_{env} : raideur de l'environnement simulé,
**_{lia}*, **_{pf}*, **_b* : indices pour liaison, plate-forme, bras.

Les équations temporelles décrivent la dynamique du système de la figure 5-II s'écrivent :

- pour le bras :

$$f_b - f_{env} - K_{lia} \cdot (x_b - x_{pf}) - D_{lia} \cdot (\dot{x}_b - \dot{x}_{pf}) - M_b \cdot \ddot{x}_b = 0, \quad (5.1)$$

- pour la plate-forme :

$$f_{pf} - f_b - D_{pf} \cdot \dot{x}_{pf} + K_{lia} \cdot (x_b - x_{pf}) + D_{lia} \cdot (\dot{x}_b - \dot{x}_{pf}) - M_{pf} \cdot \ddot{x}_{pf} = 0 \quad (5.2)$$

Posons :

$$\begin{aligned} f_{pf \rightarrow b} &= -K_{lia} \cdot x_{pf} - D_{lia} \cdot \dot{x}_{pf} \\ f_{b \rightarrow pf} &= -K_{lia} \cdot x_b - D_{lia} \cdot \dot{x}_b \\ f_{env} &= K_{env} \cdot x_b \end{aligned} \quad (5.3)$$

Nous analysons le régime permanent du système 5-II, en étudiant les équations 5.1, 5.2 et 5.3. Posons :

$$\begin{aligned} \dot{x}_{pf} \Big|_{t \rightarrow \infty} &= \dot{x}_b \Big|_{t \rightarrow \infty} = 0, \\ \ddot{x}_{pf} \Big|_{t \rightarrow \infty} &= \ddot{x}_b \Big|_{t \rightarrow \infty} = 0 \end{aligned}$$

Nous obtenons la relation 5.4, exprimant le régime statique du système 5-II :

$$f_{pf} \Big|_{t \rightarrow \infty} = f_b \Big|_{t \rightarrow \infty} = f_{env} \Big|_{t \rightarrow \infty} \quad (5.4)$$

Nous transposons ce système d'équations linéaires continues dans l'espace de Laplace, et obtenons une nouvelle description du système comme indiqué à la figure 5-III.

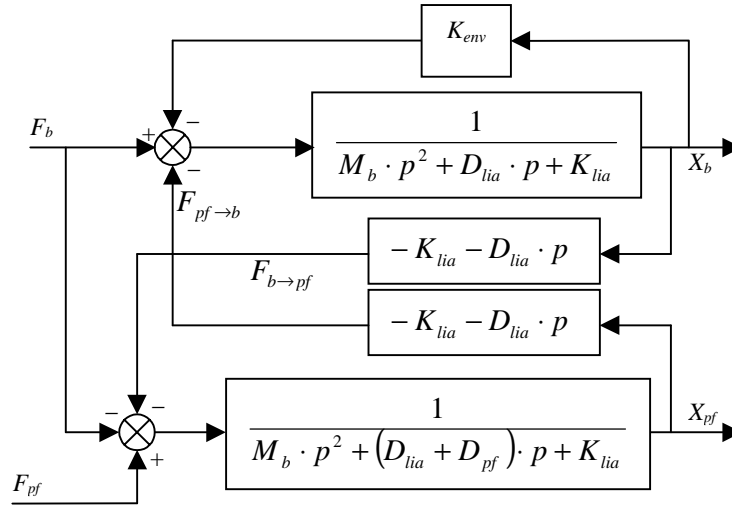


Figure 5-III : schéma équivalent du modèle du robot au contact avec modélisation de la liaison bras/plate-forme.

Avec :

$$\begin{aligned} \square(f_p) &= F_p ; \quad \square(f_b) = F_b ; \quad \square(x_p) = X_p ; \quad \square(x_b) = X_b ; \\ \square(f_{pf \rightarrow b}) &= F_{pf \rightarrow b} ; \quad \square(f_{b \rightarrow pf}) = F_{b \rightarrow pf} ; \quad \square(f_{env}) = F_{env} ; \end{aligned}$$

Le schéma décrit à la figure 5-III nous permet d'écrire les équations 5.5, 5.6 et 5.7.

$$\left[F_b - K_{env} \cdot X_b - (-K_{lia} - D_{lia} \cdot p) \cdot X_{pf} \right] \cdot \frac{1}{M_b \cdot p^2 + D_{lia} \cdot p + K_{lia}} = X_b \quad (5.5)$$

$$\left[F_{pf} - F_b - (-K_{lia} - D_{lia} \cdot p) \cdot X_b \right] \cdot \frac{1}{M_{pf} \cdot p^2 + (D_{lia} + D_{pf}) \cdot p + K_{lia}} = X_{pf} \quad (5.6)$$

$$F_{env} = K_{env} \cdot X_b \quad (5.7)$$

Nous transposons l'équation 5.4, exprimant le régime statique du système 5-II, dans le domaine de Laplace (cf. équation 5.9), et réalisant la consigne 5.8.

$$F^d = F_{env}|_{p=0} \quad (5.8)$$

$$\begin{aligned} F_b|_{p \rightarrow 0} &= F_{env}|_{p \rightarrow 0}, \\ F_{pf}|_{p \rightarrow 0} &= F_{env}|_{p \rightarrow 0} = F_b|_{p \rightarrow 0} = F^d \end{aligned} \quad (5.9)$$

Les équations 5.9 nous permettent d'établir la commande réalisant la consigne 5.8. Nous modélisons deux commandes hybrides position/force, agissant sur les masses M_b et M_{pf} (et réalisant la consigne 5.8), et les articulons au modèle du système décrit à la figure 5-III. L'effort de liaison entre le bras et le robot est exprimé avec les caractéristiques du capteur d'effort, à savoir : K_{lia} . Cet effort est exprimé par la relation écrite à l'équation 5.10.

$$F_{lia} = K_{lia} \cdot (X_b - X_{pf}) \quad (5.10)$$

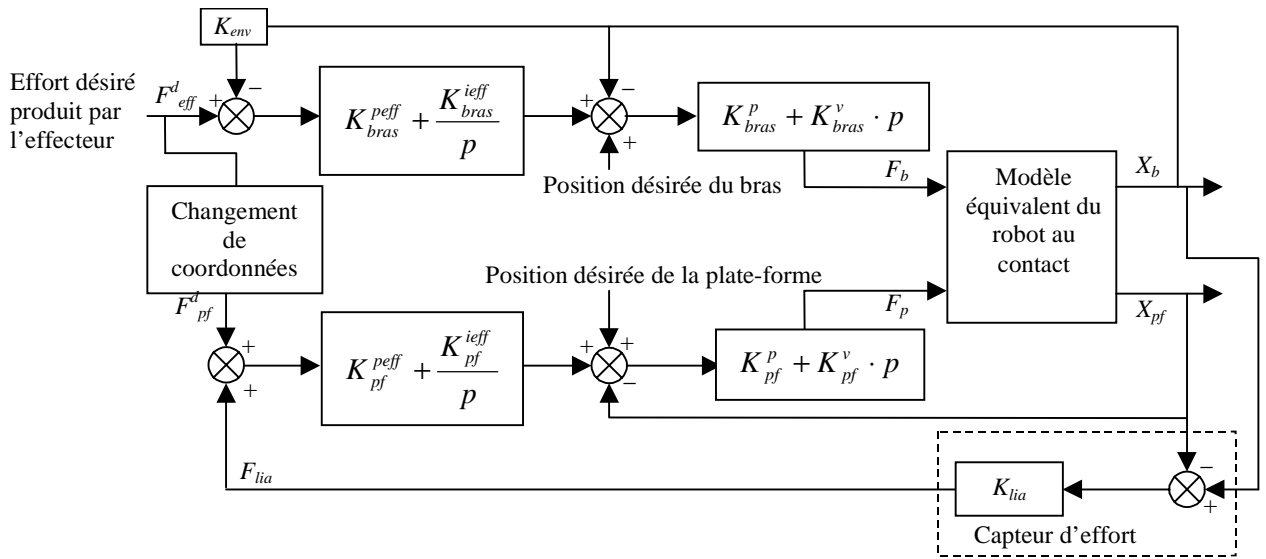


Figure 5-IV : schéma global de la commande en effort.

Nous considérons que le robot est au contact et que les mouvements qu'il opère sont petits. La boucle de commande en position n'a donc que peu d'incidence dans ce cas de figure. Afin de faciliter l'étude de ce type de loi de commande, nous simplifions le schéma décrit à la figure 5-IV et choisissons de commander la boucle en effort à l'aide d'un correcteur intégral pur. Le schéma simplifié apparaît à la figure 5-V.

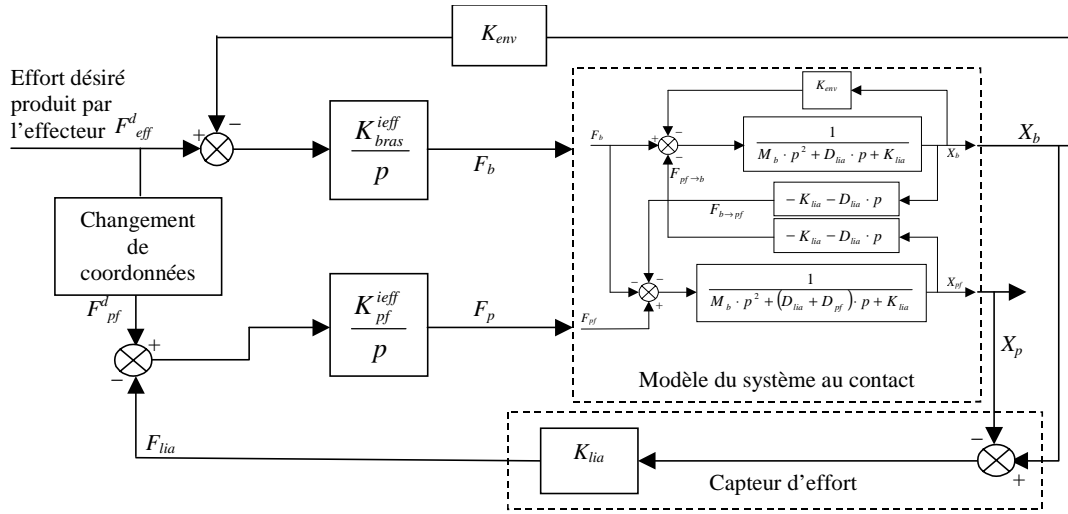


Figure 5-V : schéma simplifié de la commande globale, avec l'hypothèse de petits mouvements.

Le schéma décrit à la figure 5-V nous permet d'écrire les équations 5.11 et 5.12.

$$\left(F_{eff}^d - F_{env}\right) \cdot \frac{K_{bras}^{ieff}}{p} = F_b \quad (5.11)$$

$$\left(F_{pf}^d + (A_{lia} + B_{lia} \cdot p) \cdot \frac{F_{env}}{K_{env}}\right) \cdot \frac{K_{pf}^{ieff}}{p} = F_{pf} \quad (5.12)$$

Afin de développer la fonction de transfert d'un tel système, nous posons quelques variables intermédiaires simplificatrices.

$$\begin{aligned} V &= M_{pf} \cdot p^2 + (D_{lia} + D_{pf}) \cdot p + K_{lia} \\ B &= M_b \cdot p^2 + D_{lia} \cdot p + K_{lia} \\ L &= -K_{lia} - D_{lia} \cdot p \end{aligned} \quad (5.13)$$

La fonction de transfert globale du système décrit à la figure 5-V est écrite aux équations 5.15 et 5.16.

$$\frac{F_{env}}{F_{eff}^d} = \frac{N(p)}{D(p)} = \frac{K_{env} \cdot (V \cdot p + K_{lia} \cdot K_{pf}^{ieff}) \cdot K_b - K_{env} \cdot (K_{pf}^{ieff} - K_b^{ieff}) \cdot L \cdot p}{(V \cdot p + K_{lia} \cdot K_{pf}^{ieff}) (K_{env} \cdot K_b^{ieff} + K_{env} \cdot p + B \cdot p) + p \cdot (K_{lia} \cdot K_{pf}^{ieff} + K_{env} \cdot K_b^{ieff} - L \cdot p)} \cdot L \quad (5.14)$$

Ou encore :

$$\frac{F_{env}}{F_{eff}^d} = \frac{K_{env} \cdot (V \cdot p + K_{lia} \cdot K_{pf}^{ieff}) \cdot K_b - K_{env} \cdot (K_{pf}^{ieff} - K_b^{ieff}) \cdot L \cdot p}{a_6 \cdot p^6 + a_5 \cdot p^5 + a_4 \cdot p^4 + a_3 \cdot p^3 + a_2 \cdot p^2 + a_1 \cdot p + a_0} \quad (5.15)$$

Avec :

$$\begin{aligned} a_6 &= M_{pf} \cdot M_b, \\ a_5 &= M_{pf} \cdot D_{lia} + M_b \cdot (D_{pf} + D_{lia}), \\ a_4 &= M_b \cdot K_{lia} + M_{pf} \cdot (K_{env} + K_{lia}) + D_{pf} \cdot D_{lia}, \\ a_3 &= K_{env} \cdot (D_{pf} + D_{lia}) + M_{pf} \cdot K_{env} \cdot K_b^{ieff} + M_b \cdot K_{lia} \cdot K_{pf}^{ieff} + K_{lia} \cdot D_{pf}, \quad (5.16) \\ a_2 &= K_{env} \cdot (K_{lia} + D_{pf} \cdot K_b^{ieff}), \\ a_1 &= K_{env} \cdot K_{pf}^{ieff} \cdot K_{lia}, \\ a_0 &= K_{env} \cdot K_{lia} \cdot K_{pf}^{ieff} \cdot K_b^{ieff} \end{aligned}$$

Nous vérifions qu'en régime statique ($p \rightarrow 0$), on obtient $F_{env} = F_{eff}^d$.

5.3. Etude de la fonction de transfert

Nous voulons mettre en évidence les relations entre les paramètres du schéma de commande 5-V qui permettent d'obtenir un comportement stable du système. L'étude de la fonction de transfert 5.15 doit donc être faite de manière littérale.

L'application du critère de Routh-Hurwitz permet d'effectuer une telle analyse du problème. Il permet, par une méthode algébrique, d'effectuer l'étude de la stabilité absolue des systèmes linéaires, par la mise en évidence du nombre de pôles induisant un caractère instable au système. Ainsi, est-il possible de déterminer une plage de variation des paramètres du dénominateur de la fonction de transfert pour laquelle le système reste stable.

Une première analyse est effectuée sur les coefficients du polynôme décrits aux équations 5.16. Le prérequis de la méthode de Routh-Hurwitz impose que tous les coefficients du polynôme caractéristique étudié, aient tous le même signe, positif dans ce cas. Ceci est une condition nécessaire, mais non suffisante, que nous vérifions aisément à la lecture des équations 5.16. Nous écrivons alors le tableau de la figure 5-VI. Le système est stable si tous les éléments de la première colonne du tableau ont le même signe, positif dans ce cas.

a_0	a_2	a_4
a_1	a_3	a_5
$\frac{a_1 \cdot a_2 - a_0 \cdot a_3}{a_1} = A$	$\frac{a_1 \cdot a_4 - a_0 \cdot a_5}{a_1} = B$	0
$\frac{A \cdot a_3 - a_1 \cdot B}{A} = C$	$\frac{A \cdot a_5 - a_1 \cdot 0}{A} = D = a_5$	0
$\frac{B \cdot C - A \cdot a_5}{C} = E$	0	0
$\frac{E \cdot a_5 - C \cdot 0}{E} = a_5$	0	0

Figure 5-VI : table de Routh-Hurwitz.

Le système est stable si les éléments de la première colonne sont tous du même signe.

Les entités A , C et E doivent être positives. La résolution analytique d'un tel système reste très complexe. Pour se faire, il nous faut passer aux applications numériques pour certains paramètres, et garder variables ceux que nous désirons étudier.

L'objectif principal de notre étude est de réaliser une commande stabilisante d'un engin sous-marin muni d'un manipulateur, dont la masse du véhicule et celle du bras sont du même ordre de grandeur. Les raideurs et amortissements qui composent le modèle ont aussi une influence importante sur comportement de notre système.

Nous étudions la fonction de transfert, et donc le signe des éléments de la première colonne du tableau 5-VI, suivant le type de sensibilité que nous voulons mettre en évidence. Nous choisissons d'effectuer cette étude suivant deux critères :

- influence des gains de corrections,
- influence du rapport des raideurs.

Les masses du système (plate-forme et bras) ont bien sur une influence notable sur la qualité de sa réponse. Nous aborderons ce problème plus loin, lors de tests effectués en simulation.

5.3.1. Influence des gains de correction

Nous voulons mettre en évidence l'influence des gains de correction K_{pf}^{ieff} et K_b^{ieff} sur le comportement du système. Pour cela il est nécessaire d'attribuer aux autres paramètres une valeur numérique constante qui, dans le cadre de la simulation, peut être choisie arbitrairement. Cependant, les limites de stabilité du système vont dépendre du choix de ces valeurs numériques.

Afin de garantir que le paramètre K_{lia} n'induit pas de comportement instable du seul fait de la valeur numérique qui va lui être attribué, nous considérons, au début de cette étude, que la liaison entre la plate-forme et le bras présente une raideur très faible (ce choix est justifié plus tard), de l'ordre de 1000 N/m.

La raideur de l'environnement peut varier énormément en fonction de la tâche que le robot devra remplir. Nous effectuerons donc plusieurs études en fonction du type d'environnement sur lequel le bras applique l'effort.

- Environnement souple : $K_{env} = 1000 \text{ N/m}$.
- Environnement rigide : $K_{env} = 100000 \text{ N/m}$.

Les coefficients d'amortissement sont pris égaux à :

- $D_{lia} = 100 \text{ N/m/s}$ pour la liaison équivalente plate-forme / environnement.
- $D_{pf} = 400 \text{ N/m/s}$ pour la plate-forme.

Les masses du véhicule et du bras manipulateur sont prises telles que :

$$M_{pf} = \alpha \cdot M_b \quad (5.17)$$

Le développement des fonctions A , C et E du tableau de Routh-Hurwitz reste très complexe. Nous utilisons le logiciel Maple[®] pour développer symboliquement les fonctions à étudier et analysons leur évolution en fonction des variations des gains de correction K_{pf}^{ieff} et K_b^{ieff} .

Nous traçons l'évolution des fonctions A , C et E en fonction de K_{pf}^{ieff} et K_b^{ieff} .

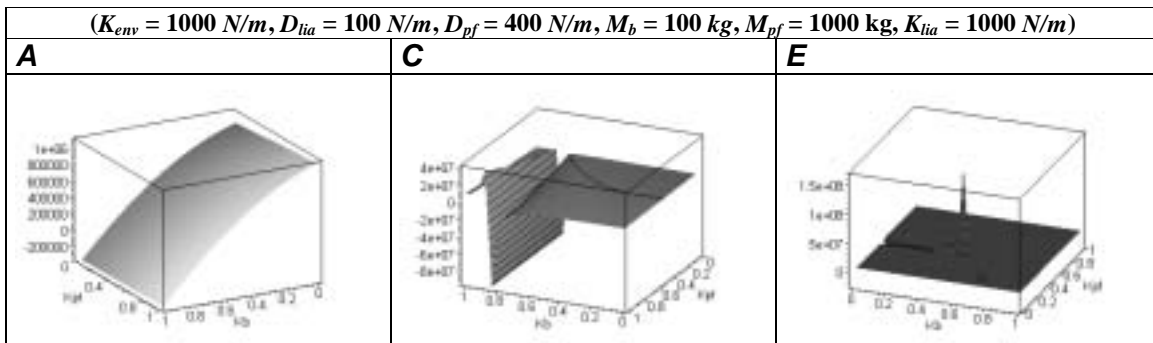


Figure 5-VII : évolution des paramètres A , C et E du tableau de Routh-Hurwitz.

Nous constatons, à l'analyse de l'évolution de A et C , que le système a un comportement instable, en fonction de la valeur des paramètres de correction. Ceci est dû au choix des valeurs attribuées aux paramètres de la fonction K_{lia} (raideur équivalente de la liaison entre la plate-forme et le bras) et celle de K_{env} . En effet, comme P. Fraisse le mentionne dans [FRA 94], la compliance estimée de la liaison entre l'environnement et le véhicule doit être plus petite que la plus petite raideur estimée de l'environnement (cf. figure 5-XXII et commentaires). Dans le cadre de l'étude ci-dessus, nous avons, $K_{lia} = K_{env} = 1000 \text{ N/m}$. Cette situation conduit à un comportement instable du système. Il faut toutefois prendre un autre indicateur en compte. Dans le cas de la simulation de la figure 5-VIII, $M_b = 10 \text{ kg}$ et $\alpha = 10$.

Nous reprenons le tracé des paramètres du tableau de Routh-Hurwitz pour des masses du bras et de la plate-forme diminuées d'un facteur 10. Nous obtenons des résultats qui montrent que les trois paramètres A , C et E restent positifs sur la plage de variation des coefficients de correction (cf. figure 5-VIII).

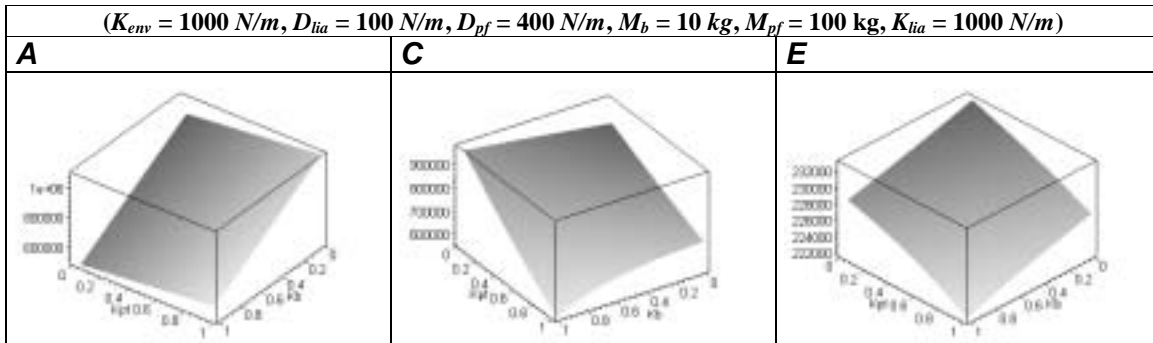


Figure 5-VIII : évolution des paramètres A, C et E du tableau de Routh-Hurwit.

Nous reprenons cette étude en diminuant progressivement la valeur de K_{lia} et en modifiant les valeurs des masses M_b et M_{pf} .

Environnement rigide : $K_{env} = 100000 \text{ N/m}$, I : Instable, S : Stable, $F(K)$: en fct° des coeff								
$K_{env} / K_{lia} = 1$			$K_{env} / K_{lia} = 10$			$K_{env} / K_{lia} = 100$		
$M_b = 1$	$\alpha = 1$	S	$M_b = 1$	$\alpha = 1$	S	$M_b = 1$	$\alpha = 1$	S
	$\alpha = 10$	S		$\alpha = 10$	S		$\alpha = 100$	S
	$\alpha = 100$	S		$M_b = 10$	$\alpha = 1$		S	$M_b = 10$
$M_b = 10$	$\alpha = 1$	S	$\alpha = 100$		$F_2(K)$	$\alpha = 10$	S	
	$\alpha = 10$	S	$M_b = 100$		$\alpha = 1$	S	$M_b = 100$	
$\alpha = 100$	$F_1(K)$	$\alpha = 10$		$F_3(K)$	$\alpha = 1$	S		
$M_b = 100$	$\alpha = 1$	S	$\alpha = 100$	$F_4(K)$	$\alpha = 10$	$F_6(K)$		
Environnement souple : $K_{env} = 1000 \text{ N/m}$, I : Instable, S : Stable, $F(k)$: en fct° des coeff								
$K_{env} / K_{lia} = 1$			$K_{env} / K_{lia} = 2$			$K_{env} / K_{lia} = 5$		
$M_b = 1$	$\alpha = 1$	S	$M_b = 1$	$\alpha = 1$	S	$M_b = 1$	$\alpha = 1$	S
	$\alpha = 10$	S		$\alpha = 100$	S		$\alpha = 100$	S
	$\alpha = 100$	S		$M_b = 10$	$\alpha = 1$		S	$M_b = 10$
$M_b = 10$	$\alpha = 1$	S	$\alpha = 100$		$F_8(K)$	$\alpha = 100$	$F_{10}(K)$	
	$\alpha = 10$	S	$M_b = 100$		$\alpha = 1$	S	$M_b = 100$	
$\alpha = 100$	$F_7(K)$	$\alpha = 10$		$F_9(K)$	$\alpha = 10$	I		
$M_b = 100$	$\alpha = 1$	S	$\alpha = 100$	I				

Figure 5-IX : analyse de la stabilité du système par la méthode de Routh-Hurwitz.

Nous constatons que les instabilités mises en évidences dans le tableau ci-dessus dépendent de fonctions $F_i(K)$. Nous estimons l'allure des $F_i(K)$ en fonction de l'étude des parties positives des surfaces décrivant l'évolution des quantités A, C et E, et de leur intersection avec le plan horizontal ($z = 0$) (cf. figure 5-X).

Nous traçons sur la figure 5-X-a l'évolution de la quantité B du tableau de Routh-Hurwitz dans le cas où $M_b = 100 \text{ kg}$, $K_{env} = 100000 \text{ N/m}$, $K_{lia} = 10000 \text{ N/m}$, $\alpha = 100$ (cas souligné dans le tableau de la figure 5-IX), qui mène à un comportement instable en fonction de $K_{pf}^{ieff} = F_4(K_b^{ieff})$. Nous traçons sur le même graphique le plan horizontal ($B = 0$) et l'intersection de la surface B avec le plan horizontal.

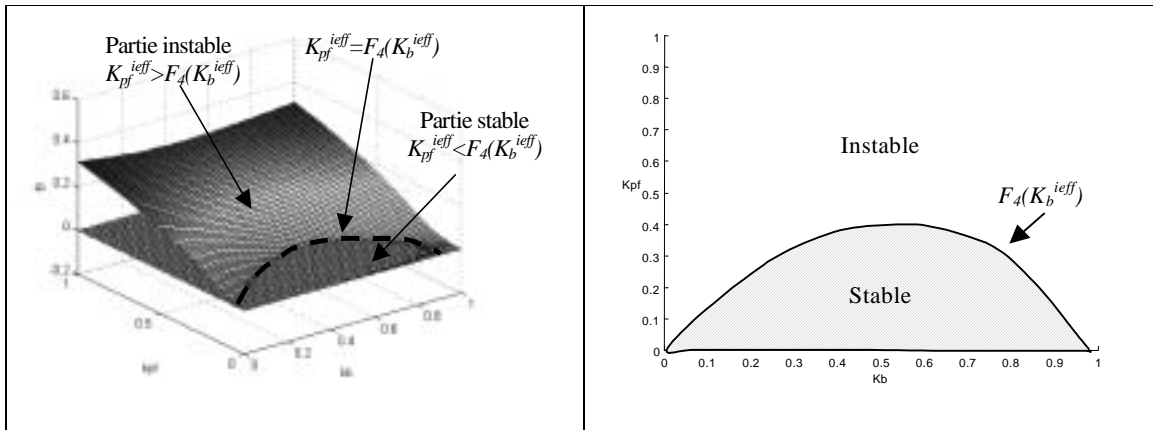


Figure 5-X : analyse des zones de stabilité du système dans le cas où $M_b = 100 \text{ kg}$, $K_{env} = 100000 \text{ N/m}$, $K_{lia} = 10000 \text{ N/m}$, $\alpha = 100$, en fonction de K_{pf}^{ieff} et K_b^{ieff} .

Nous faisons de même pour chaque fonctions F_i du tableau 5-IX.

Le système est stable pour :

- $F_1(K) : K_{pf}^{ieff} < 0.5 \cdot K_b^{ieff} + 0.4$,
- $F_2(K) : K_{pf}^{ieff} < 0.75 \cdot K_b^{ieff} + 0.4$,
- $F_3(K) : K_{pf}^{ieff} < 0.75 \cdot K_b^{ieff} + 0.4$,
- $F_4(K) : K_{pf}^{ieff} < -1.44 \cdot K_b^{ieff}{}^2 + 1.52 \cdot K_b^{ieff}$,
- $F_5(K) : K_{pf}^{ieff} < -1.55 \cdot K_b^{ieff}{}^2 + 1.17 \cdot K_b^{ieff} + 0.4$,
- $F_6(K) : K_{pf}^{ieff} < -1.66 \cdot K_b^{ieff}{}^2 + 1.16 \cdot K_b^{ieff} + 0.5$,
- $F_7(K) : \dots$

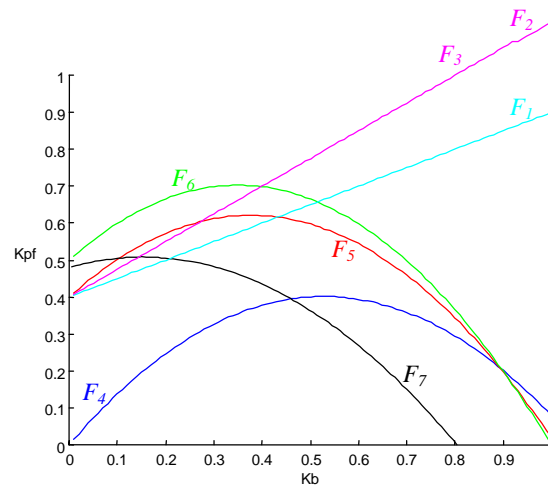


Figure 5-XI : analyse des zones de stabilité du système.

En se basant sur les résultats de l'étude effectuée par E. O. Diaz [DIA 99], sur la théorie des perturbations singulières, appliquée à la commande de manipulateurs mobiles sous-marins, nous pouvons améliorer la stabilité de notre système en considérant les différentes dynamiques en présence.

Nous estimons que les pulsations propres du véhicule et du manipulateur sont telles que :

$$\omega_{pf} = \sqrt{\frac{K_{lia}}{M_{pf}}} \text{ et } \omega_b = \sqrt{\frac{K_{env}}{M_b}} \quad (5.18)$$

Posons :

$$\varepsilon = \frac{\omega_{pf}}{\omega_b} = \sqrt{\frac{K_{lia}}{K_{env} \cdot \alpha}} \quad (5.19)$$

Nous prenons les gains de correction de telle sorte que :

$$K_{pf}^{ieff} = K_b^{ieff} \cdot \varepsilon \quad (5.20)$$

Appliquant l'équation 5.20 aux cas correspondant aux F_i dans le tableau 5-IX , nous trouvons des rapports de correction ε égaux à 0.01, 0.03 et 0.1. Nous traçons les lieux d'évolution des correcteurs K_b^{ieff} et K_{pf}^{ieff} correspondant à l'équation 5.20 sur le graphique d'évolution des F_i .

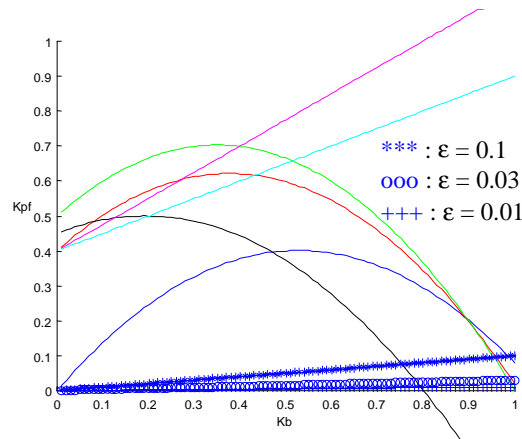


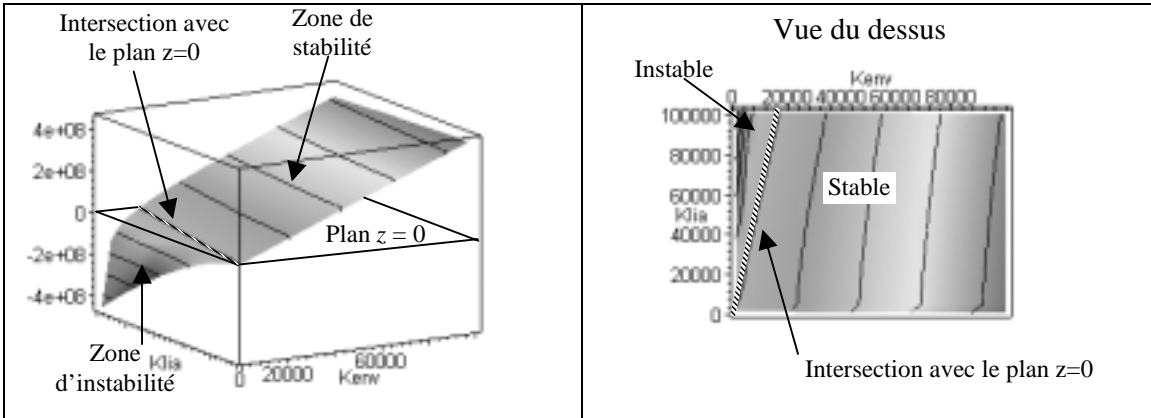
Figure 5-XII : analyse des zones de stabilité du système et comparaison à l'emploi de correcteurs proportionnels au rapport des dynamiques.

La figure 5-XII indique que la prise en compte de l'équation 5.20 permet de choisir des coefficients de correction situant le système dans une zone de stabilité, et ce pour toutes les configurations, dans la mesure où K_b^{ieff} reste inférieur à 0.7

5.3.2. Influence du rapport des raideurs

Nous procédons à l'étude de la stabilité de notre système en fonction du rapport des raideurs K_{env} / K_{lia} . Nous choisissons les coefficients de correction suivant l'équation 5.20.

Nous reproduisons la même étude que précédemment, mais cette fois-ci appliquées aux variations de K_{env} et K_{lia} . Nous analysons les zones de stabilité de notre système et effectuons le tracé des fonctions limites F_i qui correspondent à l'intersection des fonctions A, C et E du tableau de Routh-Hurwitz avec le plan horizontal ($z=0$) (cf. figure 5-XIII).



Nous effectuons une série de tests avec $\alpha = 1, 10, 100$ et $M_b = 1, 10, 100, 1000 \text{ kg}$. Nous obtenons les courbes de la figure 5-XIV.

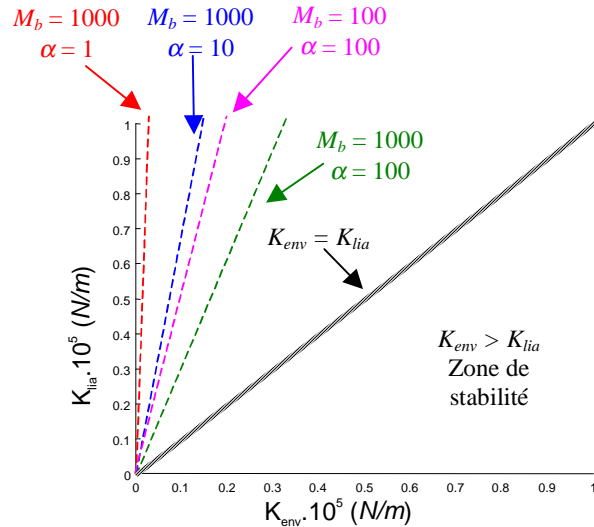


Figure 5-XIV : analyse des zones de stabilité du système, en fonction de K_{env} et K_{lia} . Le choix d'une raideur de liaison entre le bras et la plate-forme inférieure à celle de l'environnement permet d'assurer la stabilité du système.

Comme nous le rappelions plus haut, ce type de structure comprenant deux masses en série reliées par une liaison de raideur K_{lia} , est apte à appliquer un effort voulu sur un environnement de raideur K_{env} dans la mesure où K_{lia} reste inférieur à la plus petite raideur estimée de l'environnement.

Nous écrivons donc la condition limite 5.21.

$$K_{lia} < K_{env} \quad (5.21)$$

Nous traçons cette condition limite sur le graphe de la figure 5-XIV représentant les limites de stabilité pour les différents cas étudiés.

La condition 5.21 implique de ne pas exercer d'effort sur un environnement de raideur inférieure à celle de la liaison entre la plate-forme et le bras. C'est le cas où l'on se sert de la compliance naturelle de la liaison afin de stabiliser le système global. Cette compliance n'a effectivement d'effet que dans la mesure où elle est inférieure à celle de l'environnement. De plus, la raideur de cette liaison tient compte de la raideur du capteur d'effort installé dessus. Ce capteur d'effort nous permet d'acquérir une mesure des efforts en présence, et d'assurer la commande de l'ensemble. S'il présente une raideur supérieure à celle de l'environnement, le capteur d'effort se déformera peu, et enregistrera un signal décrivant les efforts en présence, avec une amplitude qui risque d'être trop faible pour être significative. C'est le cas des droites en pointillés à la figure 5-XIV, pour lesquelles la raideur de l'environnement devient trop faible, et même négligeable devant celle de la liaison. Cette situation conduit à des instabilité, en fonction des masses en présence, mais aussi, à un risque de mauvaise lecture des efforts effectivement présent sur la liaison.

L'étude de la fonction de transfert du modèle au contact contrôlé par une loi de commande en effort intégrale, nous conduit à poser trois conditions (non exclusives) assurant la stabilité absolue de notre système :

- relation entre les coefficients de correction: $K_{pf}^{ieff} = K_b^{ieff} \cdot \varepsilon$,
- relation entre les raideurs : $K_{lia} < K_{env}$.

5.4. La commande en effort

Nous allons dans cette section étendre le principe précédent au cas bi-dimensionnel du modèle de robot développé au chapitre 2. Outre les deux conditions de stabilité évoquées à la section précédente, un autre critère de stabilité est à prendre en compte. Il s'agit du rapport masse de l'engin / raideur de l'environnement.

Nous évoquons les implications de la variation de ce rapport sur la qualité de réponse du système, au travers d'une série de tests effectués avec le modèle bi-dimensionnel. Il est contrôlé par une loi de commande hybride externe appliquée à la plate-forme, le bras restant immobile. Nous verrons aussi les améliorations substantielles qu'apportent le respect de la condition 5.20 lorsque la masse de l'engin ne paraît pas adaptée à la raideur de l'environnement (cf. paragraphe 5.4.1).

La condition 5.20, concernant le rapport des gains intégraux de correction de la boucle en effort doit elle aussi être respectée. Avant d'implémenter une loi de commande globale assurant l'exercice de l'effort par la plate-forme, et par le bras, il nous faut connaître un ordre de grandeur des gains de correction à appliquer au bras (ou à la plate-forme) pour calculer les correcteurs de la boucle de contrôle de la plate-forme (ou du bras) qui amènent au respect de la condition 5.21. Nous choisissons de faire appliquer l'effort par le bras. Pour cela nous procédons à une série de test durant lesquels la plate-forme est immobilisée, et le bras exerce

l'effort, contrôlé par une commande hybride position / force, telle qu'elle est développée à la section précédente (cf. section 5.4.2).

5.4.1. La plate-forme exerce l'effort : Commande Hybride Externe sur la plate-forme

Le bras se place à la position désirée. Le capteur d'effort entre le bras et le véhicule permet de stabiliser la plate-forme, et de contrôler l'effort désiré au niveau de l'effecteur, via le bras qui est asservi à garder sa position désirée. Nous faisons l'hypothèse qu'il est au contact et en bonne position au début du test.

L'effort est exercé par la plate-forme grâce à ses propres moteurs. Elle est commandée par une loi hybride position/force externe, et le bras par un simple PID articulaire.

Schéma de commande

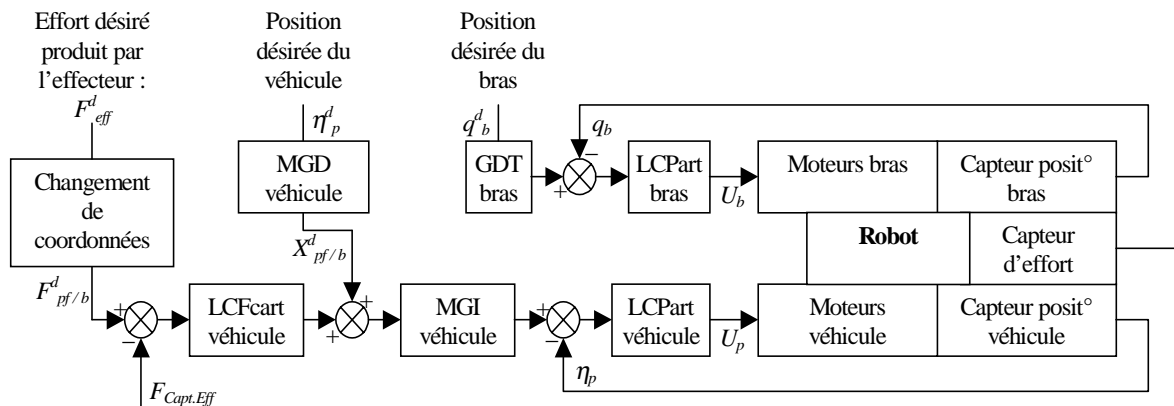


Figure 5-XV : schéma de commande hybride externe avec contrôle articulaire de la position et cartésien de l'effort.
Le bras est commandé par un PID articulaire classique.

Cette loi de commande a la même forme que celle décrite précédemment à la figure 5-IV. Cependant, le but de cette nouvelle commande est de faire exercer un effort sur l'environnement par l'effecteur, via les moteurs de la plate-forme. L'effort désiré résultant appliqué à la plate-forme ($F^d_{pf/b}$) n'est plus nul.

Présentation du test

Pour effectuer ce test, il est nécessaire de modéliser la réaction de l'environnement (cf. figure 5-XVI). Nous considérons que l'environnement réagit sur le robot comme un ressort de raideur K_{env} . Le choix de la valeur de K_{env} est important et conditionne le résultat du test, en fonction de la masse du robot qui applique l'effort.

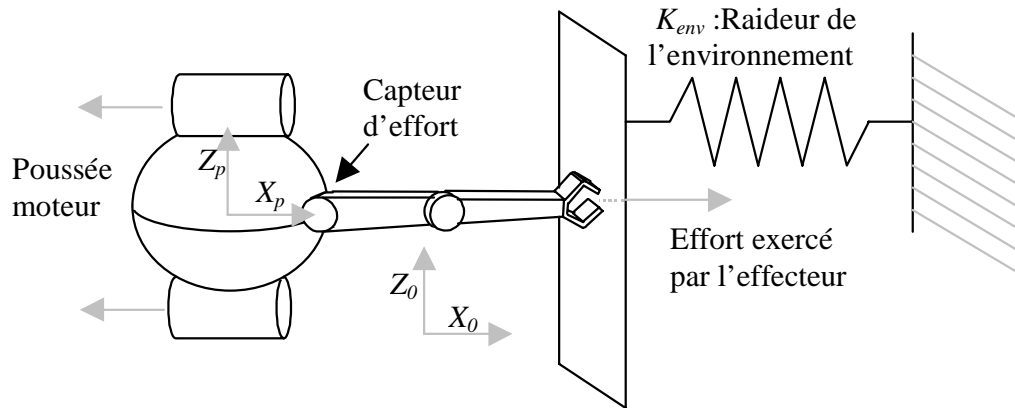


Figure 5-XVI : test de contrôle de l'effort, le bras est tendu, en contact avec le mur, la plate-forme exerce l'effort.

Résultats de simulation

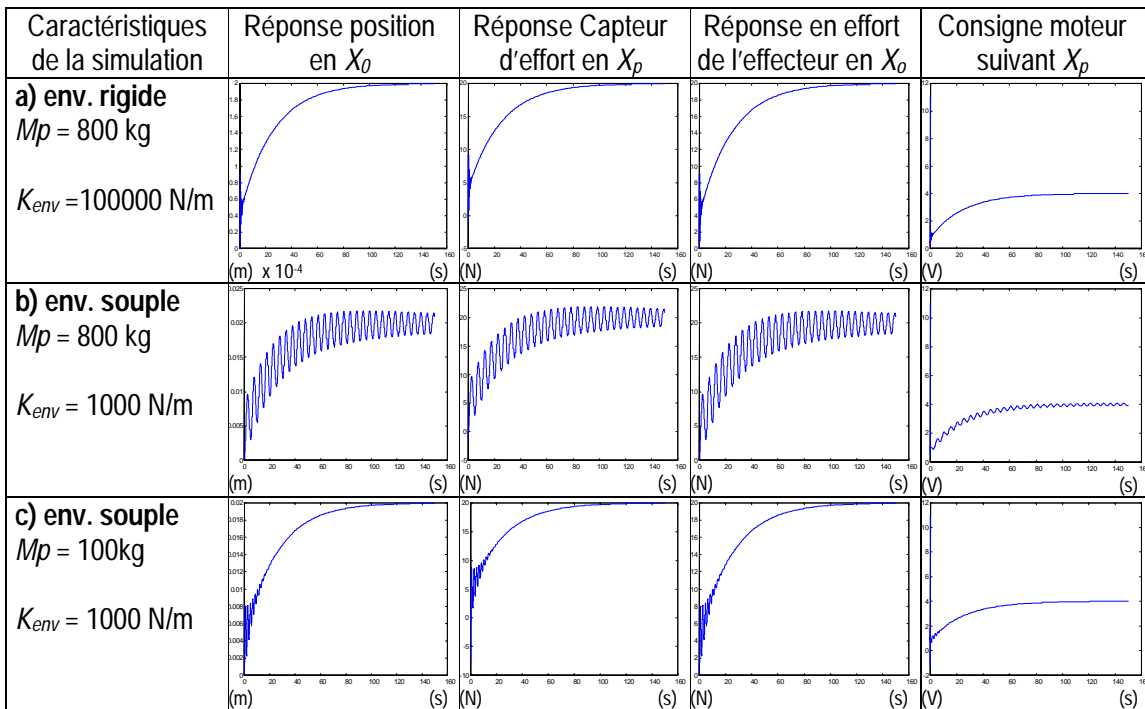


Figure 5-XVII : résultats de la commande hybride position/force de la plate-forme, bras tendu

Autre configuration du bras

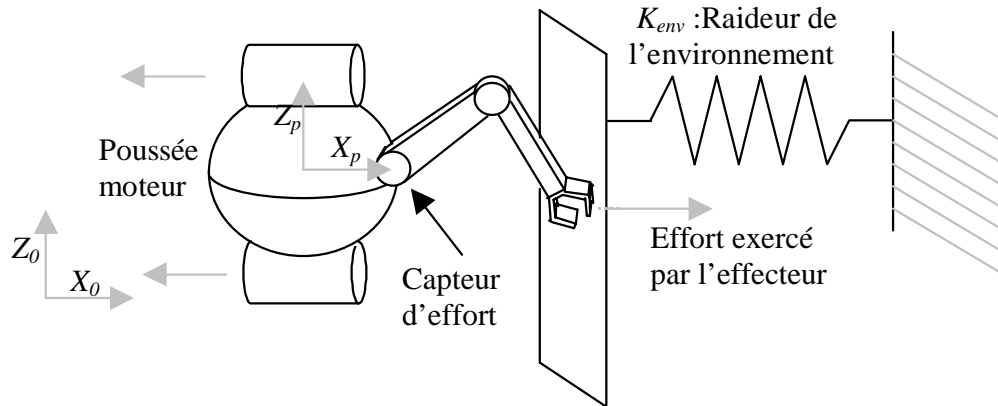


Figure 5-XVIII : test de contrôle de l'effort, le bras est fléchi, en contact avec le mur, la plate-forme exerce l'effort.

Résultats de simulation

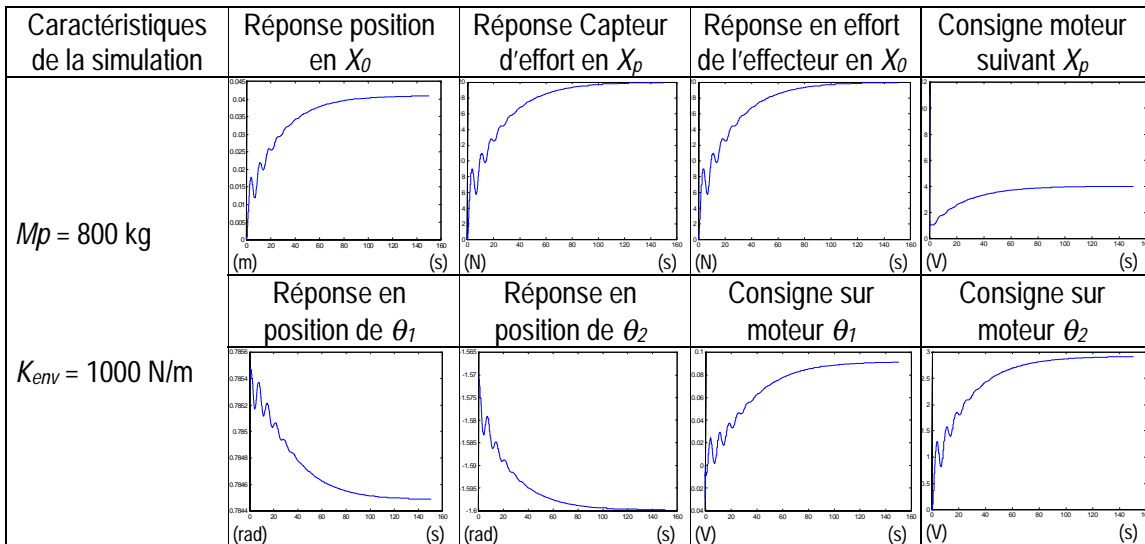


Figure 5-XIX : résultats de la commande hybride position/force de la plate-forme, bras fléchi.

Analyse des résultats

Dans le cadre des essais relatifs à la figure 5-XVII, on constate que le robot se comporte d'autant mieux que la raideur de l'environnement est importante, ou que la masse du robot est faible. En effet, on peut écrire un modèle du robot au contact avec un système masse-ressort [FRA 94], comme décrit à la figure 5-XX .

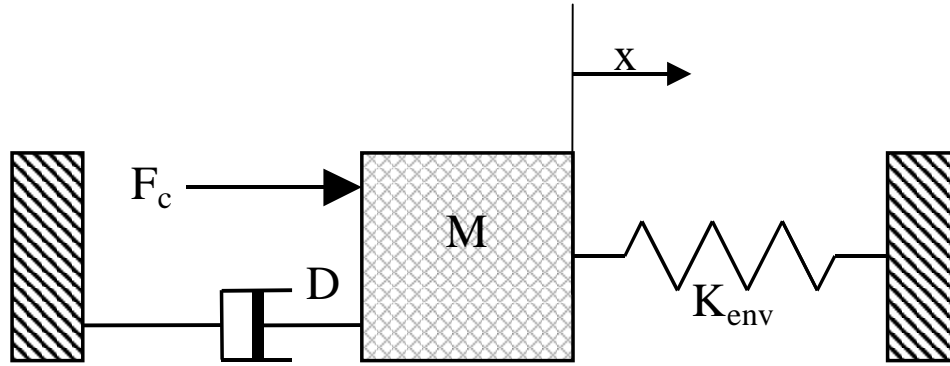


Figure 5-XX : modèle équivalent du robot au contact
D : amortissement hydrodynamique,
M : masse du robot,
F_c : effort de commande, actionneurs de la plate-forme,
K_{env} : raideur de l'environnement simulé.

Comme précédemment, nous ne considérons pas qu'il puisse y avoir une rupture du contact. De plus, nous faisons l'hypothèse que l'environnement a une raideur K_{env} constante. Nous déduisons l'équation différentielle 5.22.

$$\begin{aligned}
 M \cdot \ddot{x} + D \cdot \dot{x} &= F_c - F_{env} \\
 F_{env} &= K_{env} \cdot x
 \end{aligned}
 \tag{5.22}$$

D : amortissement hydrodynamique,
M : masse du robot,
F_c : effort de commande, actionneurs de la plate-forme,
K_{env} : raideur de l'environnement simulé.

Dans le cas d'une commande intégrale, nous obtenons le schéma de commande décrit à la figure 5-XXI.

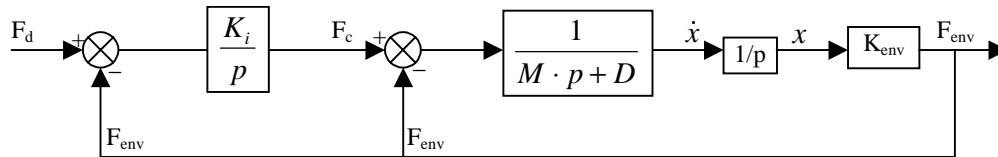


Figure 5-XXI : modèle équivalent du robot au contact avec commande PI de l'effort.
D : amortissement hydrodynamique,
M : masse du robot,
F_c : effort de commande, actionneurs de la plate-forme,
K_{env} : raideur de l'environnement simulé.

La fonction de transfert s'écrit alors comme indiqué à l'équation 5.23.

$$\frac{F_{env}}{F_d} = \frac{1}{\frac{M \cdot p^3}{K_{env} \cdot K_i} + \frac{D \cdot p^2}{K_{env} \cdot K_i} + \frac{p}{K_i} + 1} \quad (5.23)$$

Comme il est indiqué à la figure 5-XVII, pour un K_i donné, cette fonction reste très sensible aux paramètres M et K_{env} .

Lors de ses travaux sur la commande robuste position/force, P. Fraisse [FRA 94] étudie le degré de dépendance entre la stabilité d'une loi de ce type et la variation de K_{env} . Ses conclusions portent sur le choix de K_i , qui doit être faible devant K_{env} pour assurer des marges de gain et de phase importantes, et ainsi se soustraire à l'influence des variations de K_{env} . Mais il souligne les performances désastreuses de cette solution en terme de temps de réponse, par rapport aux possibilités intrinsèques des actionneurs.

Nous voyons sur la figure 5-XVII-b le type de réponse que nous pouvons attendre lorsque les paramètres K_i , K_{env} et M ne sont pas adaptés. Nous remarquons sur la figure 5-XVII-c que les résultats sont meilleurs pour une même valeur de K_{env} , mais pour une masse globale du robot très réduite.

Nous pouvons dire que non seulement, ce type de solution nous impose de réduire la dynamique des actionneurs de la plate-forme (K_i faible), mais aussi que nous restons tributaires des performances dynamiques générales de la plate-forme. Compte tenu de la dynamique de ses moteurs, et de sa masse qui dans tous les cas de figure restera importante, elle réagira très lentement aux commandes qui lui sont ordonnées.

Les essais relatifs à la figure 5-XIX montrent une amélioration sensible du comportement du robot lorsqu'il est soumis aux conditions décrites en 5-XVIII-b. L'utilisation de la compliance intrinsèque du bras nous permet d'accroître la stabilité globale du système. Nous retrouvons ici la condition de stabilité 5.21 évoquée au chapitre précédent. Nous pouvons en écrire un modèle au contact, comme décrit à la figure 5-XXII.

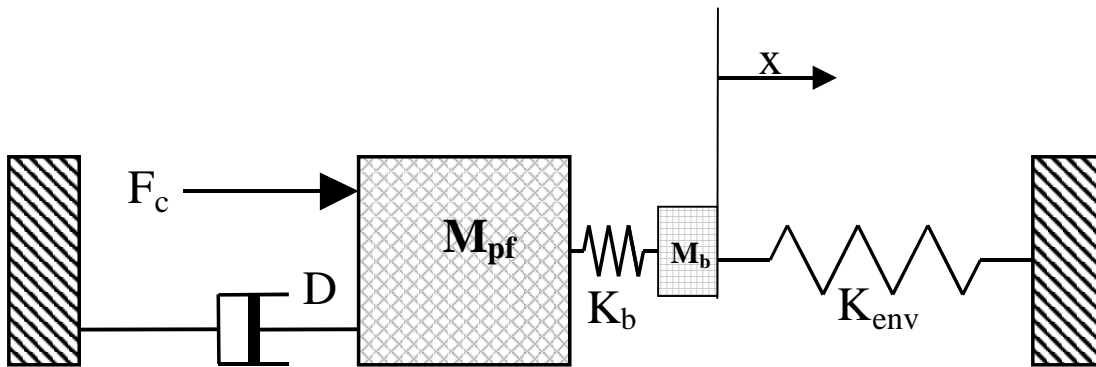


Figure 5-XXII : modèle équivalent du robot au contact.
D : amortissement hydrodynamique,
M : masse du robot,
F_c : effort de commande, actionneurs de la plate-forme,
K_{env} : raideur de l'environnement simulé,
K_b : élasticité globale estimée du bras.

Comme le souligne P. Fraisse dans ses travaux [FRA 94], cette solution consiste à se ramener de façon mécanique à une raideur apparente connue plus petite que celle de

l'environnement, dans le but de retrouver des conditions de marges de phase et de gain satisfaisantes par le calcul d'un K_i optimal. Ceci implique bien sûr que la compliance estimée du bras K_b soit plus faible que la raideur (ou la plus petite valeur estimée) de l'environnement, mais aussi que le bras soit assez rigide pour permettre à l'effecteur de garder une situation stable.

Nous constatons donc qu'en fonction de la raideur de l'environnement sur lequel appliquer l'effort, le type de commande doit être différent. La situation décrite à la figure 5-XXII implique de prendre en compte la raideur équivalente de la liaison mécanique entre la plate-forme et l'environnement. Ce qui en d'autres termes se traduit par la raideur équivalente du système composé par : le bras, ses articulations, le capteur d'effort et la compliance de l'effecteur, ainsi que la raideur associée à la loi de commande, dépendante du choix des coefficients de correction.

La plate-forme est dotée de moteurs puissants qui permettent d'engendrer un effort important. Lorsque le bras est tendu (figure 5-XVI), et qu'il est considéré comme étant composé de solides parfaitement rigides, l'effort engendré par les moteurs de la plate-forme est directement transmis à l'environnement. Ce cas de figure nous permet d'imaginer pouvoir exercer un effort conséquent. Cependant, les résultats de la figure 5-XVII indiquent une dégradation importante lorsque l'environnement est souple. En effet, la plate-forme doit effectuer un déplacement de F_{env} / K_{env} pour produire l'effort désiré. Plus l'environnement est souple, plus ce déplacement est conséquent, et engendre des phénomènes inertiels d'autant plus importants que la plate-forme est lourde.

La configuration du robot décrite à la figure 5-XVIII (bras fléchi) permet de s'affranchir des problèmes de stabilisation de la plate-forme face à un environnement souple, en utilisant la compliance naturelle des liaisons du bras et du capteur d'effort, dans la mesure où la raideur équivalente de la structure (compliances des bras, capteur d'effort et effecteur, et de la loi de commande) reliant la plate-forme à l'environnement reste inférieure à la raideur estimée de l'environnement [FRA 94].

Les critères d'optimisation de ce type de solution sont :

- plate-forme légère,
- structure du bras, du capteur d'effort et de l'effecteur rigide, mais de compliance inférieure à la plus petite des raideurs estimées de l'environnement ($K_{lia} < K_{env}$),
- moteurs de la plate-forme puissants,

5.4.2. Le bras exerce l'effort : Commande Hybride Externe sur la bras

Nous considérons que la plate-forme est fixe. Le capteur d'effort entre le bras et le véhicule, considérée comme une base fixe, permet d'avoir une estimation de l'effort exercé par l'effecteur sur l'environnement. La lecture de l'effort de liaison permet d'asservir les actionneurs du bras de telle façon qu'il produise l'effort désiré sur l'environnement. Nous faisons l'hypothèse qu'il est au contact et en bonne position au début du test.

Schéma de commande

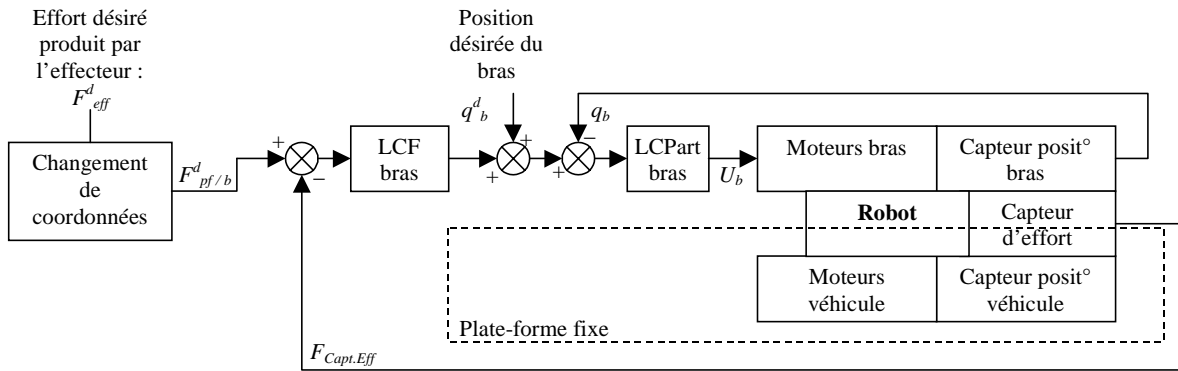


Figure 5-XXIII : schéma de commande hybride externe appliqué au bras. La plate-forme est fixe.

Présentation du test

Nous procédons à une série de test avec la même configuration du robot que celle décrite à la figure 5-XVIII. Nous demandons au bras d'exercer un effort désiré sur l'environnement tel que $F_{eff}^d = [40N \ -40N]^T$, tel qu'indiqué à la figure 5-XXIV.

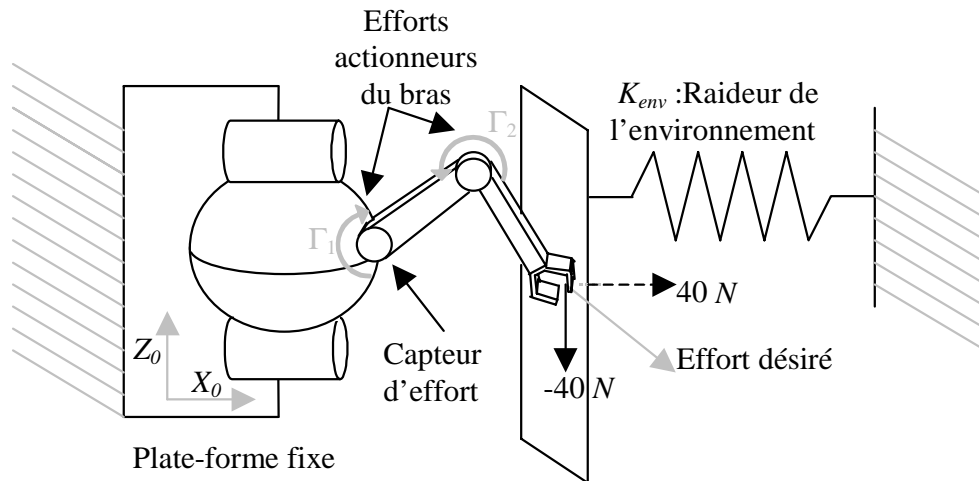


Figure 5-XXIV : le bras est en contact avec le mur, il exerce l'effort, la plate-forme est fixe.

Résultats de simulation

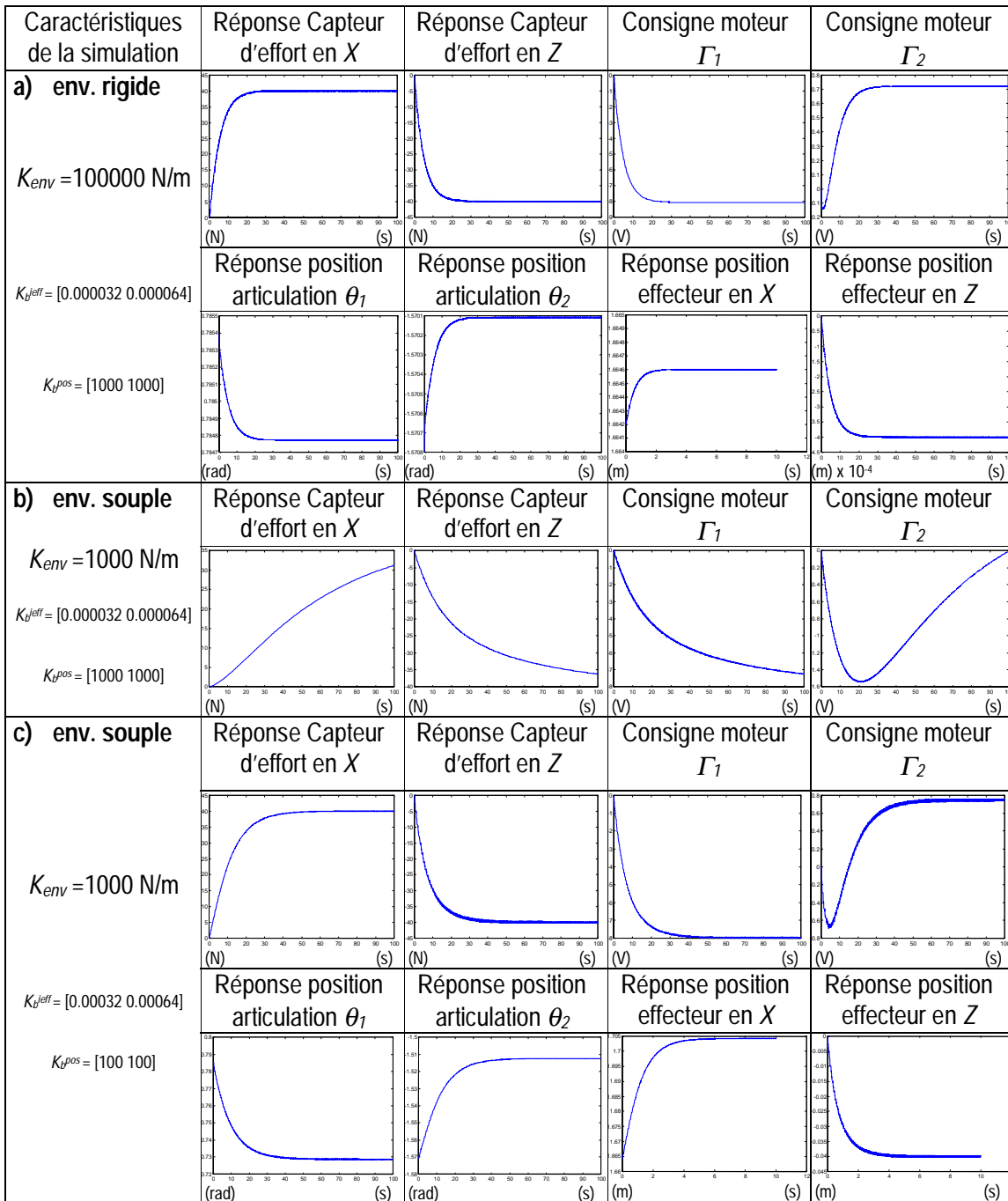


Figure 5-XXV : résultats de la commande hybride position/force du bras.

Analyse des résultats

Les courbes de la figure 5-XXV-a montrent une réponse satisfaisante du bras. Elle est obtenue pour les valeurs de coefficients de correction indiqués dans la première colonne. Lorsque ces mêmes coefficients de correction sont conservés pour effectuer un test dans le

cadre d'un environnement souple, on constate que la réponse se dégrade, en terme de temps de réponse (cf. figure 5-XXV-b). Le temps de réponse redevient satisfaisant dans le cadre des courbes de la figure 5-XXV-c, pour lesquelles les gains de correction ont été adaptés.

5.5. Conclusion

Avant d'aborder le problème de la commande en effort coordonnée de l'ensemble bras-véhicule, rappelons les critères de stabilité et de performances établis, au long de ce chapitre :

- les gains intégraux de correction des deux boucles de commande de l'effort sont liés par la relation 5.24 :

$$K_{pf}^{ieff} = K_b^{ieff} \cdot \varepsilon, \quad (5.24)$$

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{K_{lia} \cdot M_b}{K_{env} \cdot M_{pf}}}$$

- la raideur équivalente du bras (compliance naturelle des liaisons, de la structure et de l'effecteur, ainsi que raideur active de la boucle de commande du bras), doit rester inférieure à la plus petite des raideurs estimées de l'environnement.
- afin de conserver des performances acceptables en terme de temps de réponse, il est nécessaire d'adapter les gains de correction du bras. Les gains de correction de la plate-forme devront suivre les mêmes évolutions, dans la mesure où la contrainte 5.24 est respectée. Cependant, il faut prendre garde, dans l'évaluation des coefficients de correction, de ne pas engendrer une structure équivalente au bras, qui soit de rigidité supérieure à l'environnement.

Commande généralisée

[...] la science ne consiste pas à savoir ce qu'on peut faire, mais aussi savoir ce qu'on pourrait faire quand bien même on ne doit pas le faire.

Umberto Eco, *Le nom de le Rose*

6. COMMANDE GENERALISEE EFFORT - COMPENSATION

Nous avons abordé, lors des deux chapitres précédents, le problème de l'élaboration d'une commande stabilisante d'une plate-forme sous-marine pendant un mouvement du bras, et de l'exercice d'un effort par une structure dynamiquement hétérogène, sur un environnement de raideur variable. Ces deux lois de commande sont inspirées de la même structure de commande : la commande hybride externe.

Au paragraphe 6.1, nous présentons un schéma global d'une commande réalisant la compensation, pour le cas du bras évoluant dans un environnement libre, et l'exercice d'un effort désiré, pour le cas de la commande en effort.

La paragraphe 6.2 est consacré à une série de tests effectués sur le simulateur développé au chapitre 2, prenant en compte les critères de stabilité établis au chapitre précédent.

6.1. Commande généralisée effort - compensation

En analysant les schémas de commande du chapitre consacré à la compensation et ceux du chapitre consacré à la commande en effort, nous pouvons établir une structure de commande nous permettant d'assurer sur un même robot et avec une même loi de commande, la compensation des perturbations issues du bras lorsqu'il effectue un mouvement en espace libre, et le contrôle de la production d'un effort sur l'environnement.

Nous reprenons les schémas de commande précédemment exposés et les modifions en rajoutant une variable α (cf. figure 6?I) telle que :

- $\alpha = 1$ dans le cas de la commande en effort,
- $\alpha = 0$ dans le cas de la compensation.

Schéma de commande

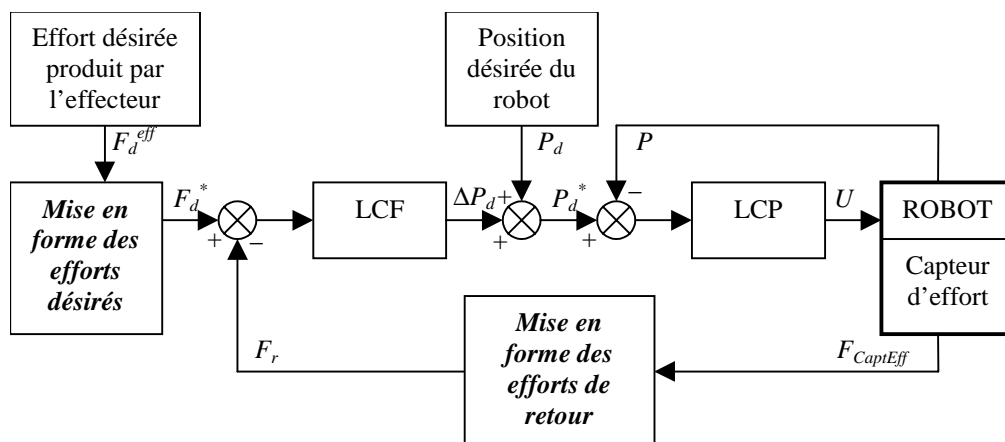


Figure 6-1 : schéma de la loi de commande généralisée effort / compensation.

Les blocs ‘Mise en forme des efforts désirés’ et ‘Mise en forme des efforts de retour’ sont détaillés à la figure 6-II.

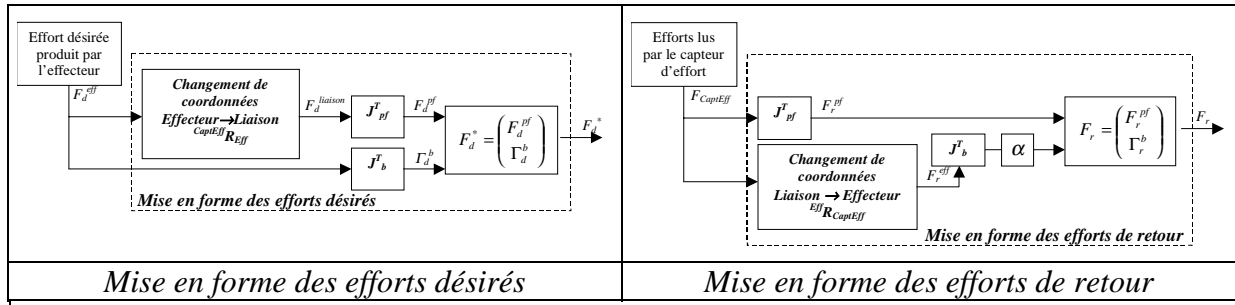


Figure 6-II : descriptif des blocs de mise en forme des efforts de retour et désirés.

Le changement de coordonnées effecteur→liaison est la matrice de rotation ${}^{Capt.Eff}R_{Eff}$ permettant d'exprimer les efforts désirés de l'effecteur dans le repère attaché à la liaison entre le bras et la plate-forme.

Le changement de coordonnées liaison→effecteur est la matrice de rotation ${}^{Eff}R_{Capt.Eff}$.

Soient P_d la position désirée de tous les organes du robot (bras et plate-forme) et P la position courante de ces éléments. P_d et P sont des vecteurs de dimension 5.

$$\begin{aligned} P_d &= (\eta_p^d \quad q_b^d)^T \\ P &= (\eta_p \quad q_b)^T \end{aligned} \quad (6.1)$$

Soit F_d^{Eff} l'effort désiré produit par l'effecteur. F_d^{Eff} est un vecteur de dimension 2.

$$F_d^{Eff} = (F_{dx}^{Eff} \quad F_{dz}^{Eff})^T \quad (6.2)$$

Soit F_d^* l'effort désiré produit par les actionneurs du robot. Le vecteur F_d^* est de dimension 5 et se compose comme décrit à l'équation 6.3.

$$F_d^* = \begin{pmatrix} F_d^{pf} \\ \Gamma_d^b \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} J_{pf}^T \cdot ({}^{Capt.Eff}R_{Eff} \cdot F_d^{eff}) \\ J_b^T \cdot F_d^{eff} \end{pmatrix} \quad (6.3)$$

J_{pf}^T : matrice jacobienne transposée de la plate-forme, de l'espace articulaire de la plate-forme à l'espace opérationnel de la plate-forme, le repère de la liaison entre le bras et la plate-forme. La dimension de J_{pf}^T est 2x3,
 J_b^T : matrice jacobienne transposée du bras, de l'espace articulaire du bras à l'espace opérationnel du bras, le repère de l'effecteur. La dimension de J_b^T est 2x2.

Soit F_r l'effort de retour, issu du capteur d'effort. Le vecteur F_r est de dimension 5 et se compose comme décrit à l'équation 6.4.

$$F_r = \left(J_{pf}^T \cdot F_{Capt.Eff} \quad \alpha \cdot J_b^T \cdot \left(R_{Capt.Eff}^{Eff} \cdot F_{Capt.Eff} \right) \right)^T \quad (6.4)$$

Le coefficient α permet de sélectionner la commande de la compensation ou la commande en effort. Définissons K_p^{eff} et K_i^{eff} les matrices de gains proportionnels et intégraux des actionneurs de la boucle de commande en effort de la plate-forme et du bras, ainsi que K_p^{pos} et K_d^{pos} , les matrices des gains proportionnels et dérivés de la boucle de commande en position. L'erreur en effort s'écrit :

$$\tilde{F} = F_d - F_r \quad (6.5)$$

La loi de commande de l'effort s'écrit :

$$\Delta P_d = K_p^{eff} \cdot \tilde{F} + K_i^{eff} \cdot \int \tilde{F} \cdot dt \quad (6.6)$$

La nouvelle consigne de position s'écrit :

$$P_d^* = P_d + \Delta P_d \quad (6.7)$$

L'erreur de position :

$$\tilde{P} = P_d^* - P \quad (6.8)$$

La loi de commande de la position s'écrit :

$$U = \left(K_p^{pos} \cdot \tilde{P} + K_d^{pos} \cdot \dot{\tilde{P}} \right) \cdot G_{CNA} \quad (6.9)$$

| G_{CNA} : matrice des gains des Convertisseurs Numériques Analogiques.

Dans le cas de la commande en effort ($\alpha = 1$), nous avons :

$$\begin{aligned} F_d &= \left(F_x^d \quad F_y^d \quad \tau_\theta^d \quad \tau_{\theta_1}^d \quad \tau_{\theta_2}^d \right)^T, \\ F_r &= \left(F_x \quad F_y \quad \tau_\theta \quad \tau_{\theta_1} \quad \tau_{\theta_2} \right)^T \end{aligned} \quad (6.10)$$

Dans le cas de la compensation ($\alpha = 0$):

$$\begin{aligned} F_d &= \left(0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \right)^T, \\ F_r &= \left(F_x \quad F_y \quad \tau_\theta \quad 0 \quad 0 \right)^T \end{aligned} \quad (6.11)$$

Les équations 6.5 à 6.11, ainsi que le schéma de commande décrit à la figure 6?I définissent la commande généralisée effort / compensation, avec :

$$\begin{aligned}
F_r &= (F_x \quad F_y \quad \tau_\theta \quad \alpha \cdot \tau_{\theta_1} \quad \alpha \cdot \tau_{\theta_2})^T \\
F_r^{pf} &= (F_x \quad F_y \quad \tau_\theta)^T = J_{pf}^T \cdot F_{CaptEff} \\
\Gamma_r^b &= (\tau_{\theta_1} \quad \tau_{\theta_2})^T = J_b^T \cdot {}^{Eff}R_{CaptEff} \cdot F_{CaptEff}
\end{aligned}
\tag{6.12}$$

6.2. Commande en effort : simulations

Nous abordons ici le problème de la commande coordonnée du bras et du véhicule afin de produire un effort désiré sur l'environnement F^d . Le bras et la plate-forme exercent l'effort sur l'environnement. Ceci est contrôlé par le capteur d'effort sur le lien entre le bras et la plate-forme. La plate-forme assure la conservation de son attitude initiale avec le principe décrit dans le cadre de la compensation (chapitre 3).

Un différence notable est cependant présente dans la commande de la plate-forme. Lors de la compensation, il s'agissait pour la plate-forme de conserver sa situation d'origine, alors que le bras était en mouvement libre dans l'eau. Maintenant, la situation est différente. Le bras doit exercer un effort sur l'environnement. Les équations 4.4, 4.5 et 4.6 développées pour le modèle au contact mono-dimensionnel (paragraphe 4.2) indiquent que la consigne en effort (F^d) doit être appliquée à la boucle de commande du bras, mais aussi de la plate-forme. Ceci diffère du cas de la compensation dans lequel la consigne envoyée à la boucle de commande de la plate-forme était nulle. Nous développons donc le schéma de commande illustré à la figure 6-III à appliquer au modèle de robot développé dans le chapitre 2.

6.2.1. Schéma de commande

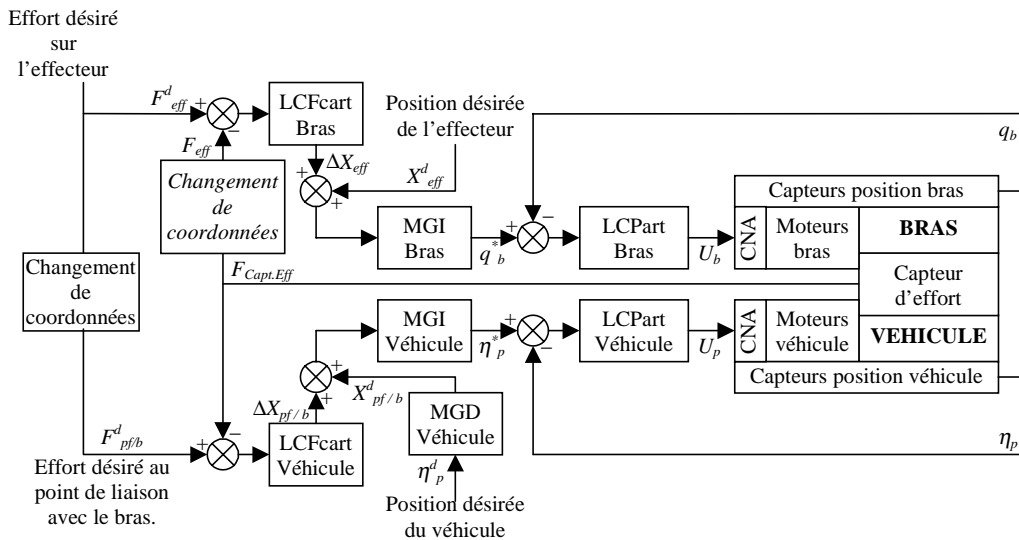


Figure 6-III : loi de commande en effort de l'effecteur avec stabilisation de la plate-forme. L'effort exercé par l'effecteur sur l'environnement est estimé grâce au capteur d'effort installé sur la liaison entre le bras et le véhicule. Les asservissements des efforts se font dans l'espace cartésien et les asservissement de position dans l'espace articulaire.

6.2.2. Equations de la commande

Les équations de cette commande s'écrivent :

$$\begin{aligned} U_b &= (K_{bras}^p \cdot (q_b^* - q_b) + K_{bras}^v \cdot (\dot{q}_b^* - \dot{q}_b)) \cdot G_{CNA_b} \\ U_p &= (K_{pf}^p \cdot (\eta_p^* - \eta_p) + K_{pf}^v \cdot (\dot{\eta}_p^* - \dot{\eta}_p)) \cdot G_{CNA_{pf}} \end{aligned} \quad (6.13)$$

Avec :

$$\begin{aligned} q_b^* &= MGI_{bras} (X_{eff}^d + \Delta X_{eff}) \\ \eta_p^* &= MGI_{pf} (X_{pf/b}^d + \Delta X_{pf/b}) \end{aligned} \quad (6.14)$$

X_{eff}^d : position désirée de l'effecteur,
 $X_{pf/b}^d$: position désirée de la liaison entre le bras et la plate-forme.

Ainsi que :

$$\begin{aligned} \Delta X_{eff} &= K_{bras}^{peff} \cdot (F_{eff}^d - F_{eff}) + K_{bras}^{ieff} \cdot \sum_{n=0}^{\infty} (F_{eff}^d - F_{eff}) \cdot T_e \\ \Delta X_{pf/b} &= K_{pf}^{peff} \cdot (F_{pf/b}^d - F_{CaptEff}) + K_{pf}^{ieff} \cdot \sum_{n=0}^{\infty} (F_{pf/b}^d - F_{CaptEff}) \cdot T_e \end{aligned} \quad (6.15)$$

F_{eff}^d, F_{eff} : effort désiré, courant de l'effecteur,
 T_e : période d'intégration du calculateur.

Et :

$$\begin{aligned} F_{pf/b}^d &= R_{CaptEff}^{CaptEff} \cdot F_{eff}^d, \\ F_{eff} &= R_{CaptEff}^{Eff} \cdot F_{CaptEff} \end{aligned} \quad (6.16)$$

Les consignes des commandes du bras et de la plate-forme doivent être écrites dans le repère local de chacun des deux éléments. Elles différeront donc suivant la configuration générale du robot. Cependant, exprimées dans le repère absolu, elles sont égales (équation 1.30). De même que l'effort de l'effecteur est issu de la lecture du capteur d'effort et nécessite donc un nouveau changement de coordonnées afin d'être exprimé dans l'espace articulaire.

$$F_{pf/b}^d \Big|_{R_0} = F_{eff}^d \Big|_{R_0} \quad (6.17)$$

Il vient donc :

$$\begin{aligned} U_b &= K_{bras}^p \cdot (\Delta q_b + q_b^d - q_b) + K_{bras}^v \cdot (\Delta \dot{q}_b + \dot{q}_b^d - \dot{q}_b) \\ U_p &= K_{pf}^p \cdot (\Delta \eta_p + \eta_p^d - \eta_p) + K_{pf}^v \cdot (\Delta \dot{\eta}_p + \dot{\eta}_p^d - \dot{\eta}_p) \end{aligned} \quad (6.18)$$

Avec :

$$\begin{aligned} \Delta q_b &= K_{bras}^{peff} \cdot (J_b^T \cdot (F_{eff}^d - F_{eff})) + K_{bras}^{ieff} \cdot \sum_{n=0}^{\infty} (J_b^T \cdot (F_{eff}^d - F_{eff})) \cdot T_e \\ \Delta \eta_b &= K_{pf}^{peff} \cdot (J_{pf/b}^T \cdot (F_{CaptEff}^d - F_{CaptEff})) + K_{pf}^{ieff} \cdot \sum_{n=0}^{\infty} (J_{pf/b}^T \cdot (F_{CaptEff}^d - F_{CaptEff})) \cdot T_e \end{aligned} \quad (6.19)$$

6.2.3. Validation sur le simulateur

Le rapport masse de l'engin / raideur de l'environnement ainsi que la condition 4.22 sont des critères de stabilité relatifs à des considérations technologiques de l'engin (masse, raideur des liaisons...).

Il nous faut établir une loi de commande dont la réponse soit le plus possible indépendante des caractéristiques technologiques du robot sur lequel elle est implantée, et soit donc applicable à des engins de forme, de masse et de conception différentes. Il faut donc que la loi de commande puisse prendre en compte ces caractéristiques, et leurs éventuelles inadéquations avec les caractéristiques de l'environnement sur lequel appliquer l'effort. Nous procédons à une série de tests, en implantant la loi de commande décrite à la figure 6-III, en observant la réponse du robot, en fonction du respect ou non des conditions de stabilité exposées avant.

Nous procédons à différents tests, en fonction de la sensibilité aux paramètres de la simulation que nous voulons souligner.

Dynamiques hétérogènes

Nous testons dans cette section le comportement du robot lorsqu'il est composé de deux dynamiques très différentes. Pour cela, nous considérons le modèle de robot tel qu'il a été développé au chapitre 2. C'est à dire :

- masse de la plate-forme : $M_{pf} = 536 + 250$ (masse ajoutée) *kg*,
- masse du bras : $M_b = 2 \cdot (8.04 + 2.41 \text{ (masse ajoutée)})$ *kg*.

Nous effectuons des essais pour deux environnements différents :

- environnement rigide : $K_{env} = 100000$ *N/m* (1000 *N/cm*),
- environnement souple : $K_{env} = 1000$ *N/m* (10 *N/cm*).

Pour chacune des simulations, nous calculons le coefficient ε (avec $K_{iia} = 1000 \text{ N/m}$, 10 N/cm , pour le calcul), et vérifions que le respect de la contrainte 5.20 améliore sensiblement la réponse du système.

Résultats de simulation

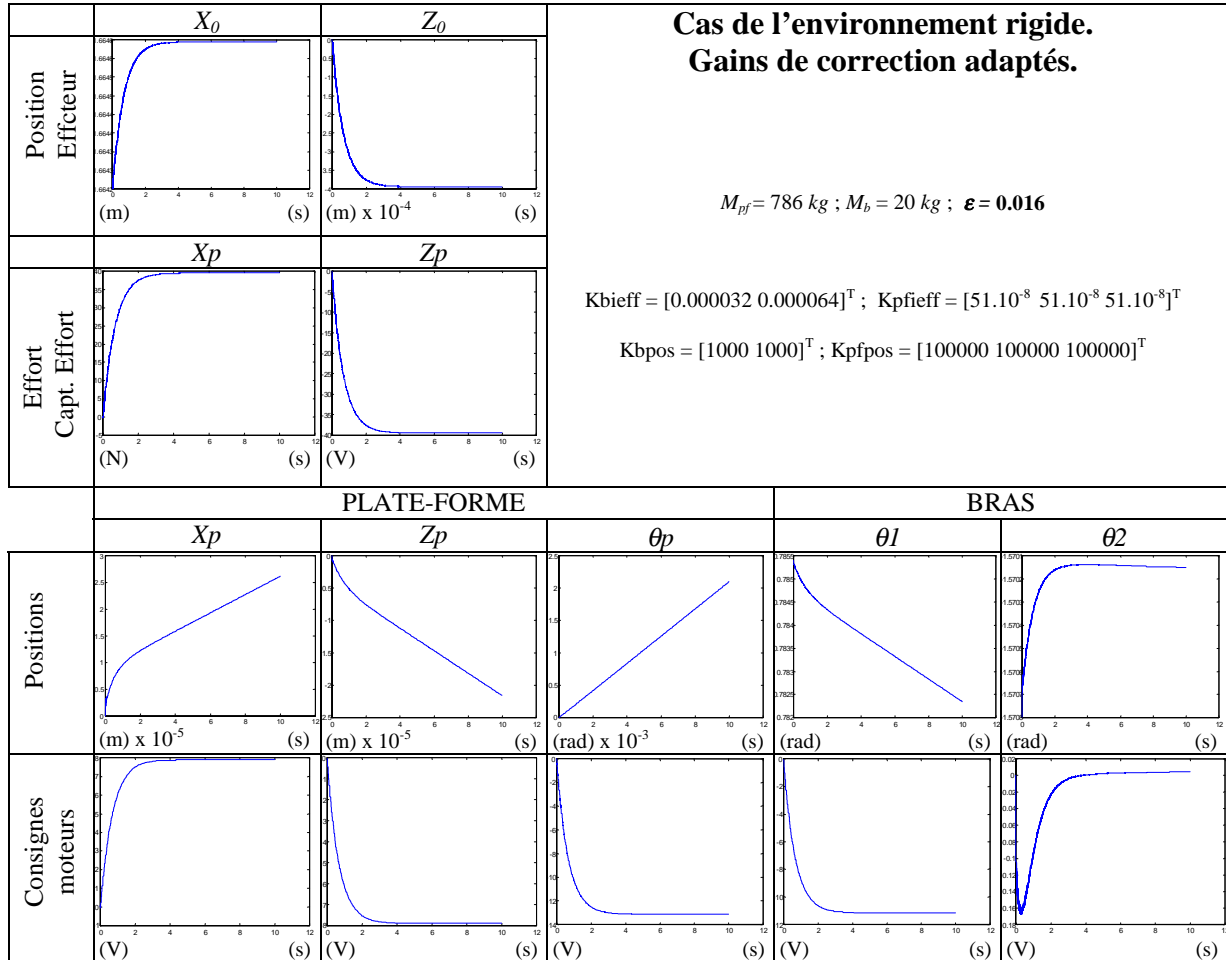


Figure 6-IV : résultats de simulation de la commande en effort coordonnée.

Les résultats que nous obtenons à la figure 6-IV indiquent un comportement stable du système global bras + plate-forme. Nous observons le bras se détendre pour exercer l'effort désiré sur l'environnement, pendant que la plate-forme, elle aussi se déplace dans la direction de l'effort afin de compenser la réaction du bras, engendrée par la réaction de l'environnement. Les deux éléments du système (bras et plate-forme) ont un comportement coordonné. Le résultat est encourageant.

Nous exposons à la figure 6-V, ci-dessous, les résultats d'un test effectué dans le cadre d'un environnement souple en ayant adapté les coefficients du bras au cas de l'environnement souple (comme indiqué à la section 4.4.2), mais sans avoir au préalable ajusté les coefficients de la plate-forme au rapport ε , qui est maintenant égal à 0.16.

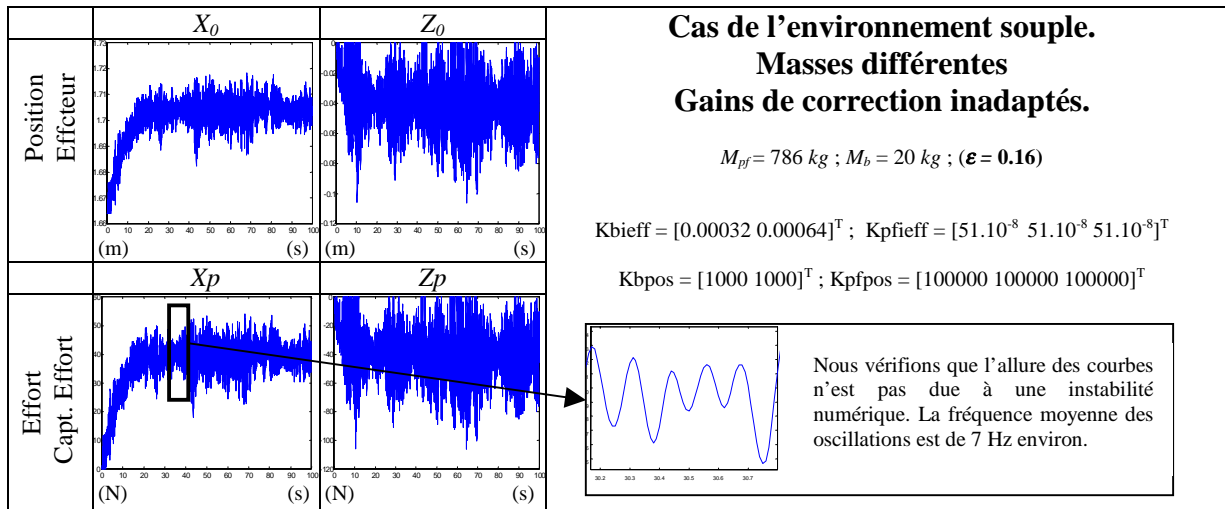
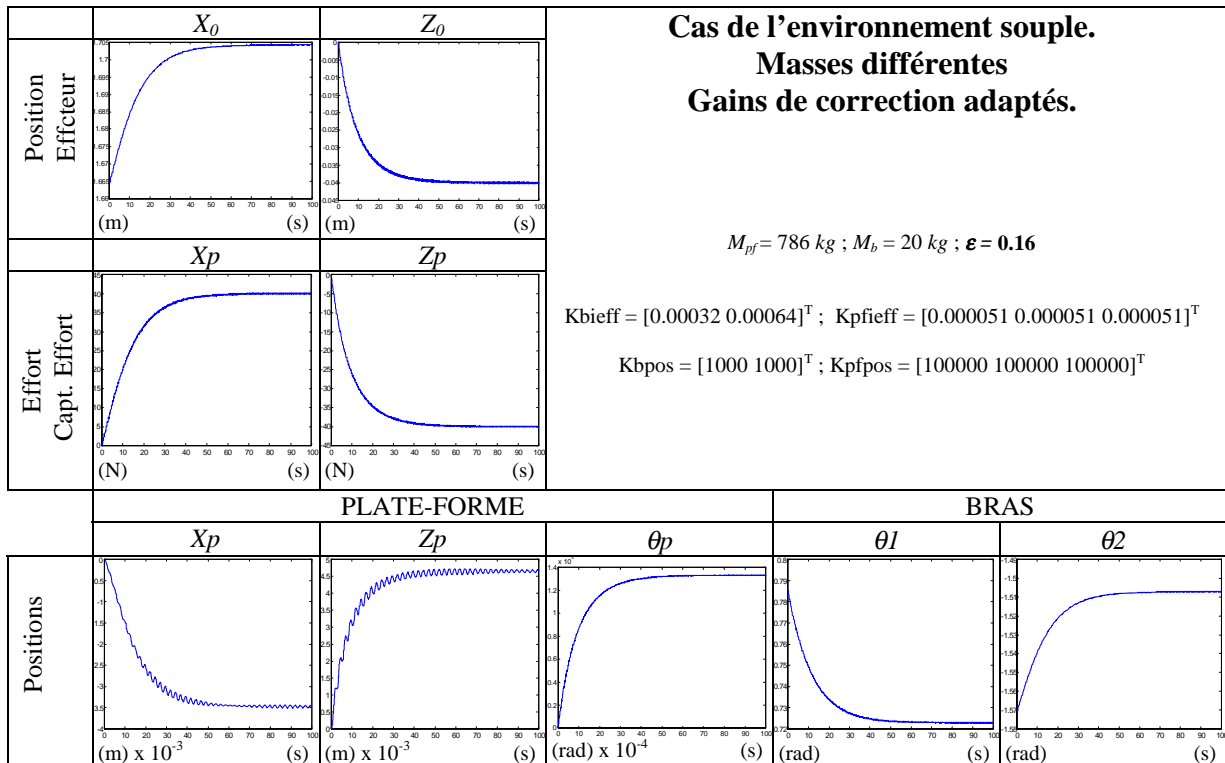


Figure 6-V : résultats de simulation de la commande en effort coordonnée.

Les résultats précédents indiquent une convergence vers la valeur désirée, au bout d'un temps important et ce, avec une réponse de qualité peu satisfaisante. Les gains de correction intégraux de la boucle en effort assurant le contrôle du bras ont été adaptés à la situation de l'environnement souple. Par contre, ceux de la plate-forme n'ont pas été ajustés pour assurer le respect de la condition de stabilité 5.20.

Nous réitérons ce test en ajustant les gains de correction de la plate-forme de telle sorte que la condition 5.20 soit respectée (cf. figure 6-VI).



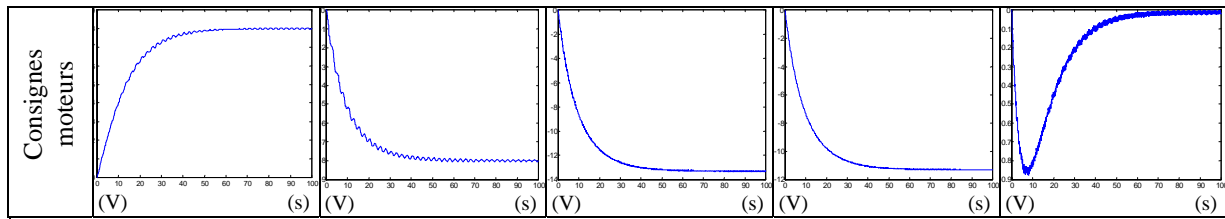


Figure 6-VI : résultats de simulation de la commande en effort coordonnée.

Les réponses de la figure 6-VI sont satisfaisantes. Les courbes décrivant les mouvements de la plate-forme indiquent qu'un mode de fréquence élevé est présent et vient légèrement perturber les courbes. Cependant, on s'aperçoit que cette perturbation à haute fréquence ne vient pas perturber le mouvement du bras, qui produit une réponse de l'effort de l'effecteur très satisfaisante. Les essais que nous avons menés jusqu' alors considèrent un modèle de robot qui comporte une plate-forme et un bras de masses très différentes. Il nous faut maintenant aborder le cas où la masse de la plate-forme et celle du bras sont du même ordre de grandeur.

Dynamiques homogènes

Dans cette section, nous procédons à des essais similaires aux précédents, sur un modèle de robot comprenant une plate-forme munie d'un bras de masse comparable.

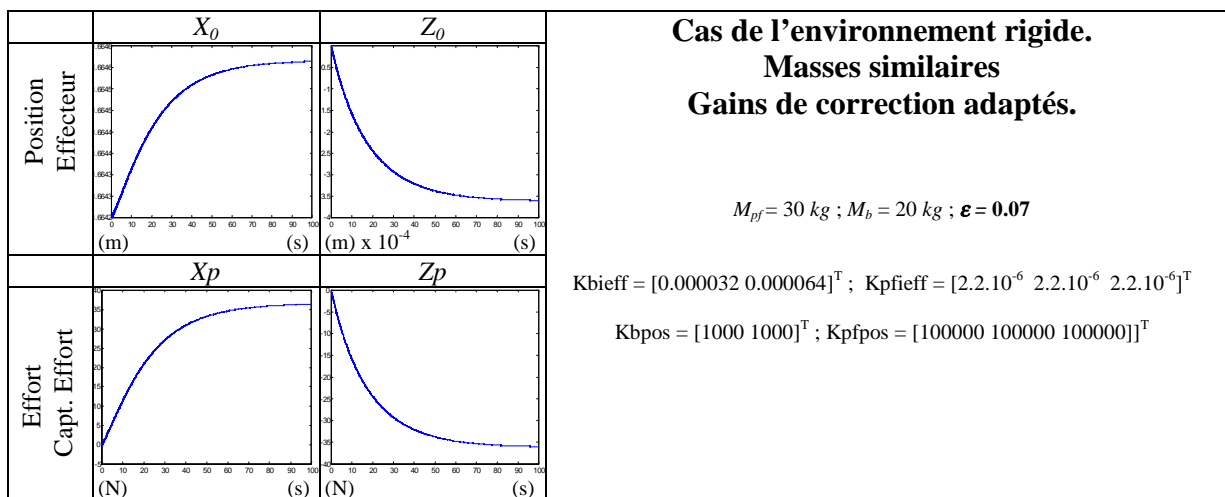
- masse de la plate-forme : $M_{pf} = 20 + 10$ (masse ajoutée) *kg*,
- masse du bras : $M_b = 2 * (8.04 + 2.41(\text{masse ajoutée}))$ *kg*.

Nous effectuons des essais pour deux environnements différents :

- environnement rigide : $K_{env} = 100000$ *N/m* (1000 *N/cm*),
- environnement souple : $K_{env} = 1000$ *N/m* (10 *N/cm*).

Comme précédemment, nous calculons le coefficient ϵ , (avec $K_{lia} = 1000$ *N/m* (10 *N/cm*)) et vérifions à nouveau que le respect de la contrainte 5.20 améliore sensiblement la réponse du système.

Résultats de simulation



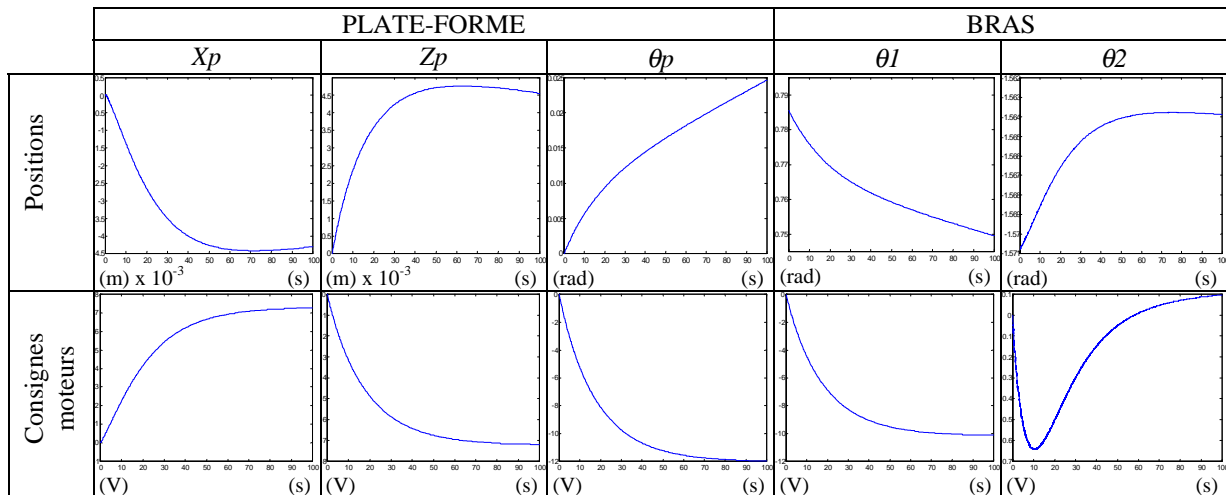


Figure 6-VII : résultats de simulation de la commande en effort coordonnée.

Nous effectuons une nouvelle simulation dans le cas de l'environnement souple en adaptant les coefficients de correction des boucles de commande du bras et de la plate-forme en fonction de la condition de stabilité 4.21.

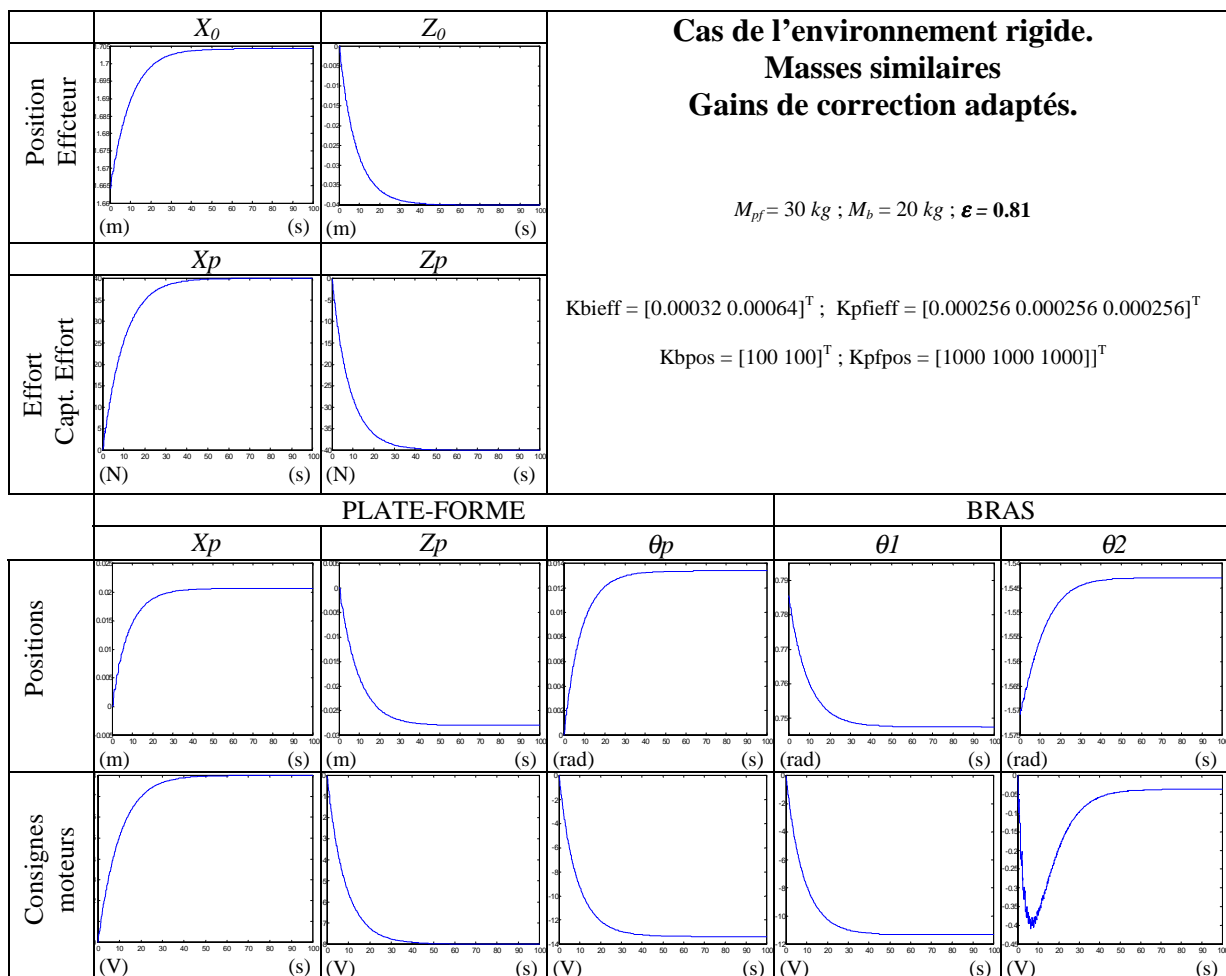


Figure 6-VIII : résultats de simulation de la commande en effort coordonnée.

La loi de commande que nous avons testé en simulation donne de bons résultats dans toutes les configurations simulées, si l'on prend préalablement garde d'adapter les coefficients de correction de façon à respecter la condition de stabilité 5.20. Il est à noter que le coefficient ε a été calculé pour $K_{lia} = 1000$ N/m, ce qui est très faible devant la raideur effectivement présente de la structure mécanique qui relie la plate-forme à l'environnement. Cependant, le fait de minorer K_{lia} nous conduit à minorer ε et donc, la réaction de la plate-forme. Ceci ne conduit pas à une situation d'instabilité puisque le bras, avec sa dynamique rapide, compense aisément le défaut de réaction de la plate-forme. Par contre, la situation inverse (majoration de ε) conduit à une situation d'instabilité. Le calcul optimal du coefficient ε , nécessite d'avoir une estimation précise de K_{lia} . Cependant, la relation 5.20, dans laquelle le coefficient ε intervient, n'est pas un critère optimal, puisque les dynamiques des éléments du couplage sont elles mêmes estimées.

6.3. Commande en effort : suivi de trajectoire

Nous procédons à de nouveaux tests durant lesquels les consignes que reçoivent les robots sont d'appliquer un effort désiré sur un environnement rigide, tout en se déplaçant suivant une direction spécifiée. Les caractéristiques du robot utilisées pour les simulations qui vont suivre sont décrites au chapitre 3.4.3.2.

6.3.1. Environnement plan vertical

Dans le premier test, nous considérons un environnement plan et vertical contre lequel le robot doit appliquer un effort tout en se déplaçant suivant l'axe Z_0 (cf. figure 6-IX).

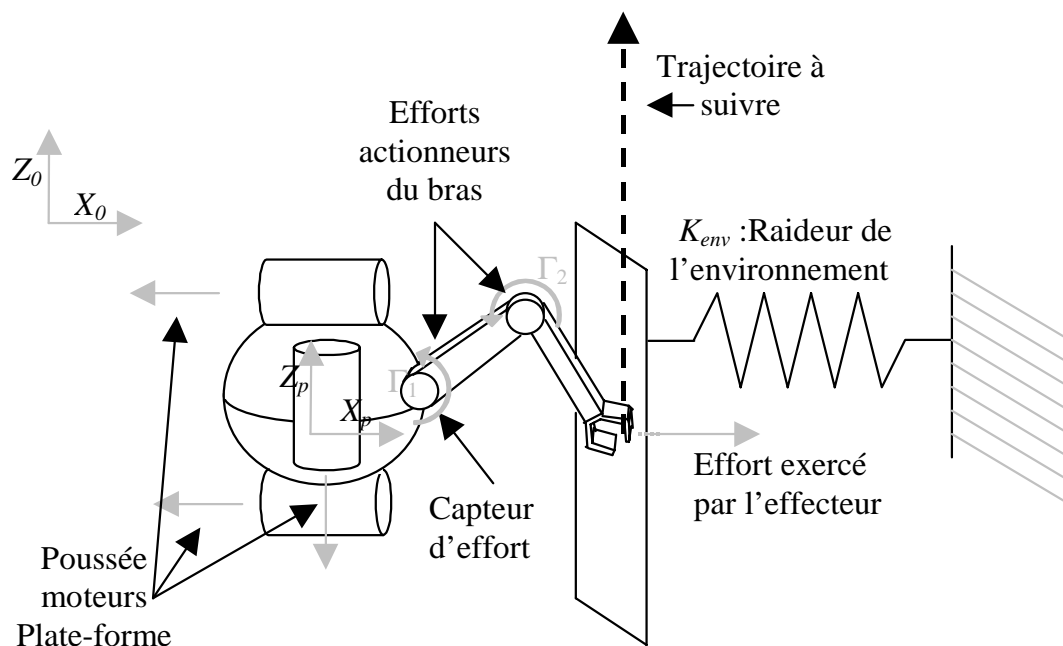


Figure 6-IX : test de suivi de trajectoire.

Nous imposons à la plate-forme de suivre une trajectoire suivant l'axe Z_0 . La consigne en position de la plate-forme suivant Z_0 est modifiée et devient une fonction du temps (génération de trajectoire d'ordre 1). La consigne en effort reste la même. L'effecteur doit appliquer un effort constant sur l'environnement égal à 40 N.

Résultats de simulation

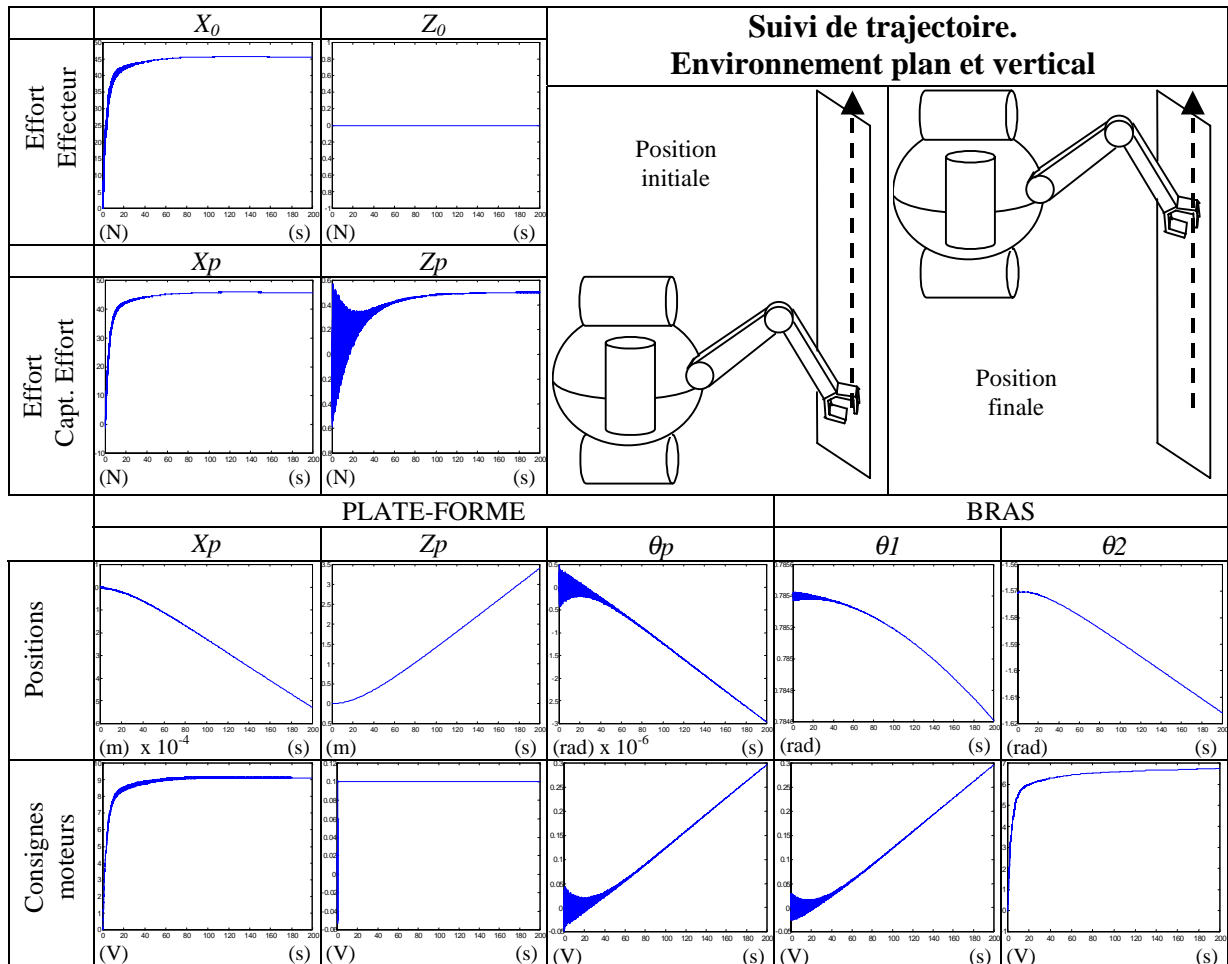


Figure 6-X : résultats du test de suivi de trajectoire sur plan vertical.

Analyse des résultats

Les résultats présentés ci-dessus sont satisfaisants. Cependant, il faut rappeler que le contact n'est modélisé que par l'effort de réaction de l'environnement sur l'effecteur, environnement que nous considérons pour l'instant comme parfaitement plan et vertical. Il est évident que des phénomènes de frottement et de glissement existent. Nous ne les prenons pas en compte. Cependant la loi de commande que nous avons implantée permet d'effectuer un suivi de trajectoire, pour l'instant trivial, tout en maintenant la consigne en effort sur l'environnement. Dans les essais suivants, nous analysons le comportement du robot lorsque l'environnement n'est plus plan.

6.3.2. Environnement plan oblique

Dans ce deuxième test, nous considérons un environnement plan, mais plus vertical. Il forme un angle β avec la verticale. Le généré de trajectoire spécifiée au robot engendre un déplacement suivant Z_0 . Il doit effectuer ce mouvement, tout en appliquant l'effort désiré sur l'environnement (cf. figure 6-XI).

Résultats de simulation

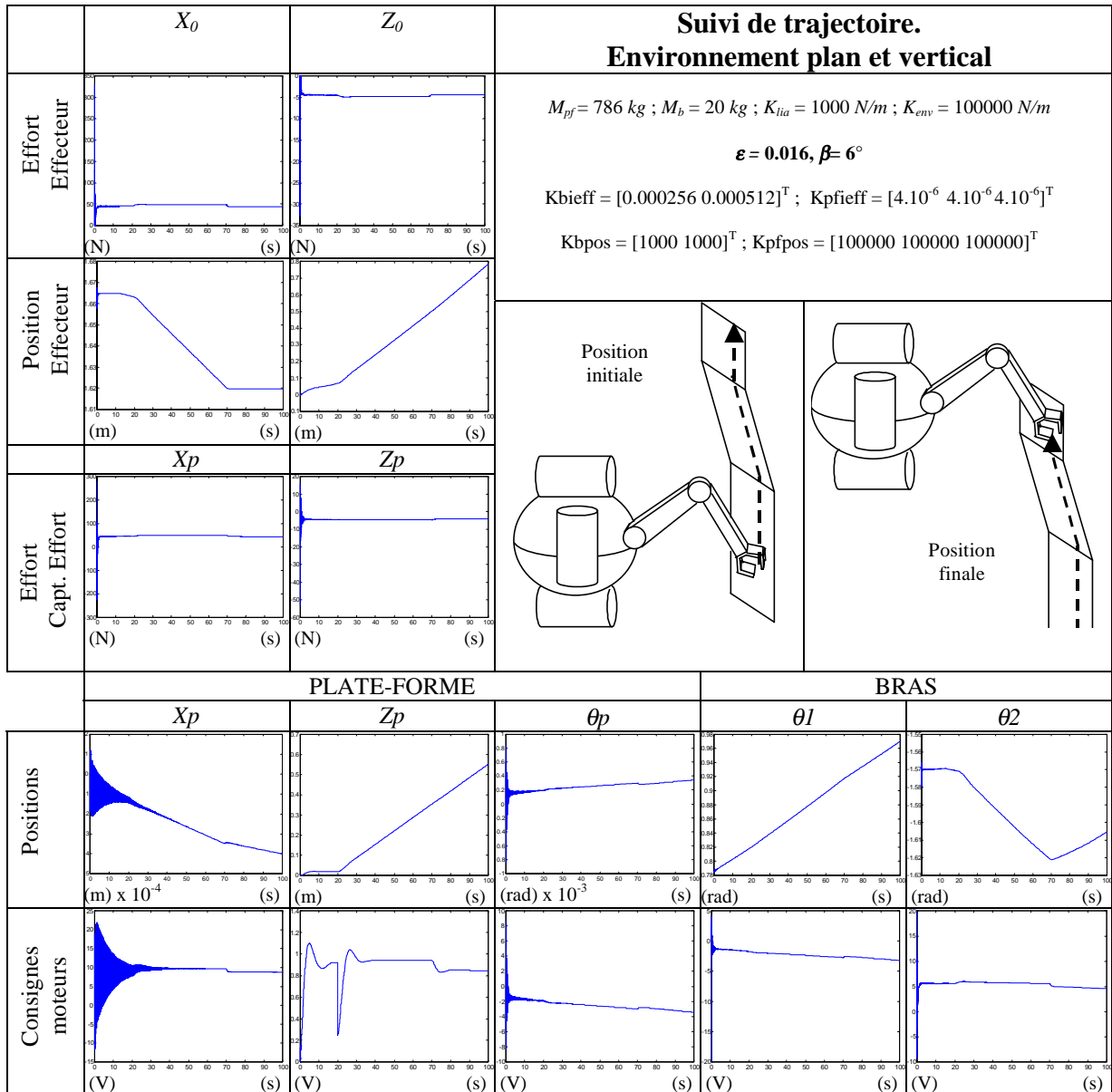


Figure 6-XI : résultats du test de suivi de trajectoire sur plan oblique.

Analyse des résultats

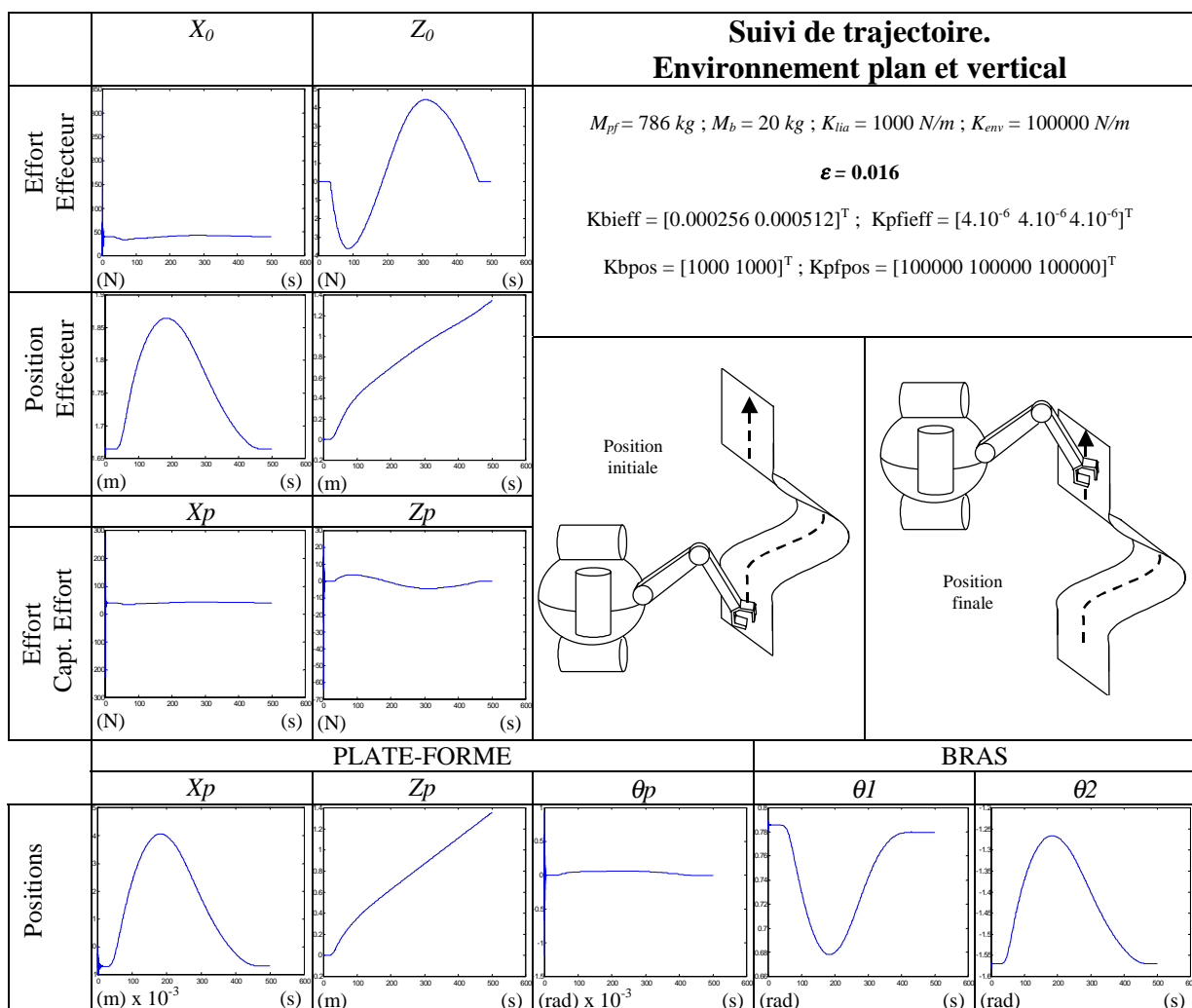
L'effecteur commence à exercer l'effort sur l'environnement et se stabilise autour de l'effort désiré. Une génération de trajectoire suivant Z_0 est imposée à la plate-forme au bout

de 20 secondes, délai après lequel l'effort exercé sur l'environnement s'est stabilisé autour de la valeur désirée. Le robot effectue sa trajectoire et l'effecteur rencontre sur son trajet une variation de forme de l'environnement. Cette variation se traduit par une variation de l'effort appliqué, enregistrée par le capteur d'effort. La boucle d'asservissement de l'effort induit alors une consigne qui tend à faire globalement reculer le robot. La masse importante de la plate-forme, impliquant une dynamique faible, induit un temps de réponse lent qui ne peut assurer le respect de la consigne durant le mouvement. Par contre le bras, léger et rapide, peut assurer les corrections nécessaires à la tenue de la consigne, et sa propre boucle de commande induit un déplacement qui compense les variations de l'environnement, et de l'effort appliqué.

6.3.3. Environnement plan courbe

La plan sur lequel le robot doit appliquer l'effort est maintenant courbe.(cf. figure 6-XII). L'environnement est plan et décrit une sinusoïde d'amplitude 20cm à partir de l'altitude $z=0.05m$. Le robot doit suivre sa trajectoire qui le fait monter verticalement, tout en respectant la consigne en effort qui lui est assignée.

Résultats de simulation



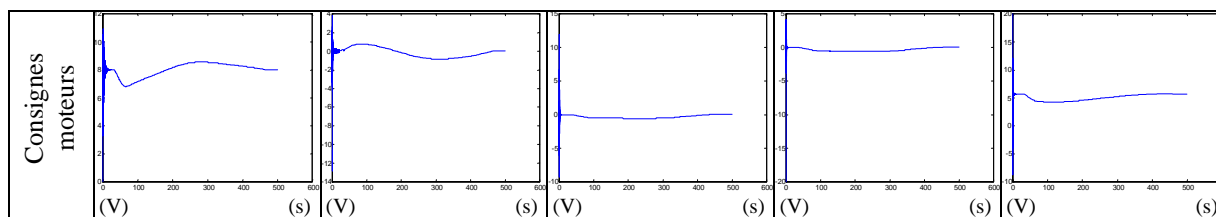


Figure 6-XII : résultats du test de suivi de trajectoire sur plan courbe.

Analyse des résultats

Les résultats mentionnés à la figure précédente indiquent un comportement du robot satisfaisant vis-à-vis de la tâche qui lui a été assignée. La plate-forme réagit de façon correcte mais, comme prévu, avec un temps de réponse long. La dynamique rapide du bras permet de compenser les effets de la lenteur de la plate-forme. Cependant, rappelons une nouvelle fois que ces essais sont effectués dans le cadre d'une simulation, qui pour aussi précise qu'elle puisse être, ne reflète que grossièrement la réalité. Nul doute qu'un expérimentateur pratiquant un test similaire sur un système physique soumis à un environnement réel rencontrera une multitude de difficultés à résoudre totalement ignorées par le simulateur.

Toutefois, ces tests permettent de mettre en avant les avantages de la souplesse d'une structure de commande hybride, telle qu'elle a été testée, dans le cadre de la commande d'un bras manipulateur sous-marin, monté sur une plate-forme libre dans l'eau.

6.4. Conclusion

La prise en compte des différentes dynamiques est essentielle dans la commande de systèmes complexes dynamiquement hétérogènes, *a fortiori* s'ils évoluent dans un environnement ne présentant pas naturellement de force stabilisatrice (pesanteur), tel que le milieu sous-marin.

Nous réalisons une commande qui permet de prendre ce problème en compte par deux principes différents et complémentaires :

- l'adaptation des gains de correction au temps de réponse des différentes dynamiques,
- la gestion des efforts internes présents aux liaisons des différentes dynamiques.

Ces deux approches sont intégrées au sein d'une loi de commande hybride externe qui permet de commander le robot en effort lors d'un contact avec l'environnement, et d'assurer la stabilité de la situation de la plate-forme lors de mouvements libres dans l'eau.

Des simulations nous ont permis de mettre en évidence les améliorations substantielles que cette stratégie de commande peut apporter.

Conclusion générale

Salut, et encore merci pour le poisson.

Douglas Adams, *Le guide galactique*

7. CONCLUSION GENERALE

La manipulation mobile en milieu sous-marin a des caractéristiques propres qui rendent caduques les commandes mises au point pour les robots manipulateurs mobiles terrestres. La compensation des effets de la gravité par ceux de la flottabilité rendent le système très sensible aux perturbations extérieures, et la stabilité globale du système mécanique est difficile à garantir avec des stratégies de commande classiques.

Le principal problème rencontré lors de la conception d'une commande globale du système est la gestion du couplage dynamique existant entre les deux éléments constitutifs du robot que sont le manipulateur, et la base qui le supporte. Il apparaît comme essentiel de prendre spécifiquement en compte ce couplage, et d'assurer dynamiquement sa compensation. Lorsque le bras est dans l'eau et bouge en dehors de tout contact avec l'environnement, il subit les effets des phénomènes hydrodynamiques, et les répercute sous forme de forces et de couples sur la plate-forme, par l'intermédiaire de la liaison mécanique qui les relient. Deux méthodes permettent d'avoir accès à une estimation de la valeur des efforts subis par la plate-forme et issus du bras. La première consiste à développer un modèle de l'environnement et du robot, et calculer ensuite une prévision des efforts qui vont être engendrés par le mouvement du bras. La deuxième est d'installer un capteur d'effort sur la liaison bras / plate-forme et d'acquiescer l'information directement sur ce lien. Les modèles mathématiques de l'environnement sous-marin sont lourds, et dépendent de paramètres tels que la salinité, la profondeur, etc., ce qui implique leur réactualisation en ligne, régulièrement au cours de la tâche. Nous avons donc opté pour la deuxième solution. Le capteur d'effort permet d'avoir accès à des variables d'effort, issues d'un espace dual à celui des vitesses, et assure une estimation valable en temps réel des efforts internes présents sur la structure. Des tests effectués en simulation montrent qu'une commande en effort asservissant le robot à produire une résultante des efforts nulle sur l'articulation bras / plate-forme, compense efficacement les effets engendrés par le mouvement du bras. Cependant, un robot mobile doit être muni de capteurs de position afin de se situer dans l'espace. La loi de commande de l'ensemble doit donc assurer le contrôle de la position et celui de l'effort. La structure de la commande hybride externe nous permet de réaliser un tel contrôle tout en garantissant l'orthogonalité des consignes en effort et en position. Elle consiste en une hiérarchisation de la boucle de commande de l'effort sur celle de la position. Les consignes de l'asservissement en effort introduisent une variation des consignes de l'asservissement de position, ce dernier restant actif en permanence, ce qui assure à l'ensemble une plus grande sécurité.

Grâce à cette loi de commande, nous pouvons assurer à la plate-forme, libre dans l'eau, de garder sa situation stable durant l'ensemble du mouvement du bras. Cependant, les applications potentielles de cette loi de commande restent très limitées si nous les réduisons au cas où le bras manipulateur ne doit pas entrer en contact avec l'environnement. Une légère modification de la structure de commande permet d'effectuer un contrôle de l'effort exercé en bout de bras. La loi de commande hybride externe, telle qu'elle a été développée précédemment, permet donc avec le même procédé (capteur d'effort sur la liaison bras / véhicule) d'effectuer un asservissement de l'effort présent sur l'effecteur, et donc agissant sur l'environnement. Certains critères concernant le choix des correcteurs sont à respecter pour assurer la convergence de l'ensemble. Des essais relatifs à un suivi de trajectoire à effort constant ont été effectués et indiquent un bon comportement de la structure vis-à-vis de la tâche qui lui a été assignée.

Cette étude a été menée dans le cadre de la simulation et une validation expérimentale sur site réel est nécessaire. Nul doute que l'expérimentateur, confronté à des situations réelles, sera confronté à des problèmes qui sont restés ignorés de notre simulateur. Cependant, la stratégie globale de la commande consistant à réguler les consignes des moteurs du robot en fonction des asservissements en position et en efforts internes, sur le modèle d'une structure hybride 'externe', semble appropriée au domaine de la commande des manipulateurs mobiles sous-marins.

Il est toutefois nécessaire de mentionner une limitation de la méthode relative à des considérations technologiques concernant la marinisation d'un capteur d'effort. En effet, Un capteur d'effort est extrêmement sensible aux variations de pressions et nécessite un étalonnage régulier au cours de la tâche. De plus, le coût d'un capteur d'effort marinisé est important. Il semble donc intéressant de modifier la commande de façon à ce qu'elle prenne en compte les perturbations issues du bras, et réalise la compensation de ses effets sur la plate-forme à l'aide de capteurs de couples qui eux, sont d'une technologie plus simple, et peuvent être réalisés de façon implicite (lecture du courant moteur pour les moteurs à courant continu, mesure des pressions hydrauliques pour les manipulateurs hydrauliques...). Cette modification n'est pas triviale, puisque le capteur de couple ne donnera aucune information relative aux efforts linéaires subis par la plate-forme. Nous pouvons donc imaginer une structure inspirée de celles utilisées par N. Kato [KAT 96, 98], fonctionnant comme des nageoires et réalisant un effort linéaire à l'endroit de leur installation sur le robot (cf figure 7-1)

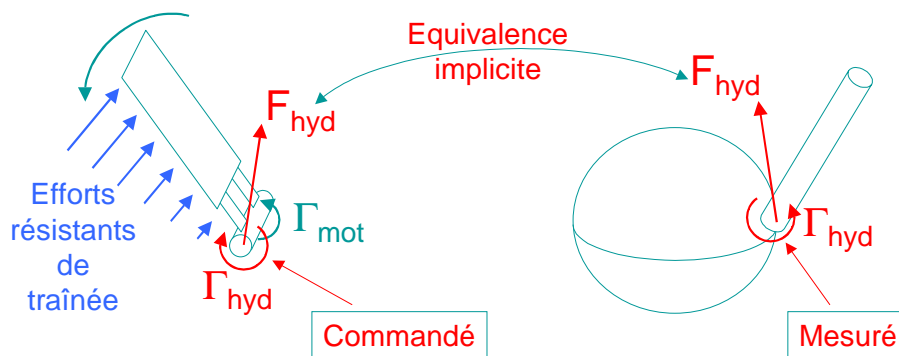


Figure 7-1: Principe de la nageoire. L'action d'un couple moteur sur l'axe de rotation de la nageoire engendrera des efforts hydrodynamiques linéaires, fonctions de la géométrie de la nageoire et du couple qu'elle subit. Elle compensera donc de façon implicite l'action linéaire du bras sur la plate-forme.

Nous pouvons imaginer confectionner une nageoire équivalente à l'action hydrodynamique du bras. Nous associons ainsi à la loi de commande une compensation dynamique implicite, utilisant les même phénomènes que ceux qui ont engendré la réaction du bras sur la plate-forme.

BIBLIOGRAPHIE

- [ANT 98] ANTONELLI G., CHIAVERINI S. : '*Task Priority Redundancy Resolution for Underwater Vehicle-Manipulator Systems*', in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, May 16 – 20, 1998, pp. 768 – 773
ICRA'98
- [BAR 90] BARTOLINI G., BRESCO M., CANNATA G., CASALINO G., GARIBOTTO G., SANDINI G. : '*Advanced Simulation and Control Techniques of Underwater Robots*', in Proc. of Int. Advanced Robotics Program, Monterey, California, October 23 – 26, 1990
IARP'90
- [BAT 67] BATCHELOR G.K. : '*An introduction to Fluid Dynamics*', Cambridge University Press, 1st. ed., 1967
- [BER 95] BERTHE PUJAS A. : '*Etude de la robustesse de schémas de commande position/force pour robot à deux bras*', Thèse soutenue le 29 Juin 1995 au LIRMM, Montpellier, France
Thèse
- [BIZ 98] BIZZANTINO P., De BARTOLOMEI M., MAGNANI G., VISENTIN G. : '*Space Robot Autonomy Based on Distance Sensors*', in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, May 16 – 20, 1998, pp. 200 - 205
ICRA'98
- [BOU 95] BOUFFARD-VERCELLI Y.E. : '*Etude Bibliographique des Commandes au Contact*', Rapport interne LIRMM n° 2L9560/EP697, Juin 95, LIRMM France
- [BOZ 91] BOZZO G.M., MADDALENA D., TERRIBLE A. : '*Laboratory and sea tests of the supervisory controlled underwater telemanipulation system*', in Proc. of int. Conf on Advanced Robotics, Pisa, Italy, 1991, pp.1336 – 1341
ICAR'91
- [BRI 98] O'BRIEN D.J., LANE D.M. : '*Force and Slip Sensing for a dextrous Underwater Gripper*', in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, May 16 – 20, 1998, pp.1057 – 1062
ICRA'98
- [BRO 91] BROOME D., WANG Q. : '*Adaptive Control of Underwater Robotic Manipulators*', in Proc. of int. Conf on Advanced Robotics, Pisa, Italy, 1991,
ICAR'91
- [CAM 93] CAMERON J.M., MCKENZIE D.C., WARD K.R. : '*Reactive Control for Mobile Manipulation*', in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Atlanta, Georgia, May 2 – 6, 1993
ICRA'93
- [CAN 98] CANUDAS De WIT C., OLGUIN DIAZ E., PERRIER M. : '*Robust Non-linear Control of an Underwater Vehicle/Manipulator System with Composite Dynamics*', in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, May 16 – 20, 1998, pp. 452 – 457
ICRA'98
- [CEL 96] CELLIER L. : '*Analyse expérimentale de schémas de commande position/force d'un manipulateur monté sur un véhicule*', Thèse soutenue le 15 Novembre 1996 au LIRMM, Montpellier, France
Thèse
- [CHI 98] CHIAVERINI S., SICILIANO B., VILLANI L. : '*Force and Position Tracking : Parallel Control with Stiffness Adaptation*', IEEE Journal of Control System, Vol 18, Num. 1, February 1998,
ICRA'98

pp. 27 – 33

- [CLE 96]
IARP'96 CLEGG A.C., DUNNIGAN M.W., LANE D.M. : '*Force Control and Modelling Underwater Manipulators*', in Proc. of Int. Advanced Robotics Program, Toulon-La Seyne, France, March 27 – 29, 1996
- [CON 97a]
SyRoCo'97 CONTE G., SERRANI A. : '*Robust Lyapounov-Based Design for Autonomous Underwater Vehicles*', in Proc. of IFAC Symposium of Robot Control, Nantes, France September 3 – 5, 1997
- [CON 97b]
SyRoCo'97 CONTE G., ZANOLI S. M., BOLDREGHINI F. : '*Analysis of an Underwater Vehicle's Model for Linearization and Control Purpose*', in Proc. of IFAC Symposium of Robot Control, Nantes, France September 3 – 5, 1997
- [CRI 90] CRISTI R., PAPOULIAS F.A., HEALEY A.J. : '*Adaptive Sliding Mode Control of Autonomous Underwater Vehicles in the Dive Pale*', IEEE Journal of Oceanic Engineering, Vol 15, Num. 3, July 1990
- [DAU 90]
Thèse DAUCHEZ P. : '*Description de taches en vue de la commande hybride symétrique d'un robot manipulateur à deux bras*', Thèse d'état soutenue le 8 Février 1990 au LIRMM, Montpellier, France
- [DEG 97] DEGOULANGE E. : '*Documentation Développeur pour la Commande en Effort Externe du Robot PA 10 Mitsubishi*' Rapport interne LIRMM n° 72506A436310, février 1997, LIRMM France
- [DEL 92]
Thèse DELEBARRE X. : '*Commande position force de deux bras manipulateurs pour l'exploration planétaire*', Thèse soutenue le 4 Juin 1992 au LIRMM, Montpellier, France
- [DOM 88] DOMBRE E., KHALIL W. : '*Modélisation et commande des robots*', Hermès, 1988
- [DUN 98] DUNNIGAN M.W., RUSSEL G. T. : '*Evaluation and Reduction of the Dynamic Coupling Between a Manipulator and an Underwater Vehicle*', IEEE Journal of Ocean Engineering, , Vol 23, Num. 3, July 98, pp 260-274
- [FAL 95] FALTINSEN O.M. : '*Sea loads on ships and offshore structures*', Cambridge University Press, 1995
- [FOS 91a] FOSSEN T.I., SAGATUN S.I. : '*Adaptive Control of Non-linear Systems : A Case Study of Underwater Robotic System*', Journal of Robotic System 8(3), pp 393 – 412 , 1991
- [FOS 91b]
ICRA'91 FOSSEN T.I., SAGATUN S.I. : '*Adaptive Control of Non-linear Underwater Robotics System*', in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Sacramento, California, April, 1991, pp. 1687 - 1694
- [FOS 94] FOSSEN T.I. : '*Guidance and control of ocean vehicles*', John Willey and Sons, 1994
- [FRA 94]
Thèse FRAISSE P. : '*Contribution à la commande robuste position/force des robots manipulateurs à architecture complexe. Application à un robot à deux bras*', Thèse soutenue le 17 Février 1994 au LIRMM, Montpellier, France
- [GHA 95]
ICRA'95 GHASEMPOOR A., SEPEHRI N. : '*A measure of Machine Stability for Moving Base Manipulators*' in Proc. of IFFF Int Conf on Robotics and Automation Nanova Japan

- Manipulators*, in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Nagoya, Japan, May 21 – 27, 1995, pp 2249 – 2251
- [GOH 90] GOHEEN K.R., JEFFERYS E.R. : *'The application of Alternative Modelling Techniques to ROV Dynamics'*, in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Cincinnati, Ohio, May 13 – 18, 1990, pp.1302 – 1309
- [GOH 91] GOHEEN K.R.: *'Modelling Methods for Underwater Robotic Vehicle Dynamics'*, IEEE Journal of Robotic systems, Vol 8, Num 3, 1991, pp 295 – 317
- [GOL 76] GOLDSTEIN R.J. : *'Fluid Mechanics Measurements'*, Hemisphere Publishing Corporation, 1st. ed., 1976
- [HEA 93] HEALEY J.H., LIENARD D. : *'Multivariable Sliding Mode Control for Autonomous Diving and Steering of Unmanned Underwater Vehicles'*, IEEE Journal of Oceanic Engineering, Vol 18, Num. 3, July 1993
- [HOL 94] HOLT K., DESROCHERS A.A. : *'Disturbance Rejection for Space-Based Manipulators'*, in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, San Diego, California, May 8 – 13, 1994
- [HOO 91] HOOSTMANS N.A., DUBOWSKY S. : *'Large Motion Control of Mobile Manipulators Including Vehicle Suspension Characteristics'*, in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Sacramento, California, April, 1991
- [ISH 89] ISHIMI K., IOI K., MANABE T., ITOH K. : *'Hybrid position/force control with sway-disturbance compensation of an underwater manipulator'*, in Proc. of Int. Symposium on Intelligent Robotic System, Tokyo, Japan, October 4 – 6, 1989, pp 1059 – 1064
- [ISH 91] ISHIMI K., OHTSUKY Y., MANABE T., NAKASHIMA K. : *'Manipulation system for Subsea operation'*, in Proc. of int. Conf on Advanced Robotics, Pisa, Italy, 1991, pp 1348 - 1353
- [JOL 97] JOLY L., MICAELI A. : *'Hybrid Position/Force Control, Velocity Projection, and Passivity'*, in Proc. of IFAC Symposium of Robot Control, Nantes, France September 3 – 5, 1997
- [KAT 96] KATO N., LANE D.M. : *'Coordinated Control of Multiple Manipulators in Underwater Robots'*, in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Minneapolis, Minnesota, 1996, pp. 2505-2510
- [KAT 98] KATO N., INABA T. : *'Guidance and Control of Fish Robot with Apparatus of Pectoral Fin Motion'*, in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, May 16 – 20, 1998, pp. 446 - 451
- [KIE 96] KIENER J., CELLIER L., DAUCHEZ P., PERRIER M., *'Coupled Vehicle and Manipulator Modelling and Control : Scope of the work'*, UNION Project, ESPRIT BRA #8972 - Rapport D5.6, 1996
- [KIG 98] KIGUSHI K., FUKUDA T. : *'Robot Manipulator Hybrid Control for an Unknown Environment Using Visco-Elastic Neural Networks'*, in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, May 16 – 20, 1998, pp. 1447 – 1452
- [LAP 98] LAPIERRE L., FRAISSE P., M'SIRDI, N. K. : *'Hybrid Position/Force Control of a ROV with*

- OCEAN'98 *a Manipulator*, In Proc. of IEEE Int. Conf. OCEAN'98, Nice, France, September, 1998
- [LAI 92]
ROV'92 McLAIN T.W., ROCK S.M. : '*Experimental Measurement of ROV Tether Tension*', in Proc. of Int. Conf. on Intervention/ROV'92, San Diego, California, June, 1992, pp 291-296
- [LAI 96a] McLAIN T.W., ROCK S.M. : '*Experiments in the Hydrodynamic modelling of an underwater Manipulator*', in Proc. of IEEE Symposium on Autonomous Vehicle Technology, June 1996, pp. 463-469,
- [LAI 96b] McLAIN T.W., ROCK S.M., LEE M.J. : '*Experiments in the Coordination Control of an Underwater Arm/Vehicle System*', IEEE Journal of Autonomous Robots, Vol. 3(2 and 3), 1996
- [LAI 97] McLAIN T.W., ROCK S.M. : '*Development and Experimental Validation of an Underwater Manipulator Hydrodynamic Model*', submitted for review, 1997
- [LEA 98]
OCEAN'98 LEABOURNE K.N., ROCK S.M. : '*Model Development of an Underwater Manipulator for Coordinated Control*', In Proc. of IEEE Int. Conf. OCEAN' 98, Nice, France, September, 1998.
- [LIN 99] LIN C.C., CHEN R.C., LI T.L. : '*Experimental Determination of the Hydrodynamic Coefficient of an Underwater Manipulator*', IEEE Journal of Robotic System, Vol. 16, Num. 6, 1999, pp. 329 – 338
- [LIU 99] LIU Y . H., KITAGAKI K., OGASAWARA T., ARIMOTO S. : '*Model-Based Adaptive Hybrid Control for Manipulators Under Multiple Geometric Constraints*', IEEE Trans. on Control Systems Technology, Vol 7, Num. 1, January 1999, pp. 97 – 109
- [MA 95]
ICRA'95 MA B., HUO W.: '*Adaptive Control of space robot system with an attitude controlled base*', in Proc. in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Nagoya, Japan, May 21 – 27, 1995, pp.1265 – 1270
- [MAH 91] MAHESH H., YUH J., LAKSHMI R. : '*A Coordinated Control of an Underwater Vehicle and Robotic Manipulator*', IEEE Journal of Robotic System, vol. 8, Num. 3, 1991, pp 339 – 370
- [MEL 96] MELCHIORRI C., TORNAMBE A. : '*Modelling and Control of Mechanisms and Robots*', World Scientific Publishing, 1996
- [MIK 92]
ICRA'92 MIKSCH W., SCHROEDER D.: '*Performance-Functional Based Controller Design for a Mobile Manipulator*', in Proc. in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Nice, France, May, 1992
- [MIL 94]
ICRA'94 McMILLAN S., ORIN D.E., MCGHEE R.B. : '*Efficient Dynamic Simulation of an Unmanned Underwater Vehicle with a manipulator*', in Proc. in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, San Diego, California, 1994
- [MIL 95a] McMILLAN S., ORIN D.E., MCGHEE R.B. : '*Efficient Dynamic Simulation of an Underwater Vehicle with a Robotic Manipulator*', IEEE Trans. on System, Man and Cybernetics, vol 25, Num. 8, 1995, pp 1194 – 1206
- [MIL 95b] McMILLAN S., ORIN D.E., MCGHEE R.B. : '*Object-Oriented Design of a Dynamic*

- ICRA'95 *Simulation for Underwater Robotic Vehicle*, in Proc. in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Nagoya, Japan, May 21 – 27, 1995
- [NEW 77] NEWMAN J.N. : *'Marine hydrodynamics'*, Cambridge, MIT Press, 1st. ed., 1977
- [NOH 98]
ICRA'98 NOHMI N., NENCHEV D.N., UCHIYAMA M. : *'Momentum Control of a Tethered Space Robot Through Tether Tension Control'*, in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, May 16 – 20, 1998, pp. 920 – 925
- [ODA 96]
ICRA'96 ODA M.: *'Coordinated Control of Spacecraft Attitude and its Manipulator'*, in Proc. in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Minneapolis, Minnesota, April, 1996, pp. 732 – 738
- [OLG 99]
Thèse OLGUIN DIAZ E. : *'Modélisation et Commande d'un Système Véhicule/Manipulateur Sous-marin'*, Thèse soutenue le 11 Janvier 1999 à l'INPG, Grenoble, France
- [PER 91]
Thèse PERDEREAU V. : *'Contribution à la commande hybride position-force'*, Thèse soutenue le 18 février 1991 à l'Université Pierre et Marie CURIE, Paris, France
- [RIZ 98]
ICRA'98 RIZZI A.A. : *'Hybrid Control as a Robot Motion Programming'*, in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, May 16 – 20, 1998, pp. 832 - 837
- [SAY 96]
IARP'96 SAYERS C.P., YOERGER D.R.: *'A Manipulator Work Package for Teleoperation from Unmanned Untethered Vehicles – Current Feasibility and Future Applications'*, in Proc. of Int. Advanced Robotics Program, Toulon-La Seyne, France, March 27 – 29, 1996
- [SCH 89]
EPE'89 SCHROEDER D., TRUTTERER W.: *'Improved Performance of a Mobile Manipulator by Decoupling the Motion of Vehicle and Robot'*, in Proc. of European Conf. on Power Electronics and Applications, Aachen, Germany, 1989
- [SCH 94]
MCMC'94 SCHJOLBERG I., FOSSEN T.I. : *'Modelling and Control of Underwater Vehicle-Manipulator System'*, in Proc. of Conf. on Marine Craft Manoeuvring and Control, Southampton, United Kingdom, 1994
- [SIM 96]
IARP'96 SIMON D., KAPELLOS K., ESPIAU B. : *'Control laws, Tasks and Procedures with ORCAD : Application to the Control of an underwater arm'*, in Proc. of Int. Advanced Robotics Program, Toulon-La Seyne, France, March 27 – 29, 1996
- [SIM 97]
ICRA'97 SIMON D., KAPELLOS K., ESPIAU B. : *'Design of Control Procedures for a free-floating Underwater Manipulation System'*, in Proc. in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Albuquerque, New Mexico, April, 1997, pp.2258-2265
- [SLO 86] SLOTINE J.J., COETSEE J.A. : *'Adaptive Sliding Controllers Synthesis for Non-linear Systems'*, IEEE Journal of Control, Vol. 43, 1986, pp. 1631 - 1651
- [SNA 64] SNAME : *'Nomenclature for Treating the Motion of a Submerged Body Through a Fluid'*, Technical and Research Bulletin N° I-5 The society of Naval Architects and Marine Engineers, Oct 1964 (SNAME) New York
- [TAR 96a]
IARP'96 TARN T.J., SHOULTS G.A., YANG S.P. : *' Dynamical Model for an Underwater Vehicle with Multiple Robotic Manipulators'*, in Proc. of Int. Advanced Robotics Program, Toulon-

La Seyne, France, March 27 – 29, 1996

- [TAR 96b]
IARP'96 TARN T.J., SHOULTS G.A., YANG S.P. : '*Dynamical Model for Free-Floating Underwater Robotic Vehicle with an n-Axis Manipulator*', in Proc. of Int. Advanced Robotics Program, Toulon-La Seyne, France, March 27 – 29, 1996
- [TAR 97]
ICRA'97 TARN T.J., YANG S.P. : '*Modelling and Control for Underwater Robotic Manipulators – An example*', in Proc. in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Albuquerque, New Mexico, April, 1997
- [TOR 96]
ICRA'96 TORRES M.A., DUBOWSKY S., PISONI A.C. : '*Vibration Control of Deployment Structures' Long-Reach Space Manipulators : The P-PED Method*', in Proc. in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Minneapolis, Minnesota, 1996, pp. 2498-2504
- [VIL 97]
SyRoCo'97 VILLANI L., SICILIANO B., CANUDAS DE WIT C. : '*Regulation of force and Position for a Robot Manipulator in Contact With Compliant Environment*', in Proc. of IFAC Symposium of Robot Control, Nantes, France September 3 – 5, 1997
- [WAS 95] WASIELEWSKI S. : '*Analyse et caracterisation des perturbations sous-marines*', Rapport interne LIRMM, 17 février 1995, Montpellier, France
- [WAS 97]
Thèse WASIELEWSKI S. : '*Contribution à l'étude d'un système de localisation 3D par vision monoculaire pour un véhicule sous-marin*', Thèse soutenue le 5 Novembre 1997 au LIRMM, Montpellier, France
- [WES 89] WEST H., PAPADOPOULOS E., DUBOWSKY S., CHEAH H. : '*A Method for Estimating the Mass Properties of a Manipulator by Measuring the Reaction Moments at its base*', IEEE 1989, pp. 1510 – 1516
- [WHI 95]
OCEAN'95 WHITCOMB L.L., YOERGER D.R. : '*Comparative Experiments in the Dynamics and Model-Based Control of Marine Thrusters*', In Proc. of IEEE Int. Conf. OCEAN' 95, San Diego, California, October 9 - 12, 1995
- [WIE 89]
SME'89 WIENS G.J. : '*Effects of Dynamic Coupling in Mobile Robotic System*', in Proc. of Society for Mining, Metallurgy and Exploration Conf on Robotics Research, Gaithersburg, Maryland, May 1989
- [YAM 94]
ICRA'94 YAMAMOTO Y., YUN X. : '*Modelling and Compensation of the Dynamic Interaction of a Mobile Manipulator*', in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, San Diego, California, 1994
- [YOE 90a] YOERGER D.R., COOKE J.G., SLOTINE J.J. : '*The influence of thrust dynamic on vehicle behaviour and their incorporation into design control*', IEEE Int Journal of Ocean Engineering, Vol 15(3), July 1990, pp. 167 –178
- [YOE 90b]
IARP'90 YOERGER D.R. : '*Precise Control of Underwater Robots : Why and How*', in Proc. of Int. Advanced Robotics Program, Monterey, California, October 23 – 26, 1990
- [YOE 95] YOERGER D.R., SLOTINE J.J. : '*Robust Tracking Control of Underwater Vehicles*', IEEE Int Journal of Ocean Engineering, Vol 10, 1985, pp. 462 – 470
- [YUH 90] YUH J. : '*Modelling and Control Of Underwater Robotic Vehicles*', IEEE Trans. on

- [YUH 93] YUH J. : '*Control Of Underwater Robotic Vehicles*', in Proc. of IEEE/RSJ Int. Conf. on IROS'93 Intelligent Robots and Systems, Yokohama, Japan, July 26 – 30, 1993
- [ZIA 97] ZIANI-CHERIF S., LEBRET G., PERRIER M. : '*Identification and Control of a Submarine Vehicle*', in Proc. of IFAC Symposium of Robot Control, Nantes, France September 3 – 5, SyRoCo'97 1997
- [ZIA 98] ZIANI-CHERIF S. : '*Contribution à la modélisation, l'estimation des paramètres dynamiques et la commande d'un engin sous-marin*', Thèse soutenue le 25 Mai 1998 à l'IRCyN, Nantes, France Thèse

ANNEXES

A. La masse ajoutée

Prise en compte du phénomène, modèles

L'évaluation du torseur des efforts dus au phénomène de masse ajoutée repose sur le calcul de l'énergie cinétique de la masse d'eau qu'il doit accélérer pour effectuer son déplacement. Afin de faciliter ce calcul, certaines hypothèses sont nécessaires [GOL 76] [SAG 91] :

- le déplacement de l'eau n'est dû qu'à celui du solide, sans autres effets de courant, houle...
- les efforts de pression induits sont concentrés sur la couche d'eau enveloppant le solide,
- le fluide est idéal, incompressible, irrotationnel et infini,
- le solide est parfaitement rigide, son volume est constant.

Dans ces conditions, l'énergie cinétique du fluide environnant le corps s'écrit :

$$T_{fl} = \frac{1}{2} v^T M_A v \quad (\text{A-1})$$

T_{fl} : énergie cinétique du fluide environnant
 v : vitesse du solide
 M_A : matrice des coefficients de masse ajoutée

Avec M_A , définie positive, qui s'écrit :

$$M_A = - \begin{bmatrix} X_{\dot{u}} & X_{\dot{v}} & X_{\dot{w}} & X_{\dot{p}} & X_{\dot{q}} & X_{\dot{r}} \\ Y_{\dot{u}} & Y_{\dot{v}} & Y_{\dot{w}} & Y_{\dot{p}} & Y_{\dot{q}} & Y_{\dot{r}} \\ Z_{\dot{u}} & Z_{\dot{v}} & Z_{\dot{w}} & Z_{\dot{p}} & Z_{\dot{q}} & Z_{\dot{r}} \\ L_{\dot{u}} & L_{\dot{v}} & L_{\dot{w}} & L_{\dot{p}} & L_{\dot{q}} & L_{\dot{r}} \\ M_{\dot{u}} & M_{\dot{v}} & M_{\dot{w}} & M_{\dot{p}} & M_{\dot{q}} & M_{\dot{r}} \\ N_{\dot{u}} & N_{\dot{v}} & N_{\dot{w}} & N_{\dot{p}} & N_{\dot{q}} & N_{\dot{r}} \end{bmatrix} \quad (\text{A-2})$$

Les équations de Kirchhof nous permettent ensuite d'établir les relations entre l'énergie cinétique et les efforts qui induisent cette énergie [FOS 94][ZIA 98][OLG 99]. Nous en donnons ci-dessous la forme générale.

$$\text{Forces : } F_{A_i} = -\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T_{fl}}{\partial v_{1_i}} \right) - v_{2_i} \cdot \frac{\partial T_{fl}}{\partial v_{1_i}} \quad (\text{A-3})$$

$$\text{Couples : } N_{A_i} = -\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T_{fl}}{\partial v_{2_i}} \right) - v_{2_i} \cdot \frac{\partial T_{fl}}{\partial v_{2_i}} - v_{1_i} \cdot \frac{\partial T_{fl}}{\partial v_{1_i}} \quad (\text{A-4})$$

Le développement de ces équations, exprimées dans Rp , fait apparaître des termes dépendant de l'accélération du solide et d'autres de sa vitesse. Le torseur de masse ajoutée s'écrit enfin :

$$\begin{pmatrix} F_A^T \\ N_A^T \end{pmatrix} = -M_A \cdot \dot{v} - C_A(v) \cdot v \quad (\text{A-5})$$

La matrice $C_A(v)$ est la matrice des forces centrifuges et de Coriolis, induites par le phénomène de masse ajoutée.

Deux hypothèses supplémentaires nous permettent de simplifier les coefficients des matrices M_A et C_A [FOS 94][ZIA 98][OLG 99] :

- à faible vitesse, les forces et couples induits par le phénomène de masse ajoutée sont parfaitement découplés,
- le solide possède trois plan de symétrie orthogonaux.

Les matrices M_A et C_A s'écrivent alors :

$$M_A = \begin{bmatrix} -X_u & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -Y_v & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -Z_w & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -L_p & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & M_q & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & N_r \end{bmatrix} \quad (\text{A-6})$$

$$C_A(v) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & -Z_w w & Y_v v \\ 0 & 0 & 0 & Z_w w & 0 & -X_u u \\ 0 & 0 & 0 & -Y_v v & X_u u & 0 \\ 0 & -Z_w w & Y_v v & 0 & -N_r r & M_q q \\ Z_w w & 0 & -X_u u & N_r r & 0 & -L_p p \\ -Y_v v & X_u u & 0 & -M_q q & L_p p & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{A-7})$$

Des études empiriques ont été menées concernant l'identification des coefficients de masse ajoutée sur des formes simples [FOS 94][NEW 77]. Le calcul des coefficients des matrices M_A et C_A dépend donc des différentes approximations de forme que l'on va pouvoir effectuer sur la géométrie du solide pour l'assimiler à une composition de volumes élémentaires dont on connaît les coefficients.

Formes de base

Nous trouvons dans [FOS 94], [NEW 77] et [GOL 76] une méthode d'identification des coefficients de masse ajoutée pour des solides de forme simple. Nous la reproduisons ci-dessous. On peut trouver les développements mathématiques justifiant les approximations faites pour établir cette méthode dans [KIE 96] et [NEW 77].

Les coefficients de masse ajoutée sont tout d'abord calculés en deux dimensions en fonction de la projection du volume des solides en question sur le plan (x,z) (cf. figure A-I).

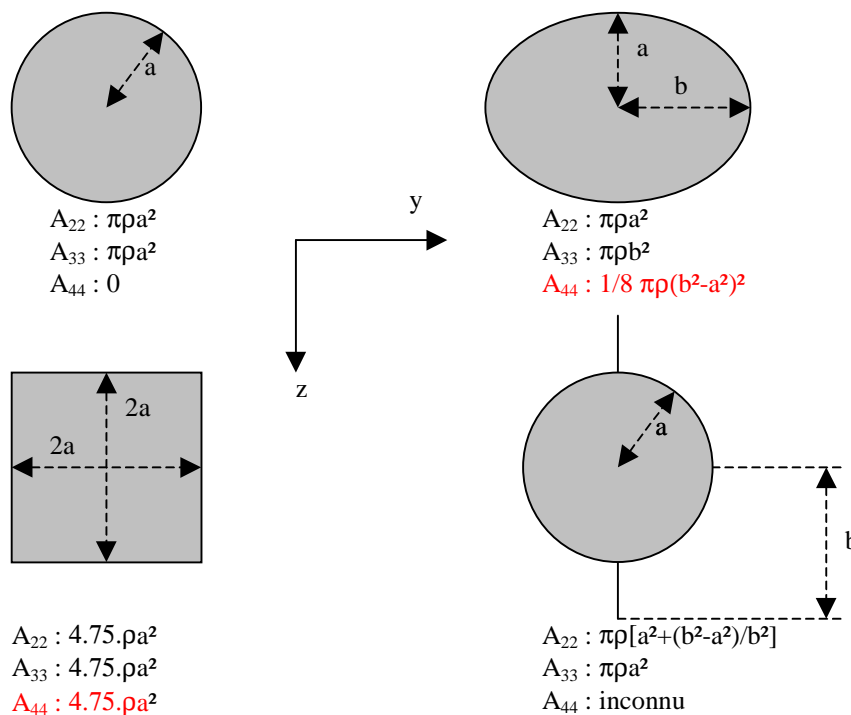


Figure A-I : les coefficients de masse ajoutée 2D [FOS 94]

Pour obtenir la valeur des coefficients 2D de masse ajoutée, on applique les équations A-8, A-9 et A-10.

$$\int_{-L/2}^{L/2} A_{44}^{2D}(y, z) \cdot dx = \int_{-B/2}^{B/2} y^2 \cdot A_{33}^{2D}(x, z) \cdot dy + \int_{-H/2}^{H/2} z^2 \cdot A_{22}^{2D}(x, y) \cdot dz \quad (\text{A-8})$$

$$\int_{-L/2}^{L/2} A_{55}^{2D}(y, z) \cdot dx = \int_{-L/2}^{\Delta} x^2 \cdot A_{33}^{2D}(y, z) \cdot dx + \int_{-H/2}^{H/2} z^2 \cdot A_{11}^{2D}(x, y) \cdot dz \quad (\text{A-9})$$

$$\int_{-L/2}^{L/2} A_{66}^{2D}(y, z) \cdot dx = \int_{-B/2}^{\Delta} y^2 \cdot A_{11}^{2D}(x, z) \cdot dy + \int_{-L/2}^{L/2} x^2 \cdot A_{22}^{2D}(y, z) \cdot dx \quad (\text{A-10})$$

11. L'évaluation des coefficients 3D de masse ajoutée se fait en appliquant les équations A-

$$\begin{aligned} A_{11} = -X_{\ddot{u}} &= \int_{-L/2}^{L/2} A_{11}^{2D}(y, z) \cdot dx \approx 0.1 \cdot m \\ A_{22} = -Y_{\ddot{v}} &= \int_{-L/2}^{L/2} A_{22}^{2D}(y, z) \cdot dx \\ A_{33} = -Z_{\ddot{w}} &= \int_{-L/2}^{L/2} A_{33}^{2D}(y, z) \cdot dx \\ A_{44} = -K_{\dot{p}} &= \int_{-L/2}^{L/2} A_{44}^{2D}(y, z) \cdot dx \\ A_{55} = -M_{\dot{q}} &= \int_{-L/2}^{L/2} A_{55}^{2D}(y, z) \cdot dx \\ A_{66} = -N_{\dot{r}} &= \int_{-L/2}^{L/2} A_{66}^{2D}(y, z) \cdot dx \end{aligned} \quad (\text{A-11})$$

avec
 m : la masse du volume de fluide déplacé par le solide,
 L, B et H sont les dimensions principales de l'engin.

L'approximation pour le calcul de A_{11} est valable pour des formes oblongues, profilées qui offrent peu de résistance dans le sens de la marche de l'engin sous-marin.

Cas d'un solide ayant une projection volumique rectangulaire

Dans le cas d'une forme rectangulaire, la figure A-II décrit un abaque nous permettant d'évaluer les coefficients 2D de masse ajoutée de l'engin.

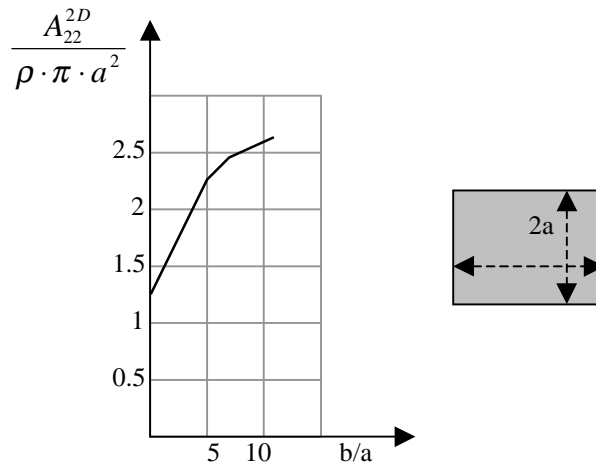


Figure A-II : coefficients de masse ajoutée 2D pour des objets de section rectangulaire.

Approximation d'un cylindre par un ellipsoïde

Les formes cylindriques sont approchées par un ellipsoïde. Soit l'ellipsoïde décrit à la figure A-III.

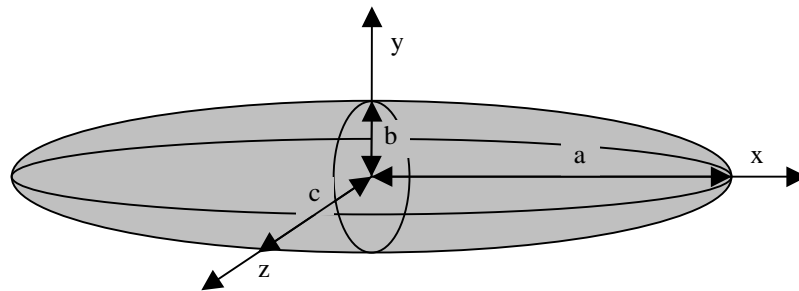


Figure A-III : un ellipsoïde de demis axes a , b et c .

La masse du volume d'eau déplacée par l'ellipsoïde est :

$$m = \frac{4}{3} \cdot \pi \cdot \rho \cdot a \cdot b^2 \quad (\text{A-12})$$

L'excentricité e est définie par :

$$e = 1 - \left(\frac{b}{a}\right)^2 \quad (\text{A-13})$$

Nous définissons alors les constantes α_0 et β_0 comme décrits dans les équations A-14.

$$\alpha_0 = \frac{2 \cdot (1 - e^2)}{e^3} \cdot \left(\frac{1}{2} \cdot \ln \frac{1+e}{1-e} - e \right) \quad (\text{A-14})$$

$$\beta_0 = \frac{1}{e^2} - \frac{1 - e^2}{2 \cdot e^3} \ln \frac{1+e}{1-e}$$

Les coefficients de masse ajoutée, s'écrivent :

$$A_{11} = -X_{\ddot{u}} = \frac{\alpha_0}{2 - \alpha_0} \cdot m$$

$$A_{22} = -Y_{\ddot{v}} = A_{33} = -Z_{\ddot{w}} = \frac{\beta_0}{2 - \beta_0} \cdot m \quad (\text{A-15})$$

$$A_{44} = -K_{\dot{p}} = 0$$

$$A_{55} = -M_{\dot{q}} = A_{66} = -N_{\dot{r}} = -\frac{1}{5} \cdot \frac{(b^2 - a^2)^2 \cdot (\alpha_0 - \beta_0)}{2 \cdot (b^2 - a^2) + (b^2 + a^2) \cdot (\beta_0 - \alpha_0)} \cdot m$$

Les coefficients de masse ajoutée sont ensuite pris en compte dans les matrices de masse ajoutée et de Coriolis comme indiqué aux équation A-6 et A-7.

B. Le nombre de Reynolds

Osbourne Reynolds (1842-1912) réussit au début du siècle à caractériser expérimentalement le type d'écoulement d'un fluide. En observant différents écoulements autour de différents solides, il réussit à mettre à jour un indicateur du type d'écoulement. Ce paramètre n'est autre que le rapport entre les forces d'inertie et les forces de frottements en présence lors des expérimentations. Il est appelé le Nombre de Reynolds. La figure B-I illustre les différents écoulements d'un fluide autour d'un cylindre pour différents Nombres de Reynolds.

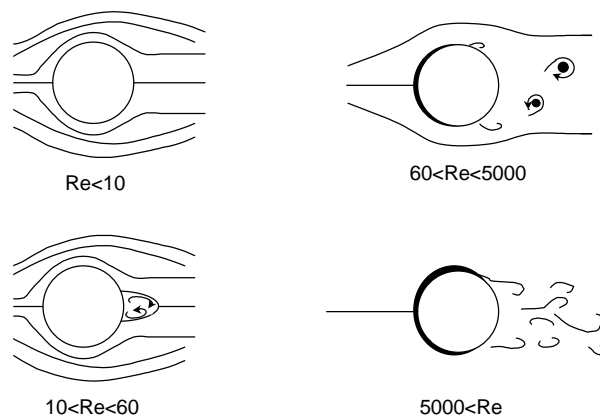


Figure B-I: on constate que pour des nombres de Reynolds inférieurs à 10, l'écoulement du fluide se fait entièrement autour du cylindre et reste en permanence en contact avec lui. C'est le domaine des écoulements laminaires. Pour des nombres de Reynolds supérieurs, on constate, à l'arrière du cylindre l'apparition d'un domaine où le fluide ne circule plus de manière homogène. En fait, il circule

plus lentement que sur le reste de la surface du cylindre. Lorsque le nombre de Reynolds atteint environ 60, on commence à voir apparaître des tourbillons (vortex) à l'arrière du cylindre. Ces tourbillons ont pour effet de ne plus laisser de cylindre en contact homogène avec le fluide. Nous verrons plus loin que ce phénomène engendre des oscillations forcées sur le corps présent dans le fluide. Le nombre de Reynolds augmentant, les tourbillons deviennent de plus en plus importants jusqu'à se retrouver dans le domaine des écoulements turbulents, pour les nombres de Reynolds supérieurs à 5000 [GOL-76].

Le nombre de Reynolds peut être estimé pour des solides de forme simple. Il est fonction de la géométrie de l'objet, de la densité du fluide et de la vitesse relative d'écoulement du fluide par rapport à l'objet. En fonction du nombre de Reynolds, nous pouvons déterminer dans quel type d'écoulement le solide est, et ensuite, grâce aux résultats d'autres études expérimentales, déterminer les différents coefficients nécessaires à l'évaluation des forces de frottements en présence.

Les domaines de validité des modèles que nous considérons pour les différentes forces de frottements impliquent des limites de vitesses pour le solide en mouvement dans le fluide : pour permettre une modélisation simplifiée et réaliste, nous nous plaçons dans le domaine des écoulements laminaires. Dans le cas de systèmes complexes, on estime, pour chaque solide immergé son propre nombre de Reynolds en fonction de sa vitesse, de sa géométrie et de la densité du fluide. La géométrie de l'élément et la densité du fluide sont considérées comme constantes. Se situer dans le domaine des écoulements laminaires implique une limite pour le nombre de Reynolds. Cette limite a donc pour conséquence une limitation de la vitesse des éléments du robot que nous allons modéliser. Nous abordons ce problème au paragraphe 2.5.1 et à l'annexe C.

C. La traînée

Calcul intégral pour évaluer les efforts de traînée pour un cylindre en rotation

Considérons le premier segment du bras de notre robot, assimilé à un cylindre, immergé dans un fluide. Ce cylindre peut tourner autour du point O suivant l'axe y .

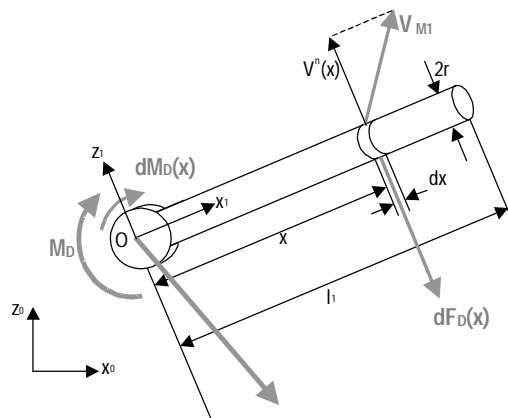


Figure C-1 : calcul de la force de traînée pour un corps cylindrique en rotation.

Considérons maintenant un élément de longueur dx situé à une distance x de l'articulation. Lors d'un mouvement de rotation, cet élément dx produira une force de traînée $dF_D(x)$ et un couple $dM_D(x)$. Dans l'hypothèse de l'absence de courant, la vitesse linéaire de cet élément dx par rapport au fluide, exprimée dans R_I est :

$$V_{M_I}(x) = {}^1R_0 \cdot J_1(q) \cdot \dot{q} \quad (\text{C-1})$$

Nous avons vu que seule la composante normale par rapport à la surface, de la vitesse est significative. Posons donc $V^n(x)$ la projection normale à la surface de la vitesse $V_{M_I}(x)$. La force élémentaire de traînée engendrée par $V_{M_I}(x)$ et exprimée dans R_I est :

$$dF_D(x) \Big|_{R_I} = -0.5 \cdot \rho \cdot C_D \cdot |V^n(x)| \cdot V^n(x) \cdot 2r \cdot dx \quad (\text{C-2})$$

De même, nous calculons le couple élémentaire apparaissant sur l'articulation et dû aux frottements visqueux.

$$dM_D(x) \Big|_{R_I} = -0.5 \cdot \rho \cdot C_D \cdot |V^n(x)| \cdot V^n(x) \cdot 2r \cdot x \cdot dx \quad (\text{C-3})$$

Donc, à chaque instant, pour connaître la force et le moment exercés sur le lien i du manipulateur, on intègre $dF_D(x)$ et $dM_D(x)$ suivant x comme suit :

$$\begin{aligned} F_{Di} &= -0.5 \cdot \rho \cdot C_D \cdot 2r \cdot \int_0^{l_i} |V_i^n(x)| \cdot V_i^n(x) \cdot dx \\ M_{Di} &= -0.5 \cdot \rho \cdot C_D \cdot 2r \cdot \int_0^{l_i} |V_i^n(x)| \cdot V_i^n(x) \cdot x \cdot dx \end{aligned} \quad (\text{C-4})$$

Prise en compte du phénomène de traînée induite

Cette force peut se formuler ainsi [SCH-90] :

$$D_v = A \cdot \cos(4 \cdot \pi \cdot f_v \cdot t + \phi) \quad (\text{0.5})$$

<p>A : projection de la surface frontale perpendiculairement à la vitesse, ϕ : phase, f_v : fréquence d'apparition des tourbillons. D_v, pour <i>Drag – Vortex</i> (SNAME)</p>	
--	--

Pour un cylindre, la fréquence d'apparition des tourbillons est déterminée ainsi :

$$f_v = \frac{S_n \cdot |V|}{D} \quad (0.6)$$

V : vitesse relative du solide par rapport au fluide
 D : diamètre du cylindre,
 S_n : nombre de Strouhal.

Evaluation des coefficients de traînée pour une sphère et un cylindre et limitation de vitesse

Nous reproduisons ci-dessous deux abaques nous permettant de trouver les coefficients de traînée pour une sphère et un cylindre.

Cas de la sphère

Pour une sphère, ou un cylindre, on peut évaluer le nombre de Reynolds comme suit :

$$R_{dsph} = \frac{U \cdot D}{\nu} \quad (C-7)$$

U : vitesse linéaire relative de la sphère par rapport au fluide,
 D : diamètre de la sphère,
 ν : coefficient de viscosité du fluide.

On évalue le coefficient de traînée pour une sphère en fonction du nombre de Reynolds grâce à la figure C-II.

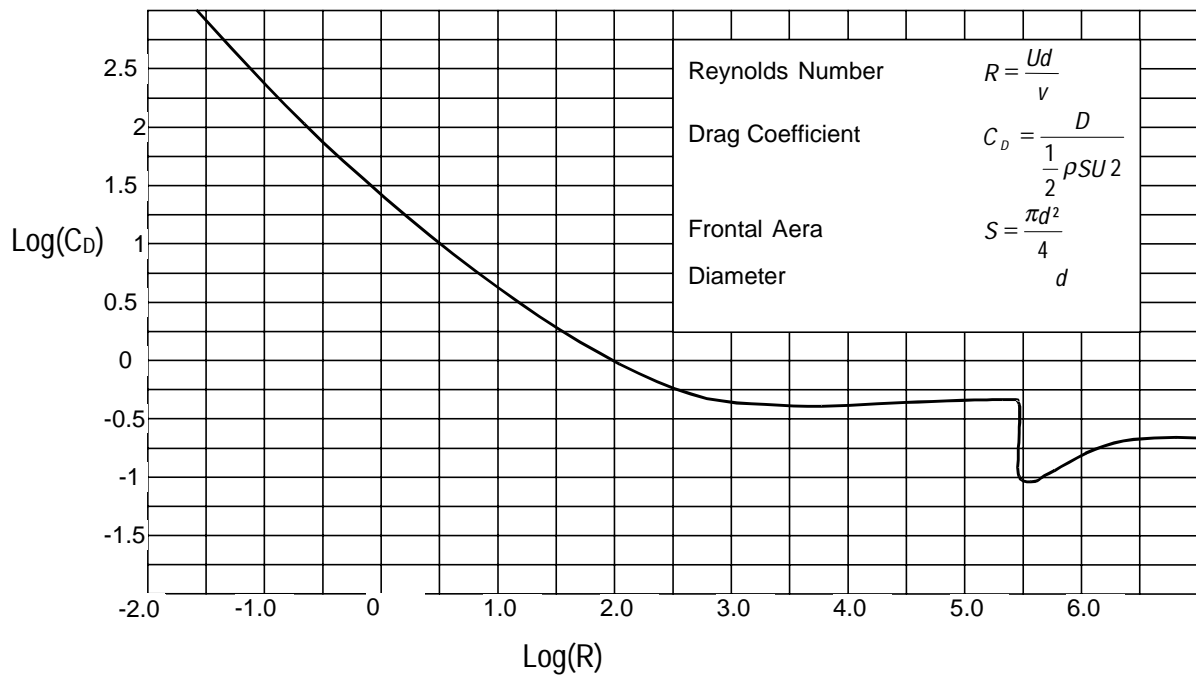


Figure C-II: coefficient de traînée pour une sphère [NEW-77]. On peut remarquer la transition entre les écoulements laminaires et turbulents pour un nombre de Reynolds approximativement égal à $3 \cdot 10^5$. On peut aussi noter la relative constance du coefficient de traînée pour les nombres de Reynolds compris entre 2000 et $3 \cdot 10^5$.

Nous avons fait hypothèse de la constance du coefficient de traînée, que nous avons pris égal à 0.4. Ceci pour des nombres de Reynolds compris entre 2000 et $3 \cdot 10^5$. Ce qui correspond, pour une sphère de diamètre 1m (cas de notre application), et pour un fluide de viscosité $1.56 \cdot 10^{-6}$, à une vitesse, pour la sphère, comprise entre $3.2 \cdot 10^{-3}$ m/s et 0.468 m/s. La limite inférieure n'est pas à prendre en compte. En effet, on peut remarquer que pour des nombres de Reynolds inférieurs à 2000, le coefficient de traînée évolue en fonction inverse de R_{dsph} et donc de U . Cependant, nous nous intéressons ici au calcul de F_D qui évolue en fonction de U^2 . Une étude aux limites de cette fonction permet de justifier l'approximation que nous faisons, à savoir :

$$C_{DSph} = 0.4 \text{ avec comme seule condition } U < U_{MAXSph}$$

$$| \text{a.n. : } U_{MAXSph} = 0.468 \text{ m.s}^{-1}$$

Cas du cylindre

On évalue le nombre de Reynolds pour un cylindre de la même manière que pour une sphère (cf. équation C-7). On évalue le coefficient de traînée pour un cylindre en fonction du nombre de Reynolds grâce à la figure C-III.

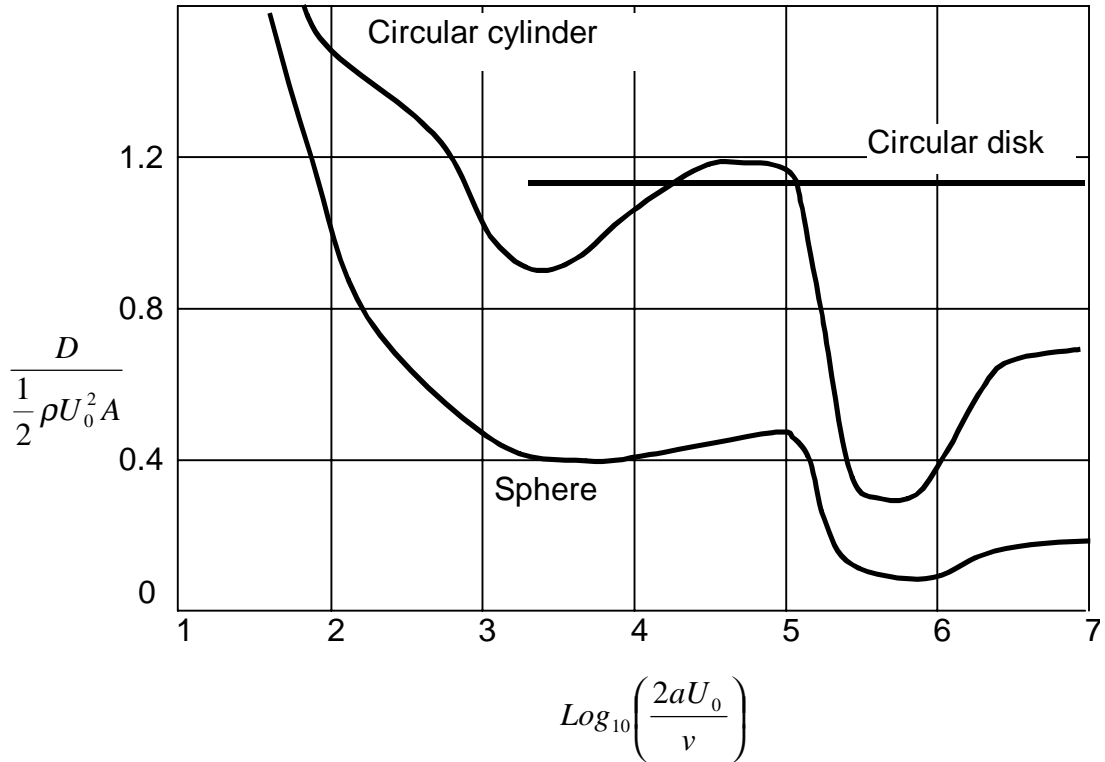


Figure C-III: coefficient de traînée pour un cylindre [BAT-67]. On peut remarquer la transition entre les écoulements laminaires et turbulents pour un nombre de Reynolds d'approximativement 3.10^5 . On peut aussi noter la relative constance du coefficient de traînée pour les nombres de Reynolds compris entre 1500 et 3.10^5 .

Pour les mêmes raisons que nous avons exposées précédemment dans le cas de la sphère, nous choisissons pour le cylindre : $C_{DCyl} = 1$. Ceci impose aussi des limitations pour la vitesse. Cependant, les éléments du manipulateur sont des segments à articulation rotoïde et lors d'un mouvement de leur part, la vitesse n'est pas constante sur la totalité de la surface en contact avec le fluide. Il faut donc imposer une limite de vitesse qui garantisse d'éviter les phénomènes de décollement en bout de bras, dans le cas le plus défavorable.

Nous considérons que le manipulateur est constitué de deux cylindres de diamètre 0.1m et de longueur 0.5m . Le premier est articulé sur la plate-forme par une liaison rotoïde. Le second s'articule sur le premier avec une liaison du même type. La plate-forme a comme limite de vitesse U_{MAXSph} . Donc, la vitesse linéaire maximale présente au bout du manipulateur sera :

$$U_{MAXmp} = \frac{R_{DcylMAX} \cdot \nu}{D} \quad (\text{C-8})$$

$R_{DcylMAX}$: limite entre le domaine laminaire et turbulent (3.10^5),
 D : diamètre du cylindre,
 ν : coefficient de la viscosité du fluide.

En ce qui concerne notre application, on trouve : $U_{MAXSph} = 0.468 \text{ m.s}^{-1}$
 De plus,

$$U_{MAXmp} = U_{MAXsph} + d \cdot \dot{\theta}_{MAX} + l_1 \cdot \dot{\theta}_{1MAX} + l_2 \cdot \dot{\theta}_{2MAX} \quad (\text{C-9})$$

d : entraxe,
 l_1 : longueur du premier lien,
 $\dot{\theta}_{MAX}$: vitesse de rotation maximale de la plate forme,
 $\dot{\theta}_{1MAX}$: vitesse de rotation maximale du 1er lien du manipulateur,
 $\dot{\theta}_{2MAX}$: vitesse de rotation maximale du 2eme lien du manipulateur.

Si nous considérons le problème de signe des vitesses dans l'équation de contrainte C-9, nous obtenons trois conditions qui nous garantissent d'éviter tout phénomène de décollement sur le bras, et ainsi de rester dans le domaine des écoulements laminaires.

$$|d \cdot \dot{\theta}_{MAX} + l_1 \cdot \dot{\theta}_{1MAX} + l_2 \cdot \dot{\theta}_{2MAX}| < U_{MAXmp} - U_{MAXsph} \quad (\text{C-10})$$

$$|d \cdot \dot{\theta}_{MAX} + l_1 \cdot \dot{\theta}_{1MAX}| < U_{MAXmp} - U_{MAXsph} \quad (\text{C-11})$$

$$\sqrt{\dot{x}_0^2 + \dot{y}_0^2} < U_{MAXsph} \quad (\text{C-12})$$

Pour notre application :

$$d = 0.1m., l_1 = l_2 = 0.5m., U_{MAXmp} = 4.68m.s^{-1}, U_{MAXsph} = 0.468m.s^{-1}.$$

Il faut donc prendre garde à respecter ces conditions pour assurer de rester dans le domaine des écoulements laminaires, et ainsi garantir la validité du simulateur.

Nous pouvons donc ainsi évaluer les limitations de vitesses à imposer aux actionneurs du robot.

$$\dot{q}_{MAX} = [\dot{x}_{0MAX} \quad \dot{y}_{0MAX} \quad \dot{\theta}_{MAX} \quad \theta_{1MAX} \quad \theta_{2MAX}]^T \quad (\text{C-13})$$

Pour notre application :

$$\dot{q}_{MAX} = [0.3 \quad 0.3 \quad 1 \quad 1 \quad 1]^T$$

Il est à noter que ces limites ont été calculées dans le 'pire' des cas. C'est à dire dans le cas où la plate-forme a des vitesses linéaires et de rotation qui sont à la limite du régime laminaire dans le cas de la sphère. Ce qui engendre sur le bras des vitesses induites dont il faut tenir compte dans le calcul des vitesses articulaires maximales, pour garantir que les vitesses absolues de tous les éléments du bras ne dépassent pas les limites imposées par le régime laminaire.

D. La portance

Description du phénomène :

Il est tout d'abord important de noter que seuls les phénomènes de décollements (le fluide n'est plus en contact homogène avec le solide) à l'arrière du solide sont à l'origine des forces de portance (contrairement à la traînée) [SCH-90]. Ces situations sont très sensibles aux perturbations causées par l'apparition de tourbillons dans le sillage direct du solide en mouvement. Ceci implique que la force de portance engendrée par ces phénomènes est tributaire de la fréquence d'apparition des tourbillons. Tout ceci est similaire à la modélisation de la traînée induite, mis à part que les forces de portance s'appliquent perpendiculairement à la vitesse relative du solide par rapport au fluide (cf. figure D-I).

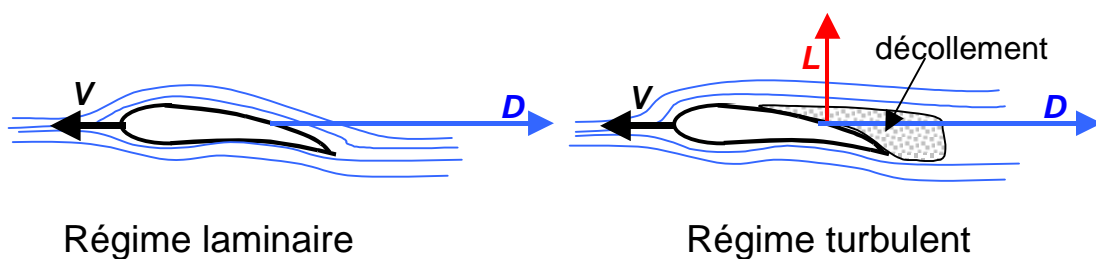


Figure D-I

Régime laminaire : pas de décollement du fluide, force de traînée D , mais pas de portance.

Régime turbulent : décollement du fluide, apparition de la portance L .

Prise en compte du phénomène :

L'amplitude de cette force peut se formuler ainsi [SCH-90] :

$$L = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot C_L \cdot A(\alpha) |v| \cdot v \quad (D-1)$$

ρ : densité du fluide,
 α : angle d'attaque,
 $A(\alpha)$: projection de la surface frontale perpendiculairement à la vitesse. Le signe de $A(\alpha)$ dépend de α ,
 v : vitesse relative du solide par rapport au fluide,
 C_L : coefficient de traînée, L pour *Lift* (SNAME)

On prend en compte les phénomènes d'oscillations forcées dues aux tourbillons ainsi :

$$L_v = L \cdot \cos(2\pi \cdot f_v \cdot t + \gamma) \quad (D-2)$$

γ : phase,
 f_v : fréquence d'apparition des tourbillons (cf. équation []).
 L_v , pour *Lift - Vortex* (SNAME)

Ces phénomènes d'oscillations forcées peuvent dans certains cas avoir des incidences non négligeables. En fonction de la géométrie du solide soumis à ce phénomène, il peut se produire un effet de résonance.

E. Modèle des actionneurs du bras

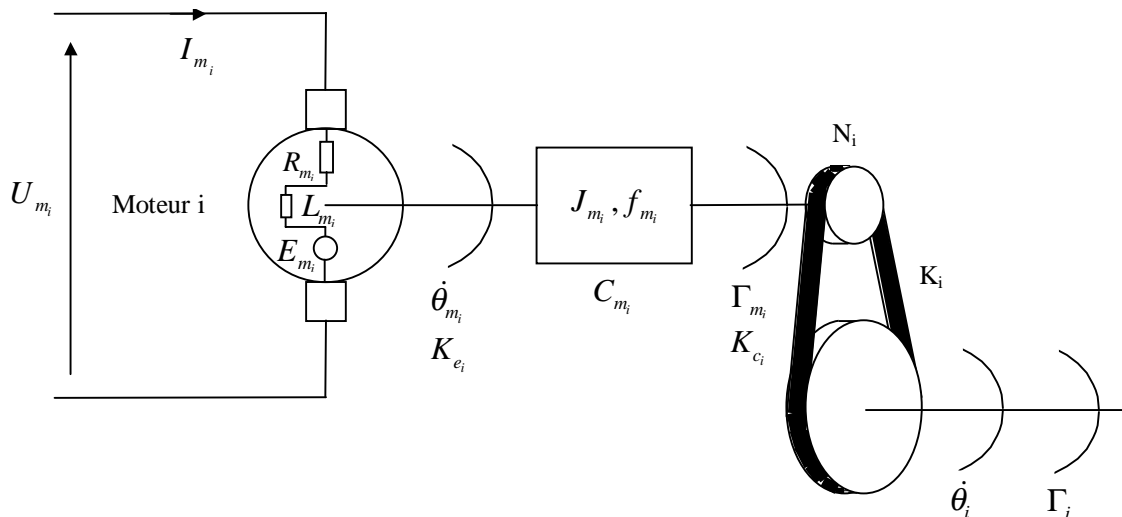


Figure E-1
Modèle électrique et mécanique d'un actionneur du manipulateur.

Mécanique :

J_{m_i} : inertie du moteur i ,
 f_{m_i} : frottement visqueux du moteur i ,
 $\dot{\theta}_{m_i}$: vitesse du moteur i ,
 Γ_{m_i} : couple du moteur i ,
 C_{m_i} : couple résistant du moteur i ,
 N_i : rapport de réduction,
 K_i : élasticité de la transmission.

Électrique :

I_{m_i} : courant d'induit du moteur i ,
 L_{m_i} : inductance du moteur i ,
 U_{m_i} : tension aux bornes du moteur i ,
 R_{m_i} : résistance d'induit du moteur i ,
 E_{m_i} : force contre-électromotrice du moteur i ,
 K_{e_i} : constante électrique du moteur i ,
 K_{c_i} : constante de couple du moteur i .

Tableau des caractéristiques des moteurs du bras :

		Articulation base/bras	2 ^{ème} articulation	Unité
Inertie moteur	J_{m_i}	0.00041	0.00041	(kg.m ²)
Frottement moteur	f_{m_i}	0.00024	0.00024	(N.m.rd ⁻¹ .s)
Résistance d'induit	R_{m_i}	1.66	1.66	(Ω)

Inductance moteur	L_{m_i}	négligé	négligé	(H)
Constante électrique	K_{e_i}	0.2576	0.2576	(V.rd ⁻¹ .s)
Constante de couple	K_{c_i}	0.2576	0.2576	(N.m.A ⁻¹)
Rapport de réduction	N_i	54	54	-
Elasticité transmission	K_i	5	5	(N.m.rd ⁻¹)

Les équations du moteur i s'écrivent :

$$J_{m_i} \ddot{\theta}_{m_i} + f_{m_i} + C_{m_i} = \Gamma_{m_i} \quad (\text{E-1})$$

$$E_{m_i} + L_{m_i} \frac{di}{dt} + R_{m_i} i = U_{m_i} \quad (\text{E-2})$$

$$E_{m_i} = K_{e_i} \dot{\theta}_{m_i} \quad (\text{E-3})$$

$$\Gamma_{m_i} = K_{c_i} i \quad (\text{E-4})$$

En combinant ces quatre dernières équations, il vient l'équation différentielle suivante :

$$\ddot{\theta}_{m_i} = \left[U_{m_i} - \left[K_{e_i} + f_{m_i} \cdot \frac{R_{m_i}}{K_{c_i}} \right] \cdot \dot{\theta}_{m_i} \right] \cdot \frac{K_{c_i}}{R_{m_i} \cdot J_{m_i}} \quad (\text{E-5})$$

La consigne de couple prise en compte par le modèle dynamique a donc la forme :

$$\Gamma_b = (\theta_{m_i} - N_i \theta_i) \cdot K_i \quad (\text{E-6})$$

Les consignes de commande des moteurs sont maintenant les tensions U_{m_i} . Nous imposons une saturation de ces consignes à + ou - 10V. Un schéma global du modèle des actionneurs est présenté à la figure E-II.

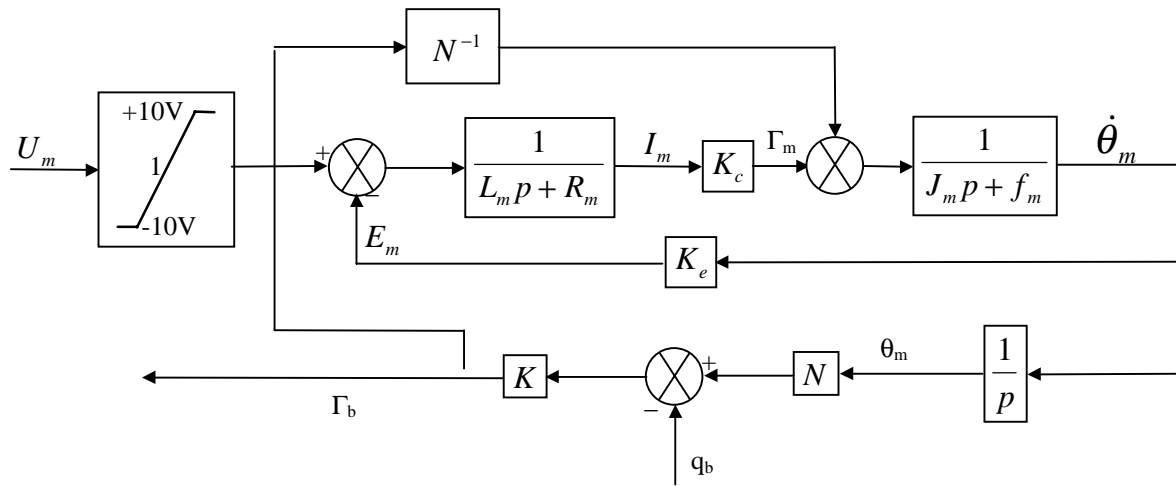


Figure E-II
Schéma bloc du modèle des actionneurs