Thèse

présentée à

L'Université Pierre et Marie Curie

par

Abdenbi MOHAND OUSAID

pour obtenir le diplôme de

Doctorat de l'Université Pierre et Marie Curie

Spécialité : Robotique

Conception d'une chaîne de micro téléopération stable et transparente

---

soutenance prévue le 5 mars 2013

JURY

M.	N. CHAILLET	Professeur à l'Université de Franche-Comté	Rapporteur
M.	P. RENAUD	Professeur à l'Institut National des Sciences Appliquées de Strasbourg	Rapporteur
M.	J. CHEVRIER	Professeur à l'Université de Grenoble	Examinateur
M.	L. BUCHAILLOT	Directeur de recherche CNRS à l'Institut d'Electronique de Microélectronique et de Nanotechnologie de Lille	Examinateur
M.	V. HAYWARD	Co-Directeur de thèse Professeur à l'Université Pierre et Marie Curie	Examinateur
M.	S. REGNIER	Co-Directeur de thèse Professeur à l'Université Pierre et Marie Curie	Examinateur

INVITE

Mme.	A. BOLOPION	Chargé de recherche CNRS à FEMTO-ST	Examinatrice

Thèse

présentée à

L'Université Pierre et Marie Curie

par

Abdenbi MOHAND OUSAID

pour obtenir le diplôme de

Doctorat de l'Université Pierre et Marie Curie

Spécialité : Robotique

Conception d'une chaîne de micro téléopération stable et transparente

---

soutenance prévue le 5 mars 2013

JURY

M.	N. CHAILLET	Professeur à l'Université de Franche-Comté	Rapporteur
M.	P. RENAUD	Professeur à l'Institut National des Sciences Appliquées de Strasbourg	Rapporteur
M.	J. CHEVRIER	Professeur à l'Université de Grenoble	Examinateur
M.	L. BUCHAILLOT	Directeur de recherche CNRS à l'Institut d'Electronique de Microélectronique et de Nanotechnologie de Lille	Examinateur
M.	V. HAYWARD	Co-Directeur de thèse Professeur à l'Université Pierre et Marie Curie	Examinateur
M.	S. REGNIER	Co-Directeur de thèse Professeur à l'Université Pierre et Marie Curie	Examinateur

INVITE

Mme.	A. BOLOPION	Chargé de recherche CNRS à FEMTO-ST	Examinatrice

Résumé

En microrobotique, l'interaction directe avec les objets par l'opérateur est impossible, en raison notamment de leur taille, des phénomènes physiques complexes et de la grande sensibilité des systèmes aux conditions environnementales. Les systèmes de téléopération apparaissent comme un moyen prometteur pour interagir avec l'échelle microscopique où la perception sensorielle humaine a dépassé ses limites. Cependant, ces systèmes doivent répondre à deux problématiques importantes : la transparence du fait des phénomènes physiques complexes qui doivent être retransmis à l'opérateur et la stabilité du fait de la réduction d'échelle. Bien que les travaux actuels aient donné lieu à des systèmes performants, des insuffisances apparaissent notamment par la prise en compte de la spécificité du couplage haptique liée au changement d'échelle, de la mesure de force d'interaction microscopique, de la nature des efforts renvoyés à l'opérateur, de l'inertie importante des interfaces haptiques utilisées, etc. Pour obtenir des systèmes complets et intuitifs, plusieurs points doivent être abordés :

- le choix d'une interface haptique adaptée,
- le développement d'un nouvel outil de mesure de microforces,
- la synthèse de loi de commande,
- l'utilisation d'un couplage bilatéral direct.

Dans cette optique, un nouveau système de téléopération est conçu en prenant en compte les points précédents. Des téléopérations mono-dimensionnelles ont pu être menées sur une goutte d'eau pour valider la chaîne. Plusieurs utilisateurs inexpérimentés ont testé la chaîne au cours de démonstrations publiques. Ils ont tous réussi à utiliser le système pour interagir avec une goutte d'eau en décrivant des cycles d'approche-retrait. Durant ces démonstrations, ils ont pu ressentir les différents efforts d'interaction, notamment le pull-in et le pull-off. Ce travail n'est qu'un premier pas vers des systèmes de micro téléopération intuitifs. Il montre également la faisabilité et l'intérêt de l'approche proposée pour la microrobotique.

Mots clés : microrobotique, téléopération, interface haptique, mesure de force, actionneur électrostatique, schéma de couplage, transparence, stabilité.

Abstract

Direct user interaction in microrobotics is a challenge because of the scale of treated objects, the complexity of the physical phenomena and the high impact of environmental conditions. Teleoperation in this case is a promising approach to supplement human perception. Its success requires a control scheme guaranteeing transparency and stability, to represent complex physical phenomena to the user without degradation. Although several control schemes are proposed with good performances, it clearly appears that there is room for improvement especially in regard to specificities of multiscale haptic coupling, the rendering of the haptic information, force sensing at the microscale, the mechanics of measurement devices... Several issues need to be addressed in this purpose :

- design of an adapted haptic device,
- design of a force sensor with proper dynamic properties and bandwidth,
- development of a case-specific control scheme,
- implementation of bilateral coupling between the haptic device and the force sensor.

Therefore, this thesis describes a novel teleoperation chain for microscale force probing. Experimental validations are carried out, with single axis measurements on a water droplet. The system is also tested by several user with no experience in microscale phenomena. All the test subjects were able to correctly master the approach-and-retreat operations. Various interaction forces, pull-in and pull-off phenomena are correctly rendered. The proposed system is a proof-of-concept of a new design for a microscale force sensing tool, a high-fidelity haptic device, and appropriate bilateral coupling. It also stands for a more widespread use of human-operated microrobotics systems.

Keywords : microrobotics, teleoperation, haptic interface, force measurement, electrostatic actuator, coupling scheme, transparency, stability.

Institut des Systèmes Intelligents et de Robotique
CNRS UMR 72222
4 Place Jussieu - 75005 Paris

Table des matières

Table des matières **i**

Table des figures **v**

Introduction générale **1**

1 Système de téléopération à l'échelle microscopique **5**
1 Téléopération aux petites échelles 6
2 Chaîne de téléopération à l'échelle microscopique 8
2.1 Outils de mesure à l'échelle microscopique 9
2.1.1 Outil de mesure passif 10
2.1.1.1 Microscope à force atomique 11
2.1.1.2 Micro-capteur piézoélectrique 12
2.1.1.3 Capteur de forces par jauges de déformation . . . 13
2.1.1.4 Capteur à effet électrostatique (capacitif) 15
2.1.1.5 Capteur de forces par lévitation 17
2.1.1.6 Capteur de forces par la méthode de self-sensing . 18
2.1.2 Outil de mesure actif 19
2.1.2.1 Le prototype SFA (Surface Force Apparatus) . . 21
2.1.2.2 Capteur de microforces actif piézoélectrique . . . 21
2.1.2.3 Capteur de forces par lévitation magnétique . . . 21
2.2 Interface haptique à retour d'effort 22
2.2.1 Interfaces à structure série 22
2.2.1.1 Virtuose d'Haption 23
2.2.1.2 PHANToM 23
2.2.2 Interfaces à structure parallèle 23
2.2.2.1 DELTA(OMEGA) de Force Dimension 24
2.2.2.2 Pantograph de l'université de McGill 24

2.2.2.3 Interface SPIDAR . . . 24
2.2.2.4 Interface Maglev à suspension magnétique . . . 25
2.2.2.5 System ERGOS . . . 25
2.3 Couplage haptique . . . 26
2.3.1 Schémas de couplage . . . 26
2.3.2 Transparence . . . 28
2.3.3 Stabilité . . . 28
2.3.4 Conclusion . . . 30
3 Systèmes de micro téléopération existants . . . 30
4 Objectifs et approche retenue . . . 35

2 Interface haptique à un degré de liberté 39
1 Nouvelle approche de conception d'interface haptique . . . 40
1.1 Problématique . . . 40
1.2 Approche d'actionnement à deux étages . . . 41
1.3 Interface haptique série à un seul degré de liberté . . . 42
1.3.1 Couplage visqueux . . . 42
1.3.2 Prototype réalisé . . . 42
1.3.3 Fonctionnement de l'interface . . . 43
1.4 Conclusion . . . 46
2 Commande et transparence de l'interface haptique . . . 46
2.1 Commande de l'interface haptique . . . 46
2.2 Commande par placement de pôle polynomial (RST) . . . 48
2.2.1 Régulation (calcul de $R(z^{-1})$ et $S(z^{-1})$) . . . 49
2.2.2 Poursuite (calcul de $T(z)$) . . . 51
2.3 Synthèse de la commande RST . . . 51
2.4 Performances de la commande RST . . . 52
2.5 Conclusion . . . 55
3 Évaluation de l'interface haptique . . . 56
3.1 Méthode . . . 57
3.1.1 Sujets . . . 57
3.1.2 Stimulus . . . 57
3.1.3 Procédure . . . 58
3.2 Résultat . . . 59
3.3 Discussion . . . 60
4 Conclusion . . . 60

3 Conception et réalisation de l'outil de mesure de microforces 61
1 La mesure de microforces . . . 62
1.1 Les différents besoins . . . 62
1.2 Les limitations actuelles . . . 63
1.3 Solution proposée . . . 63
2 Actionneurs électrostatiques . . . 65
2.1 Principe d'un actionneur électrostatique . . . 66
2.2 Actionneurs électrostatiques élémentaires . . . 66

2.2.1 Actionneur vertical à plaques parallèles 66
2.2.2 Actionnement latéral à plaques parallèles 67
2.2.3 Peignes interdigités 68
2.3 Conclusion 68
3 Conception du prototype 69
3.1 Suspension 69
3.2 Actionneur bipolaire différentiel 72
3.3 Mesure de la position de la sonde 73
3.4 Principe de mesure de forces 74
4 Réalisation et caractérisation du prototype 75
4.1 Réalisation du prototype 75
4.2 Caractérisation du prototype 79
4.2.1 Etalonnage du prototype 79
4.2.2 Identification de la réponse du prototype 82
5 Conclusion 84

4 Conception et validation de la chaîne de micro téléopération 87
1 Propriétés du prototype en boucle ouverte 88
2 Capteur de force actif 90
2.1 Principe de mesure de force actif 90
2.2 Commande H_∞, approche standard 91
2.3 Asservissement du prototype par commande H_∞ 93
2.4 Validation du prototype 93
2.4.1 Cycle d'approche-retrait 93
2.4.2 Banc expérimental 96
2.4.3 Mesure de force sur un cycle d'approche-retrait 97
2.4.4 Comparaison des performances 98
2.5 Propriétés du prototype asservi 100
2.6 Conclusion 101
3 Conception de la chaîne de micro téléopération directe 102
3.1 Couplage haptique 102
3.1.1 Systèmes maître et esclave de la chaîne 102
3.1.2 Couplage direct 103
3.2 Stabilité et transparence de la chaîne 103
3.2.1 Étude de la stabilité de la chaîne 103
3.2.2 Étude de la transparence de la chaîne 105
3.3 Validation de la chaîne sur un cycle d'approche-retrait 107
3.3.1 Plate forme expérimentale 108
3.3.2 Tests et résultats 108
3.4 Discussion 111
4 Étude de la miniaturisation du capteur de force 112
5 Conclusion 113

Conclusions et perspectives 115

Annexes **119**

A Notations et abréviations **119**

B Problème standard H_∞ **123**

C Choix des pondérations **129**

Bibliographie **131**

Liste des publications **139**

Table des figures

1.1 Exemple de téléopération directe. 7
1.2 Exemple de téléopération virtuelle. 8
1.3 Exemple de téléopération augmentée. 8
1.4 Éléments composant une chaîne de micro téléopération et informations échangées. 9
1.5 Principe d'un outil de mesure passif. 11
1.6 Principe de mesure de forces avec un AFM. 12
1.7 Structure d'un capteur de forces PVDF à 2 axes. 13
1.8 Préhenseur avec jauges piézorésistives intégrées. 14
1.9 Principe du capteur capacitif 15
1.10 Capteur reposant sur le principe électrostatique. 16
1.11 Capteurs de forces capacitifs. 16
1.12 Mesure de forces par lévitation magnétique. 17
1.13 Principe de la méthode de self-sensing. 18
1.14 Principe d'un capteur actif. 19
1.15 Principe d'un capteur de forces piézoélectrique. 21
1.16 Interfaces à structure série. 23
1.17 Interfaces à structure parallèle. 24
1.18 Interfaces Maglev et ERGOS. 25
1.19 Shéma de couplage à retour d'effort direct (DFF). 27
1.20 Schéma de couplage force position (FP). 27
1.21 Télémanipulateur idéalisé 28
1.22 Système de téléopération développé par l'équipe de H. Hashimoto. 31
1.23 Système de nanomanipulation, Institut of Industrial Sciences, Tokyo. . . . 31
1.24 Interfaces haptiques à retour d'effort. 33
1.25 Système de téléopération à deux poutres. 33

2.1 Approche possible de couplage d'actionneurs. 41

2.2 Modèle CAO et prototype réalisé 44
2.3 Coupleur visqueux à base de courant de Foucault. 45
2.4 Fonctionnement de l'interface. 45
2.5 Schéma de commande simplifié. 47
2.6 Schéma de commande de l'interface. 48
2.7 Structure d'un contrôleur polynomial (RST). 48
2.8 Structure d'un contrôleur polynomial, poursuite et régulation. 51
2.9 Mise en œuvre de la commande. 53
2.10 Réponse de l'interface à une consigne de couple de 10 mN · m. 53
2.11 Réponse de l'interface à une consigne de couple de 5 mN.m. 54
2.12 Réponse de l'interface à une consigne de couple nulle. 54
2.13 Schéma équivalent avec la commande RST. 55
2.14 Dispositif expérimental. 56
2.15 Stimulus. 57
2.16 Résultat pour les conditions A et B avec ajustement de données. 59

3.1 Exemple de micropince actionnée par un peigne interdigité. 65
3.2 Exemple de robot mobile par actionnement électrostatique de type Scratch drive Actuator. 65
3.3 Actionneur basique et actionneur électrostatique à plaques parallèles. . . . 67
3.4 Actionneur électrostatique latéral à plaques parallèles. 67
3.5 Actionneur à peignes interdigités. 68
3.6 Suspension. 69
3.7 Schéma de la suspension. 70
3.8 Mécanisme de positionnement et de réglage de la tension des fibres. 71
3.9 Actionneur bipolaire différentiel. 72
3.10 Électronique de puissance. 73
3.11 Système de mesure du déplacement de l'actionneur. 74
3.12 Modèle CAO du prototype. 76
3.13 Prototype réalisé. 77
3.14 Vue arrière du prototype. 78
3.15 Système de mesure de position. 79
3.16 Réponse de la photodiode. 80
3.17 Réponse de l'actionneur. 82
3.18 Banc expérimental pour l'enregistrement de la réponse indicielle du prototype. 83
3.19 Réponse indicielle expérimentale et simulée du prototype. 84

4.1 Observation de l'hystérésis du capteur pour différentes valeurs de fréquence. 89
4.2 Asservissement du prototype. 91
4.3 Mise en place des pondérations. 92
4.4 Fonctions de pondération et marges de stabilité. 94
4.5 Réponse indicielle expérimentale et simulée du prototype commandé par le correcteur H_∞ 94
4.6 Cycle d'approche-retrait d'une pointe AFM. 95

4.7 Banc expérimental. 96
4.8 Courbe de force sur un cycle d'approche-retrait. 97
4.9 Interaction sonde/goutte d'eau 98
4.10 Courbes de force sur un cycle d'approche-retrait 99
4.11 Mesure de force sur deux cycles sur un laps de temps de 7 s 101
4.12 Modèle de la chaîne. 104
4.13 Conditions de stabilité de Llewelyn. 105
4.14 Diagramme de Bode des impédances du schéma de couplage. 107
4.15 Plate forme expérimentale. 108
4.16 Courbe de force ressenti par l'opérateur. 109
4.17 Courbes de force sur un cycle d'approche-retrait avec retour haptique . . . 110
4.18 Exemples de composants MEMS. 112

B.1 Schéma de synthèse considéré. 123
B.2 Problème H_∞ standard. 124
B.3 Mise en place des pondérations. 126
B.4 Comportement asymptotique des transferts principaux de la boucle fermée. 126

Introduction générale

Dans le contexte de la microrobotique, l'interaction de l'opérateur avec les échelles microscopiques constitue un problème crucial pour l'appréhension du micromonde. Cette problématique concerne des domaines aussi variés que la science des matériaux, la biologie, l'enseignement des nanosciences, la conception de micro/nanosystème ou encore l'analyse des phénomènes physiques propres au micromonde. Cependant, à cette échelle, l'interaction directe avec les objets est impossible du fait de la réduction d'échelle. En effet, le comportement des micro-objets n'est plus gouverné par les forces volumiques comme le poids ou les forces d'inertie, mais par les forces surfaciques adhésives comme les forces capillaires, les forces électrostatiques et les forces de van der Waals. La physique d'un tel environnement diffère donc complètement de celle du macromonde perceptible par l'humain. Ainsi, l'appréhension de cette échelle ne peut s'effectuer par simple homothétie de l'échelle macroscopique, et nécessite donc une attention particulière. Les systèmes de téléopération à retour d'effort apparaissent comme un moyen unique pour interagir avec cette échelle où la perception sensorielle humaine a dépassé ses limites. Le rôle de ces systèmes est de contribuer à interagir avec l'échelle microscopique et à mieux ressentir les phénomènes physiques propres à celle-ci. Cependant, ces systèmes doivent répondre à deux propriétés importantes, la transparence et la stabilité, pour que l'interaction deviennent intuitive. La transparence quantifie la capacité du système à retransmettre fidèlement les interactions microscopiques à l'opérateur. La stabilité est une condition nécessaire, puisqu'un système instable risque de causer des dommages sur les outils utilisés et les objets manipulés.

Plusieurs systèmes de téléopération, avec ou sans retour d'effort, ont émergé. Ceux-ci sont généralement réalisés par le couplage d'un outil de manipulation, avec ou sans mesure de force, et d'une interface haptique commerciale. A notre connaissance, très peu de ces systèmes font état d'un ressenti naturel des interactions à l'échelle microscopique. Il est

en effet difficile d'obtenir des couplages haptiques à la fois stables et transparents. Les faibles variations d'efforts et les champs de forces complexes ne sont, par exemple, pas transmis. La stabilité des systèmes est difficile à assurer du fait de la différence d'échelle, de la nature des interfaces et des outils de mesure utilisés. Ainsi, les applications sont limitées notamment par les problèmes de mesures de forces à l'échelle microscopique, ou par les interfaces haptiques peu adaptées ou de qualité insuffisante. Pour aboutir à des systèmes de téléopération performants et intuitifs, une solution possible est de travailler en amont sur la transparence et la stabilité du système maître et du système esclave. Les principaux aspects scientifiques de cette solution sont traités dans cette thèse :

- le choix d'une interface haptique adaptée à l'exploration des échelles microscopiques,
- le développement d'un nouvel outil de mesure capable de mesurer les forces au contact et à distance (comme les efforts de pull-in et de pull-off),
- la synthèse de lois de commande pour améliorer la transparence et la stabilité du système maître et du système esclave de la chaîne de téléopération,
- l'usage d'un schéma de couplage bilatéral direct assurant une haute qualité de ressenti d'effort.

Le travail présenté dans ce manuscrit a été effectué dans l'équipe *INTERACTION* de l'Institut des Systèmes Intelligents et de Robotique de l'Université Pierre et Marie Curie (UMR 7222). Il a été initié par le groupe *Micro-Nano Robotique* et le groupe *Perception mécanique et mécanique de la perception*. Le manuscrit se divise en quatre chapitres. Chaque chapitre est dédié à une problématique spécifique de la téléopération à l'échelle microscopique. Les notations et les abréviations utilisées sont regroupées dans l'annexe A. Elles sont valables pour l'ensemble du manuscrit, sauf indication contraire.

Le premier chapitre présente la téléopération avec retour d'effort à l'échelle microscopique. L'intérêt de la téléopération pour interagir avec le micromonde est mis en évidence. Trois classes de téléopération apparaissent selon les objets considérés, la téléopération directe, virtuelle et augmentée. Seule la première est traitée dans cette thèse. L'architecture d'un système de téléopération directe est présentée. Les différents éléments qui le constituent sont détaillés notamment l'outil de mesure et l'interface haptique. Il apparu important de connaître les limites de ces éléments et les difficultés qui en découlent. Ensuite, les deux schémas de couplage classiques sont présentés. Les notions de transparence et de stabilité sont introduites. Elles sont utilisées tout au long de ce travail, en particulier pour quantifier les performances de la nouvelle chaîne de téléopération présentée au quatrième chapitre. Un état de l'art montre que les systèmes de téléopération existants souffrent notamment de la variation d'échelle et de la mesure de microforces. La dernière partie du chapitre présente l'approche proposée pour la conception d'une nouvelle chaîne de téléopération.

Le deuxième chapitre concerne l'étude du système maître de la chaîne de téléopération proposée. Par rapport au chapitre précédent, un problème apparaît, lié à l'inertie importante des interfaces haptiques classiques utilisées dans les systèmes de téléopération.

Dans l'optique de surmonter cette limitation, cette étude s'appuie sur le travail entamé dans notre laboratoire sur la conception d'une nouvelle interface haptique. Le principe d'actionnement à deux étages et le prototype qui en découle sont présentés. Celui-ci est constitué de deux moteurs de puissances différentes, couplés par un coupleur visqueux dissipatif à base de courants de Foucault. Le petit moteur compense le couple de sortie en régime transitoire et le gros moteur produit le couple en régime établi. Une commande polynomiale est synthétisée pour améliorer la transparence de cette interface en dissociant la dynamique de son gros moteur du ressenti utilisateur. Par ailleurs, des tests utilisateurs sont menés pour évaluer les capacités de cette interface par rapport à une interface à un seul moteur. Les résultats obtenus montrent la faisabilité et l'intérêt de l'approche d'actionnement à deux étages pour la conception d'une interface haptique adaptée à l'exploration des échelles microscopiques.

Le troisième chapitre traite de la conception d'un nouvel outil de mesure de microforces. Par rapport au chapitre précédent, un autre problème important se pose, lié à la mesure de microforces. Il s'agit dans ce cas de développer un outil capable de mesurer les phénomènes propres au micromonde, notamment l'effort de pull-in et de pull-off. L'approche proposée pour surmonter les limitations des outils présentés dans le premier chapitre s'appuie sur trois principes : la suspension de la partie mobile, l'actionnement sans contact et la mesure de force active. Seuls les deux premiers principes sont traités dans ce chapitre. La conception de l'outil est détaillée dans un premier temps. Le prototype réalisé est ensuite présenté. L'étalonnage du prototype et l'identification de son comportement sont effectués pour préparer l'étape aval de commande, abordée dans le dernier chapitre.

Le dernier chapitre est consacré à la mise en place de la chaîne de téléopération. Au préalable, le principe de mesure actif est traité. A cet effet, une commande H_∞ est proposée, analysée, puis appliquée pour l'asservissement de l'outil de mesure. Le correcteur compense, en temps réel, l'effet des forces d'interaction entre la sonde de l'outil et l'échantillon. La force à mesurer apparaît comme une perturbation à rejeter. Ainsi, la mesure de force est liée à la sortie du correcteur, et non pas à la mesure de la position de la sonde. Les tests de validation montrent la prédisposition de l'outil pour la mesure de force à l'échelle microscopique. Ensuite, la conception de la chaîne est traitée. Elle s'appuie sur le couplage de l'interface haptique et de l'outil présentés dans les deux précédents chapitres. Le couplage direct est utilisé pour connecter les deux systèmes intrinsèquement passifs en terme d'énergie. Seuls deux gains homothétiques mettant à l'échelle les variables de force et de position sont nécessaires. Une étude théorique est menée pour démontrer la transparence et la stabilité de la chaîne. Des premiers résultats sont donnés sur des téléopérations mono-dimensionnelles d'approche-retrait sur une goutte d'eau. Durant ces expériences, les différents efforts d'interaction sont ressentis d'une façon naturelle pour la première fois à notre connaissance, la force d'attraction ou pull-in et la force de détachement ou pull-off. Ces résultats apparaissent comme un premier pas vers des systèmes de téléopération stables et transparents. Ils montrent également la faisabilité et l'intérêt de l'approche proposée.

Enfin, des conclusions rappellent les différents travaux de cette thèse et quelques pistes de perspectives ouvrent différents aspects de ce thème de recherche.

Chapitre 1

Système de téléopération à l'échelle microscopique

L'apport des systèmes de téléopération pour interagir avec des environnements hostiles, géographiquement distants, virtuels ou inaccessibles à l'homme est considérable et leur intérêt n'est plus à démontrer. Ces systèmes sont notamment exploités aux échelles microscopiques puisque l'interaction directe avec des objets de cette taille est impossible. Pour accroitre l'interactivité de ces systèmes, un retour d'effort est généralement introduit.

Pour explorer le micromonde [1] et interagir avec des objets microscopiques, réels ou virtuels, il est impératif de maîtriser les performances des systèmes de téléopération. Le but de ce chapitre est d'exposer la structure d'un système de téléopération et les outils associés pour mesurer ses performances. Les difficultés inhérentes à ces échelles sont donc abordées. Elles montrent la nécessité de développer des systèmes dédiés à ces échelles. Une analyse de l'état de l'art des systèmes de téléopération existants dresse les différentes contraintes qui limitent les application actuelles.

Dans un premier temps, la téléopération au sens large ainsi que les différents types de téléopération sont abordés. Dans un deuxième temps, l'architecture d'un système de téléopération directe à l'échelle microscopique et les éléments le composant sont détaillés. Trois éléments importants sont considérés : l'*outil de mesure* [2] de microforces [3], l'*interface haptique* à retour d'effort et le *couplage haptique*. La troisième partie traite des schémas de coulage et des propriétés relatives à la mesure des performances d'un système de

1. Échelles microscopiques où évoluent des objets de 1 μm à 1 mm et où les forces mises en jeu sont de quelques micronewtons à quelques millinewtons.
2. Capteur.
3. Forces de l'ordre du micronewton.

téléopération, la transparence et la stabilité. Ces deux indicateurs sont utilisés dans le chapitre 4 pour quantifier la chaîne de micro téléopération proposée dans cette thèse. La quatrième partie présente quelques travaux existants en micro téléopération directe. Enfin, l'approche proposée dans le cadre de ce travail pour la conception d'une nouvelle chaîne de téléopération intuitive est exposée.

1 Téléopération aux petites échelles

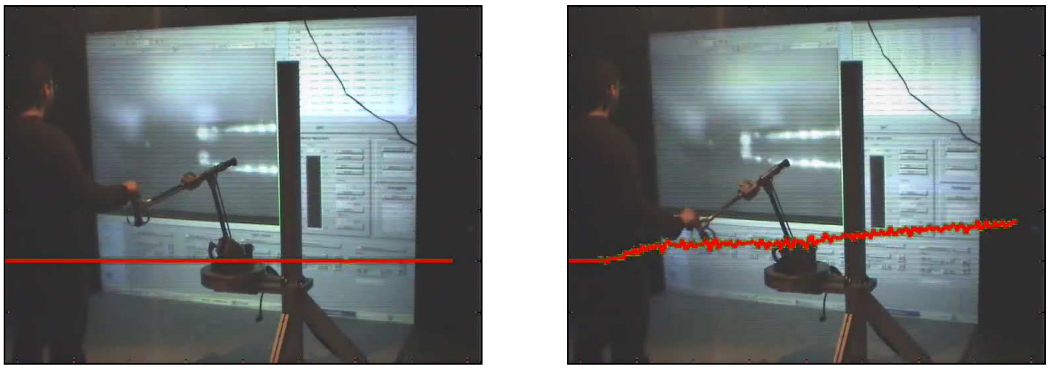
La téléopération ou "opération à distance" est l'ensemble des techniques qui permettent à l'opérateur de transposer ses capacités d'action en temps réel (observation, manipulation) à distance par le biais de retours sensoriels [Garrec 02]. Elle consiste à manipuler un objet distant à l'aide d'un **système maître** (*robot maître*) commandant un **système esclave** (*robot esclave*). La distance entre le système maître et le système esclave peut varier de quelques dizaines de centimètres pour les applications en micromanipulation, à plusieurs millions de kilomètres pour les applications spatiales. Cette technique est utilisée pour interagir avec des environnements hostiles comme les centrales nucléaires, les environnements géographiquement distants notamment dans le cadre de missions spatiales ou inaccessibles à l'homme de par la différence d'échelle.

Les premiers systèmes de téléopération ont été développés au sein du "Argonne National Laboratory" aux USA au cours des années 50 pour des applications nucléaires civiles et militaires. Le rôle de ces systèmes est de manipuler des objets en milieu hostile. De 1950 à 1970, la plupart des systèmes de téléopération développés ont une cinématique identique coté robot esclave et robot maître. Les contrôleurs maître et esclave sont implémentés séparément. Avec l'avènement du contrôle numérique, en 1970, il est devenu possible de combiner des robots esclaves et des robots maîtres ayant des cinématiques différentes. Entre 1970 et 1980, le laboratoire Jet Propulsion de la NASA a connu d'impressionnantes avancées en téléopération spatiale. A la même période, Ken Salisbbury, Blake Hannaford, Antal Bejczy et Paolo Firini ont défini les bases de la téléopération moderne. Le retour d'informations dans ces systèmes est assuré par un retour visuel, qui s'avère suffisant pour des applications à l'échelle macroscopique.

A partir des années 90, plusieurs travaux de téléopération couplent les échelles microscopiques aux échelles macroscopiques pour donner à un opérateur humain une interaction avec le micromonde, réel ou virtuel [Hatamura 90] [Hollis 90] [Sitti 98a] [Sitti 03] [Shirinov 04]. Un retour d'effort est utilisé pour accroitre l'interactivité de ces systèmes. Ce retour est rendu nécessaire par le retour visuel réduit à cette échelle. De plus, comme la taille des objets, les forces et les accélérations mises en jeu dans le macro monde sont d'un ordre de grandeur totalement différent de celles des échelles microscopiques, des gains homothétiques en position et en force sont ajoutés pour réaliser un couplage bilatéral entre le système maître et le système esclave. Dans la suite du chapitre, nous présenterons quelques systèmes de téléopération dédiés à l'exploration des échelles microscopiques.

Selon l'objet considéré à l'échelle microscopique, réel ou virtuel, trois types de téléopération sont définis : la téléopération directe, virtuelle ou augmentée.

La téléopération directe Dans les systèmes de téléopération directe l'opérateur agit à l'aide du robot maître sur un robot esclave qui manipule un objet réel. Le robot esclave et l'objet évoluent dans un environnement réel où les efforts mis en jeux sont compris entre quelques centaines de nanonewtons et quelques centaines de micronewtons. Comme ces efforts sont imperceptibles à l'échelle humaine, un système robotisé de manipulation est nécessaire pour les transmettre à l'opérateur. Une description générale des éléments qui le composent est donnée dans la deuxième partie de ce chapitre. Une application classique de ce mode de téléopération est la saisie statique et la dépose par roulement de microsphères (voir figure 1.1).



(a) *Saisie statique* **(b)** *Dépose par roulement*

Figure 1.1 - *Exemple de système de téléopération directe utilisé pour la manipulation d'un grain de pollen [Dionnet 05].*

La téléopération virtuelle L'objet manipulé par l'opérateur et la scène dans laquelle il évolue sont virtuels. L'interaction entre le robot esclave et l'objet s'effectue dans un simulateur (voir figure 1.2). Une application classique est la manipulation de molécules, en utilisant par exemple le simulateur SAMSON [4] (simulateur développé par l'INRIA [5]) [Bolopion 10].

La téléopération augmentée Elle combine les deux solutions de téléopération précédentes. L'opérateur entre en interaction avec un objet dans un environnement virtuel, qui représente la scène réelle (voir figure 1.3). L'intérêt de ce type de téléopération est de donner à l'opérateur accès à des indications qui ne sont pas disponibles directement par la mesure. Ainsi, l'opérateur est assisté lors des tâches de manipulation. Une illustration

4. Système Adaptatif pour la Modélisation et la Simulation d'Objets Nanoscopiques
5. Institut National de Recherche en Informatique et en Automatique

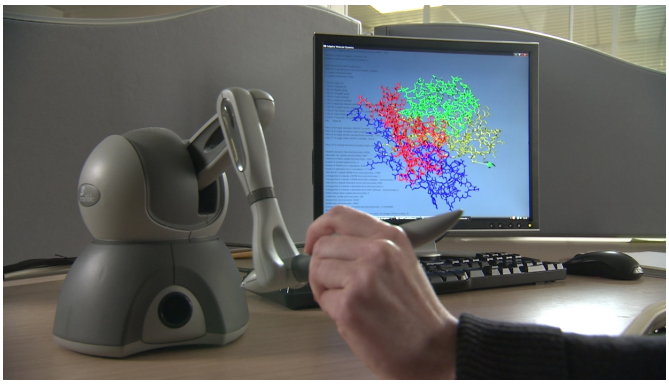
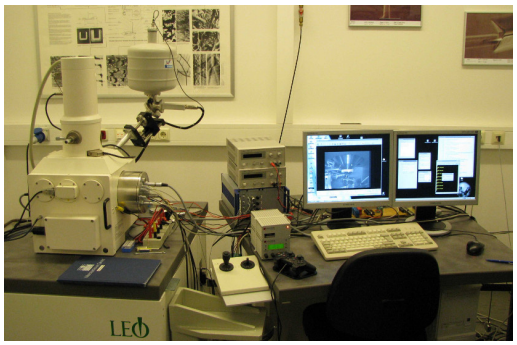
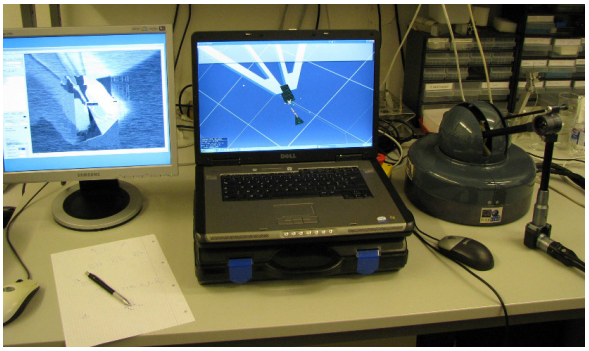


Figure 1.2 - *Exemple de téléopération virtuelle : une interface haptique est couplée avec le logiciel SAMSON [Bolopion 10].*

classique de ce type de téléopération est la reconstruction d'efforts à partir d'images provenant d'un microscope électronique à balayage (SEM [6]) dont la fréquence d'acquisition est trop faible pour qu'elles soient exploitées pour le calcul du retour d'effort [Vitard 08]. Ce



(a) *Le SEM et son dispositif de contrôle.*



(b) *Simulateur de réalité virtuelle et interface haptique*

Figure 1.3 - *Exemple de système de téléopération augmentée [Vitard 08].*

travail de thèse se focalise sur la téléopération directe à l'échelle microscopique. L'objectif est d'offrir à l'opérateur un ressenti intuitif des efforts physiques d'interaction propres à l'environnement microscopique, compris entre quelques μN et quelques centaines de μN, qui sont normalement inaccessibles à la perception humaine.

2 Chaîne de téléopération à l'échelle microscopique

Le terme "chaîne de téléopération à l'échelle microscopique" [7] désigne un ensemble de deux systèmes -maître et esclave- reliés par un couplage haptique. Ce système donne

6. Scanning Electron Microscope
7. Appelée aussi chaîne de micro téléopération.

à l'opérateur la capacité d'interagir avec un environnement microscopique normalement inaccessible à l'homme. En effet, à cette échelle, l'interaction directe avec un objet est impossible de par sa taille, la complexité des champs de forces et la grande sensibilité du système aux conditions environnementales. La figure 1.4 illustre les différents éléments composant une chaîne de téléopération directe. L'opérateur manipule un système maître, une **interface haptique** pour contrôler un système esclave, l'**outil**, tout en ressentant les efforts d'interaction qui lui sont appliqués par l'environnement. L'interface haptique et l'outil sont couplés par un couplage haptique, qui retranscrit les positions, les vitesses et les efforts macroscopiques en grandeurs microscopiques et réciproquement. Bien que ce système offre un grand potentiel, la liaison Interface/Outil n'est pas triviale. Dans cette

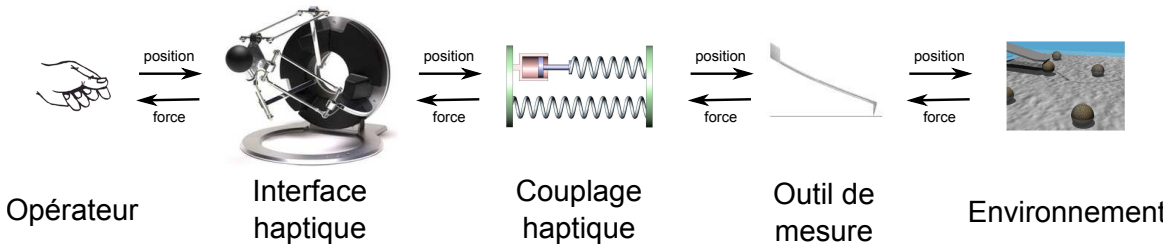


Figure 1.4 - *Éléments composant une chaîne de micro téléopération et informations échangées.*

partie, les différents éléments constituant une chaîne de micro téléopération sont abordés en détails. A cet effet, un état de l'art fait le point sur les différents outils de mesure, les interfaces haptiques utilisées dans le domaine de la téléopération et les couplages haptiques exploités.

2.1 Outils de mesure à l'échelle microscopique

L'échelle microscopique, couramment appelée micromonde, est composée par définition des objets dont la taille caractéristique se situe entre 1 μm et 1 mm (voir tableau 1.1). Les forces mises en jeu à cette échelle sont généralement comprises entre quelques micronewtons et quelques milinewtons.

Tableau 1.1 - *Exemples de micro-objets [Régnier 08].*

Micro-objets	**Taille**
microbes	diamètre= 2-3 mm
cheveux	diamètre=50 μm
ovocytes	diamètre= 200 μm
fourmi	longueur= 3 mm
plus petit objet visible à l'œil nu	diamètre= 50 μm

A l'échelle microscopique, les forces d'adhésion jouent un rôle primordial dans les interactions entre les objets et les phénomènes physiques propres à cette échelle. Ces forces sont [Israelachvili 91] :

- les forces de *van der Waals* : forces d'interaction entre les molécules de deux corps en présence ;
- les forces *électrostatiques* : forces classiques de Coulomb, dépendant des charges acquises pas les surfaces ;
- les forces *capillaires* : celles-ci dépendent des conditions d'humidité de l'environnement.

Lorsque un objet est approché à une certaine distance d'un substrat, les forces attractives augmentent rapidement. L'objet va alors coller brusquement sur le substrat. Ce phénomène est appelé **pull-in** ou saut au contact. Les forces qui influent avant que l'objet ne touche le substrat sont, en conditions ambiantes, les forces de van der Waals et les forces électrostatiques. De plus, une fois le contact établi entre l'objet et le substrat, pour rompre le contact, un seuil de décollement est nécessaire. Ce phénomène est appelé **pull-off**. En présence d'une fine couche d'eau entre les surfaces, les forces de capillarités deviennent importantes et augmente cet effort de pull-off. Pour appréhender ces deux phénomènes, les points caractéristiques d'une courbe d'approche-retrait sont étudiés en détails dans le chapitre 4. Cette particularité de l'échelle microscopique rend la mesure de microforces particulièrement délicate.

Pour répondre à cette problématique, de nombreux outils de mesure ont émergé. D'une manière générale, ces outils sont classés en deux familles. La première famille dite passive exploite les effets physiques pour produire une mesure indirecte de forces notamment la déformation, l'effet piézoélectrique, piézorésistif, capacitif, etc. La seconde famille dite active exploite un contrôle actif pour produire une mesure directe de forces. Bien que la plupart des outils de mesure décrits dans la suite de cette partie sont à la base utilisés pour la manipulation de micro-objets, cette étude s'intéresse particulièrement à l'aspect mesure de microforces.

2.1.1 Outil de mesure passif

Dans les outils de mesure passifs, le corps d'épreuve [8] est soumis à une force extérieure inconnue et subit de ce fait une déformation ou un déplacement dans le cas d'une masse sismique [9] (voir figure 1.5). La mesure de la force exploite la proportionnalité dans le domaine élastique entre la déformation du corps d'épreuve (ou le déplacement de la masse sismique) et la force appliquée. La mesure est corrélée à la mesure de la déformation (ou du déplacement). La mesure de la déformation s'effectue directement par des jauges

8. Tout capteur de forces comporte un corps d'épreuve. Il transforme la mesurande en une grandeur physique mesurable.

9. Masse mobile ou suspendue très sensible aux perturbations

extensomètriques intégrées ou par un capteur déporté comme le laser. Elle s'effectue aussi indirectement si l'une des propriétés électriques du matériau constituant le corps d'épreuve dépend de sa déformation (capteur capacitif, matériau piézoélectrique ou magnétostrictif [Cherry 07]).

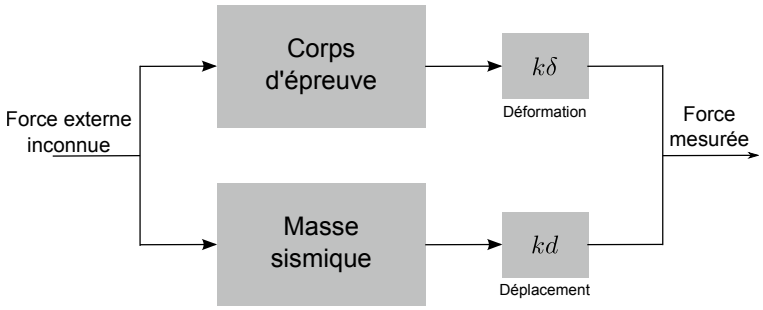


Figure 1.5 - *Principe d'un outil de mesure passif.*

2.1.1.1 Microscope à force atomique

Le microscope à force atomique (AFM [10]) a été introduit en 1986 par G. Binnig, C.F. Quate et C. Gerber [Binning 86], comme une application du concept de microscope à effet tunnel (STM [11]). Bien que l'AFM soit destiné au départ à l'imagerie des surfaces de matériau à l'échelle atomique, la technique est adaptée par la suite à la mesure de forces aux échelles micro et nanoscopiques. Pour mesurer les efforts, la méthode est basée sur la mesure des déformations δ d'une sonde. A partir de cette mesure et de la loi de comportement de la sonde, les efforts sont calculés. La mesure de la déformation s'effectue généralement par un laser dont le faisceau réfléchi sur l'extrémité de la sonde (voir figure figure 1.6) est capté par une photodiode [Meyer 88]. Pour la loi de comportement de l'AFM, la modélisation utilisée s'appuie souvent sur celle d'une poutre encastrée libre de longueur l, de largeur b, d'épaisseur e_p, avec un module d'élasticité E. Dans le cas d'une poutre avec pointe (le cas d'une poutre sans pointe est détaillé dans [Bolopion 10]) modélisée comme ressort de raideur k et pour de faibles déformations, l'effort d'interaction F est donnée par :

$$F = k\delta \tag{1.1}$$

Plusieurs techniques sont possibles pour calibrer la raideur normale de la poutre notamment en exploitant l'expression théorique de la raideur en fonction des dimensions de la poutre [Ando 02] :

$$k = \frac{Ebe_p^3}{4l^3} \tag{1.2}$$

10. Terme anglo-saxon désignant Atomic Force Microscope
11. Scanning Tunneling Microscope.

b et l sont estimées à l'aide d'un microscope [12]. L'épaisseur e_p est donnée par la mesure expérimentale des fréquences de résonance pour différents modes. Elle est donnée par :

$$e_p = \frac{w_n}{K_n^2}\sqrt{\frac{12\rho}{E}} \tag{1.3}$$

où w_n est la fréquence de résonance du $n^{\text{éme}}$ mode, K_n est le nombre d'onde de la poutre et ρ sa masse volumique. La méthode est décrite en détails dans [Xie 08]. D'autres méthodes de calibrage sont décrites dans [Maxime 07].

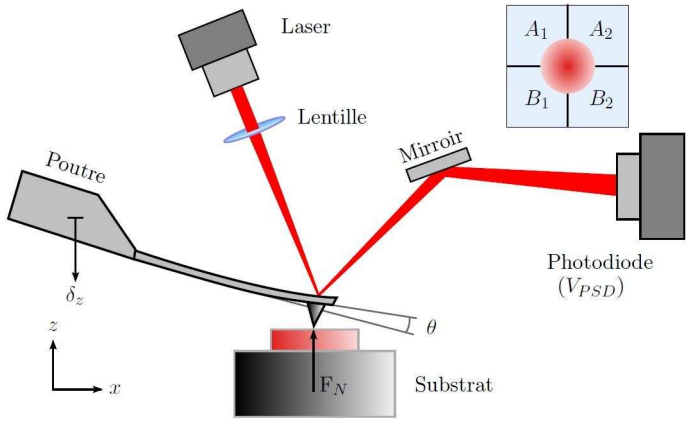


Figure 1.6 - *Principe de mesure de forces avec un AFM [Xie 08].*

Plusieurs aspects sont à prendre en compte. Le premier est relatif à l'erreur de mesure de la déformation de la poutre. Lors de la déformation de la poutre, la focalisation du spot n'est plus au même point, engendrant des erreurs dans la mesure de la déformation. Le deuxième aspect est le calibrage de la raideur de la poutre k qui dépend de la précision de la mesure de ses dimensions. Un autre aspect concerne la direction de l'application de la force. La force appliquée sur la poutre n'est pas toujours normale au plan de la poutre. Souvent cette force engendre une déformation, mais également, une torsion de celle-ci. Enfin, cette technique ne rend pas toute la dynamique des phénomènes d'interaction. La sonde joue un rôle de filtre puisque la gamme des efforts mesurés dépend de la raideur de la poutre. A titre d'exemple pour une grande raideur, l'effort de pull-in n'est pas mesuré. De même pour une faible raideur, la mesure de grandes déformations est contrainte par la faible plage de mesure de la photodiode.

2.1.1.2 Micro-capteur piézoélectrique

L'effet piézoélectrique [13] consiste en l'apparition d'une polarisation électrique dans certains matériaux. Cet effet est direct lorsque le matériau se déforme sous l'effet d'une force

12. Microscope optique ou à balayage électronique.
13. Du grec « piézein » presser, appuyer

et inverse s'il se déforme sous l'effet d'un champ électrique. Son exploitation a donné lieu à plusieurs réalisations [Liu 07] [Cui 09]. Cependant, le capteur piézoélectrique le plus utilisé est fabriqué à partir de films de PVDF [14]. Ce matériau est capable de répondre à une large gamme de fréquences avec une haute résistance mécanique et une grande sensibilité. Dans cette optique, Shen [Shen 03] a proposé un capteur de forces PVDF 2D avec une résolution sub-micrométrique. Celui-ci utilise le principe illustré par la figure 1.7.

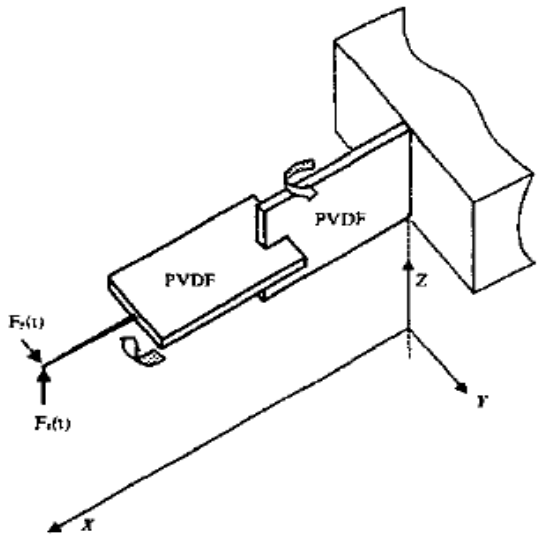


Figure 1.7 - *Structure d'un capteur de forces PVDF à 2 axes [Shen 03].*

Sur chaque axe du capteur, un film PVDF est utilisé pour mesurer la force. Ainsi, la structure effectue des mesures découplées de forces suivant l'axe x et y. Toutefois, plusieurs inconvénients limitent l'utilisation de ces capteurs :

- la polarisation varie en fonction de la température,
- les modules piézoélectriques et les permittivités diélectriques sont sensibles aux variations thermiques,
- l'hystéresis est fonction de la température i.e, les caractéristiques du capteur sont influencées par l'effet thermique.
- le signal électrique généré par l'élément piézoélectrique diminue rapidement après l'application de la force. La mesure statique est ainsi délicate.

2.1.1.3 Capteur de forces par jauges de déformation

Les jauges de déformation sont des capteurs passifs qui traduisent leur propre déformation (proportionnelle à la déformation de la structure où elles sont collées) par une

14. Polyfluorure de vinylidéne

variation de leur résistance électrique. Une jauge est généralement constituée d'une grille formée par un conducteur métallique ou par un semi-conducteur collé sur un support isolant servant de corps d'épreuve. Selon la nature du conducteur, deux types de jauges sont utilisés, à fil résistant ou semi-conducteur [15]. Bien que la mesure établie soit la même avec les deux types, les principes physiques utilisés sont différents. Dans une jauge à fil résistant, l'effet est dû à la déformation géométrique du fil. Or dans une jauge semi-conductrice, l'effet principal est dû à la variation de la résistivité sous l'action du champ de contraintes auquel elle est soumise. La résistance isotropique de la jauge à fil résistant formé pour un conducteur s'écrit :

$$R = \frac{\rho l}{S} \tag{1.4}$$

avec ρ la résistivité, l la longueur et S la section du conducteur. Dans le cas d'une jauge semi-conductrice, la résistivité s'exprime par :

$$\rho = \frac{1}{en\mu} \tag{1.5}$$

avec μ, la mobilité moyenne des porteurs, n le nombre de porteurs par unité de volume et e la charge de l'électron.

Ces jauges de déformation se prêtent bien à la mesure de forces pour la micromanipulation. En les intégrant par exemple dans une structure qui réalise la fonction de préhension, il est possible de mesurer la force appliquée sur l'objet manipulé. De plus, les jauges semi-conductrices sont compatibles avec les procédés de réalisation microtechniques. Il existe de nombreux prototypes équipés de jauges piézorésistives [Scheller 98] [Goldfarb 99] [Peiner 05] [Xu 09]. La réalisation effectuée par exemple à l'université d'Oldenburg (figure 1.8) est composée d'une pince dont l'un des deux doigts est une poutre [Fahlbush 02]. La mesure de forces est ensuite réalisée à partir de quatre jauges piézorésistives disposées sur la poutre.

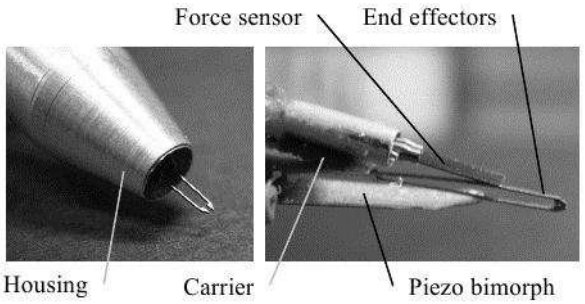


Figure 1.8 - *Préhenseur avec jauges piézorésistives intégrées [Fahlbush 02].*

15. Ce type de jauge est également appelée jauge piézorésistive

L'inconvénient majeur lié à l'utilisation de ces jauges est leur sensibilité à la variation de la température ambiante. L'intégration des jauges à fil résistant sur un effecteur de préhension devient difficile si la surface disponible n'excède pas le mm^2. Par conséquent, les jauges sont délocalisées de l'endroit où l'on souhaite mesurer la force. Cette contrainte rend l'interprétation de la mesure de la force difficile.

2.1.1.4 Capteur à effet électrostatique (capacitif)

L'émergence des micro systèmes a entrainé un regain d'intérêt pour l'effet électrostatique. Son exploitation est en effet beaucoup plus pertinente à l'échelle microscopique qu'à l'échelle macroscopique [Régnier 08]. Ainsi, plusieurs dispositifs de mesure de forces reposent aujourd'hui sur cet effet. Le capteur de base est un condensateur formé par deux plans [16] conducteurs. Les deux plans subissent des forces attractives électrostatiques qui tendent à les rapprocher (voir figure 1.9). L'amplitude de cette force s'écrit sous la forme suivante :

$$F = \varepsilon \frac{SV^2}{2a^2} \tag{1.6}$$

avec S la surface de l'armature, V le potentiel appliqué aux armatures, ε la constante diélectrique de l'air et a l'écart entre les armatures.

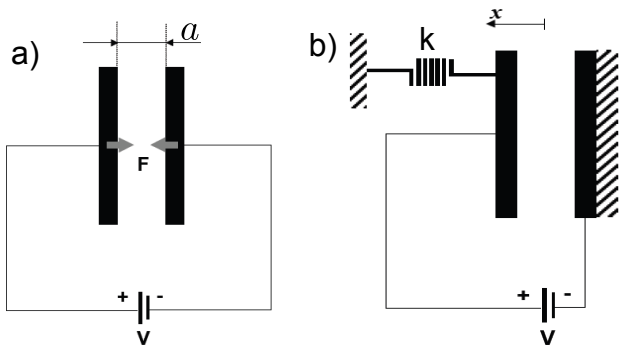


Figure 1.9 - *Principe du capteur capacitif [Boukallel 03].*

Comme le montre la partie b de la figure 1.9, la configuration de base est modifiée pour obtenir une armatures fixe et une autre mobile en la reliant à un ressort de raideur k connue. Pour une tension d'excitation V, l'équilibre statique est obtenu lorsque la force de rappel du ressort et la force électrostatique se compensent. Connaissant la raideur du ressort de rappel et l'écart entre les armatures à la position d'équilibre, il est possible de déterminer la force appliquée sur l'armature mobile. Ce principe est utilisé par [Yu 03] pour le développement d'un capteur de forces aux dimensions micrométriques destiné aux

16. Appelés aussi armatures

taches de micromanipulation. Le capteur est composé de deux matrices de condensateurs disposés en série et reliés à quatre ressorts (voir figure 1.10). Le capteur de forces est réalisé par des procédés de fabrication microtechniques. Il est possible d'assurer, avec deux matrices de condensateurs, une mesure de forces selon un plan. Enfin une tige solidaire à la matrice de condensateurs est utilisée comme effecteur. Le déplacement de ce dernier est déterminé par la mesure de la capacité des condensateurs.

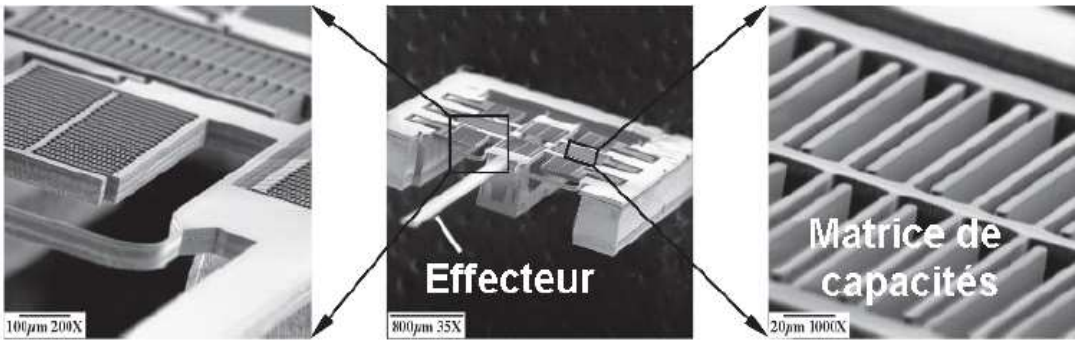
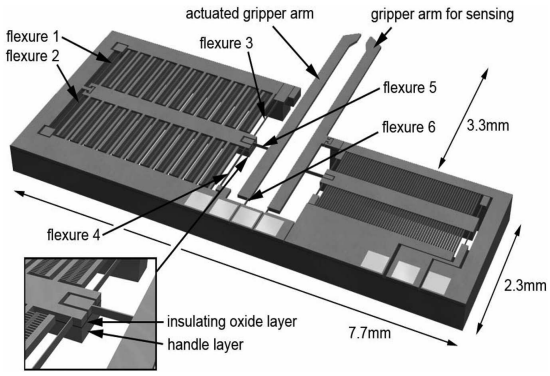
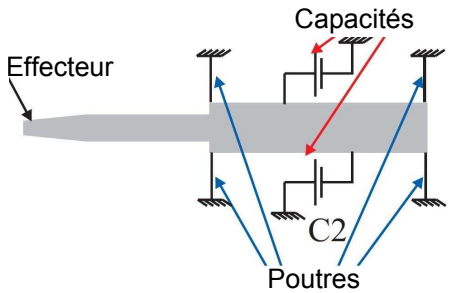


Figure 1.10 - *Capteur reposant sur le principe électrostatique [Yu 03].*

Beyler et Yu ont également proposé en 2007 une micropince pour la manipulation de micro objets et de cellules biologiques [Beyeler 07]. Elle est réalisée en monobloc (voir figure 1.11(a)), en utilisant un procédé de fabrication MEMS. L'actionnement est assuré par des peignes interdigités [17] intégrés. La mesure de forces est assurée par un capteur de forces capacitif intégré. Un autre capteur MEMS (voir figure 1.11(b)), avec un seul doigt, est présenté dans [Felekis 12].



(a) *Micropince [Beyeler 07].*



(b) *Capteur de microforces MEMS [Felekis 12].*

Figure 1.11 - *Capteurs de forces capacitifs.*

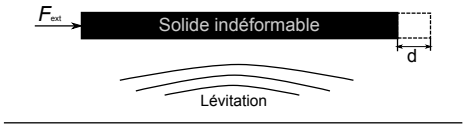
Un facteur commun à tous ces capteurs est la suspension de leurs parties sensibles par des poutres. Celle-ci résout le problème de flexion latérale observé sur les poutres AFM. Néanmoins, elle introduit une limitation sur la plage dynamique de mesure de

17. Comb drive en anglais

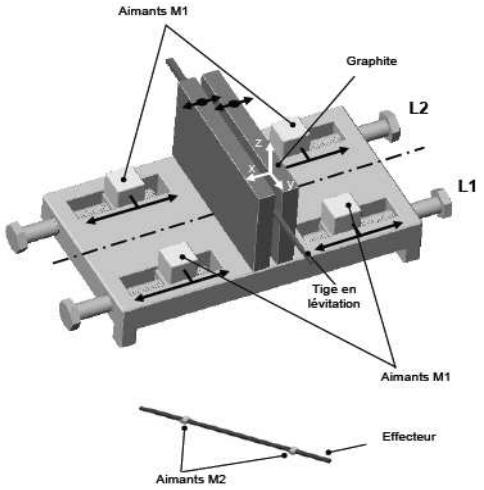
microforces. En effet, la raideur de cette suspension dépend de la déformation des poutres. Par conséquent, le comportement linéaire du capteur n'est obtenu que pour de faibles déformations.

2.1.1.5 Capteur de forces par lévitation

Cette classe d'outil de mesure se base principalement sur la lévitation sous toutes ses formes, notamment acoustique, électrostatique, aérodynamique et magnétique. Le principe est toujours similaire. Un solide indéformable suspendu et stabilisé par lévitation, constitue l'organe sensible du capteur.



(a) *Principe de capteur par lévitation.*



(b) *Capteur de forces par lévitation magnétique [Boukallel 03].*

Figure 1.12 - *Mesure de forces par lévitation magnétique.*

Le déplacement d (voir figure 1.12(a)) engendré par la force externe F_{ext} appliquée, est mesuré à l'aide d'un capteur de position à grande résolution. Si le capteur est linéaire sur sa plage de fonctionnement, ce déplacement est proportionnel à la force externe appliquée :

$$F_{ext} = kd \tag{1.7}$$

avec k la raideur de la lévitation.

Ce principe abolit tout contact mécanique direct entre la partie mobile et l'ossature du capteur, afin de supprimer tout frottement sec. Un exemple de réalisation de capteur reposant sur la lévitation diamagnétique passive est présenté dans [Boukallel 03]. Le capteur est constitué de quatre aimants permanents M_1, dits aimants porteurs, qui permettent par l'ajout des matériaux diamagnétique (graphite) de sustenter une tige sur laquelle ont été fixés deux petits aimants permanents M_2 (voir figure 1.12(b)). Cette tige constitue la masse sismique du capteur, sensible à l'effort à mesurer. Les quatre aimants M_1 et les matériaux diamagnétiques assurent la stabilité de la tige. Le principe de mesure de forces

repose sur la connaissance de la position spatiale de la tige en sustentation. Les deux aimants de la tige jouent le rôle de la force de rappel.

L'inconvénient majeur de ce capteur est la présence de couplages entre les différentes directions de mesure de forces. Par exemple, pour mesurer la force suivant un axe, il est nécessaire de mesurer le déplacement selon cet axe mais également le déplacement selon les autres directions. Cette contrainte nécessite l'utilisation de plusieurs capteurs de position. Une suspension adéquate assurant un guidage cinématique de l'effecteur pourrait résoudre se problème. De plus, le capteur est aussi très sensible aux bruits et vibrations.

2.1.1.6 Capteur de forces par la méthode de self-sensing

La technique de "self-sensing" donne une estimation de la position ou de la force à partir d'un actionneur, sans capteur externe [Hanson 01]. Cette méthode est exploitée pour estimer le déplacement et la force appliquée sur une poutre piézoélectrique, utilisée en même temps comme actionneur et capteur [Ivan 09a] [Tosolini 11]. L'estimation de la force est basée sur la mesure de la charge électrique de la poutre Q, due à la tension d'excitation V et à la force F à mesurer (la relation entre Q, V et F est linéaire [Ivan 09b]). Ils ont également proposé la compensation des phénomènes non linéaires associés à la poutre comme l'hysteresis et la dérive, afin d'avoir des informations en déplacement et en force plus précises.

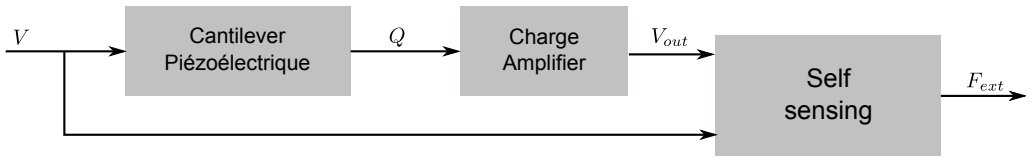


Figure 1.13 - *Principe de la méthode de self-sensing.*

Toutefois, cette méthode trouve ses limites dans la qualité de la modélisation des phénomènes non linéaires (hystéresis et dérive). Une erreur de 1% sur l'estimation de la charge due à l'application de la force peut causer une erreur de 20 à 30% sur l'estimation de la force.

Le Tableau 1.2 (page 20) donne un récapitulatif des principaux outils de mesure passifs selon l'effet physique utilisé. Le point commun entre ces outils est qu'ils reposent sur le même principe d'interprétation de la mesure. Par le biais d'une loi de comportement physique, la force mesurée est liée à la déformation de la partie compliante de l'outil. La mesure de la déformation, dans ce cas, est contrainte par les différentes limitations citées précédemment. Celles-ci induisent des erreurs dans l'évaluation de la force d'interaction. Cependant, il apparait à travers cette étude qu'une suspension adéquate de la partie sensible de l'outil pourrait contribuer à améliorer la mesure de forces. D'autre part, contrairement à la mesure passive, la mesure active fournit une mesure directe à partir d'un contrôle actif. Ce principe fait l'objet de la section suivante.

2.1.2 Outil de mesure actif

Il est également possible de mesurer des forces à partir d'un contrôle actif. La méthode employée dans ce type d'outils de mesure est dite "méthode de zéro". Elle consiste à opposer, par un artifice quelconque, la valeur de la force à mesurer à une valeur réglable d'une grandeur de même nature ou de nature différente. Un détecteur d'écart renseigne sur la compensation exacte de la force à mesurer [Courtier 03]. Dans cette méthode, une entrée $u(t)$ s'oppose à l'action de la force à mesurer. Elle s'applique à une classe particulière d'outils, appelés capteur-actionneur. Dans ce cas, la mesure de la force n'est plus le signal issu de l'outil mais la valeur de la grandeur d'opposition $u(t)$. La mesure obtenue de l'outil renseigne sur l'erreur de mesure.

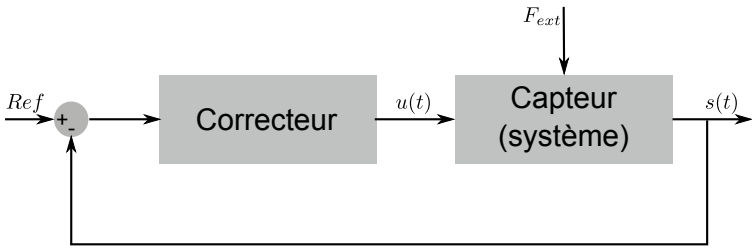


Figure 1.14 - *Principe d'un capteur actif.*

La figure 1.14 illustre le principe de mesure actif. La force d'interaction outil-environnement, appelée ici F_{ext}, apparait comme une perturbation à rejeter par le correcteur, afin de maintenir le capteur à sa position d'équilibre. Cette compensation donne directement la mesure de la force externe F_{ext}, proportionnelle à $u(t)$. Ce principe de mesure présente plusieurs avantages comme :

- de maintenir la partie mobile du capteur dans une plage de fonctionnement linéaire en assurant un comportement entrée-sortie linéaire ;
- d'améliorer la précision de mesure de forces en assurant un asservissement précis ;
- d'améliorer la stabilité du capteur et sa transparence en présence de perturbations extérieures ;
- d'augmenter la plage de mesure des efforts ;
- de mesurer des forces sans déplacement de la partie mobile, c'est à dire sans déformation ;
- de contrôler la dynamique de mesure en présence d'un effort extérieur par un réglage approprié des paramètres du correcteur.

Ce principe de mesure est largement utilisé pour la conception de micro accéléromètres modernes. Par contre, seules quelques réalisations de capteurs de microforces sont référencées dans la littérature. Les principaux sont décrits dans les paragraphes suivants.

Tableau 1.2 - *Récapitulatif des principaux capteurs passifs*

Capteur	Citation	Principe de mesure	Limitations
AFM	[Binning 86] [Meyer 88] [Xie 08]	Déformation de la poutre	- Faibles déformations - Calibrage de la poutre - Torsion de la poutre - Gamme de mesure de forces dépendante de la raideur
Micro-capteur piézoélectrique	[Shen 03] [Liu 07] [Cui 09]	Effet piézoélectrique	- Hystéresis de température - Variation de la polarisation en fonction de la température - Mesure statique difficile sans compensation - Variation thermique des modules piézoélectriques et des permittivités diélectriques
Capteur avec jauges de déformation	[Goldfarb 99] [Fahlbush 02] [Peiner 05] [Xu 09]	Effet piézorésistif	- Sensibilité à la variation de la température - Intégration difficile sur des surfaces $< 1\ mm^2$
Capteur capacitif	[Beyeler 07] [Felekis 12]	Effet électrostatique	- Tensions d'excitation élevées - Non linéarité de la force/tension
Capteur par lévitation	[Boukallel 03] [Cherry 11]	Lévitation diamagnétique	- Stabilisation du corps d'épreuve - Sensibilité aux perturbations
Self-sensing	[Ivan 09b] [Ivan 09a] [Tosolini 11]	Charge électrique	- Hystéresis et dérive - Modélisation

2.1.2.1 Le prototype SFA (Surface Force Apparatus)

L'appareil à force de surface ou le SFA de l'école centrale de Lyon mesure les forces d'interaction entre deux surfaces [Tonck 99] [Cayer-Barrioz 05]. Le principe consiste à rapprocher une surface mobile d'une surface fixe, et d'imposer l'écart entre les deux surfaces. La sonde du SFA est une pointe de diamant capable de balayer la surface d'un échantillon avec trois actionneurs piézoélectriques. Trois boucles de rétroaction (régulateur PI) associées aux actionneurs piézoélectriques sont utilisées pour contrôler les déplacements de la sonde.

2.1.2.2 Capteur de microforces actif piézoélectrique

Ce capteur de microforces a été proposé par Shen [Shen 05], [Shen 06]. Il est composé (voir figure 1.15) de deux poutres superposées et séparées par une couche neutre. Sur chaque coté, une couche en PVDF est déposée, une pour l'actionnement (actuating layer) et l'autre pour la détection (sensing layer). L'application d'une force externe provoque une déformation de la couche de détection et produit un signal. Un régulateur linéaire quadratique (LQR) optimal agit, en fonction de ce signal, sur la couche d'actionnement pour compenser la force appliquée et ainsi garder le capteur en position d'équilibre. La force d'interaction est liée à la commande générée par le contrôleur. Bien que les résultats présentés soient prometteurs, un travail important reste à accomplir pour améliorer la modélisation des couches de PVDF utilisées par ce capteur.

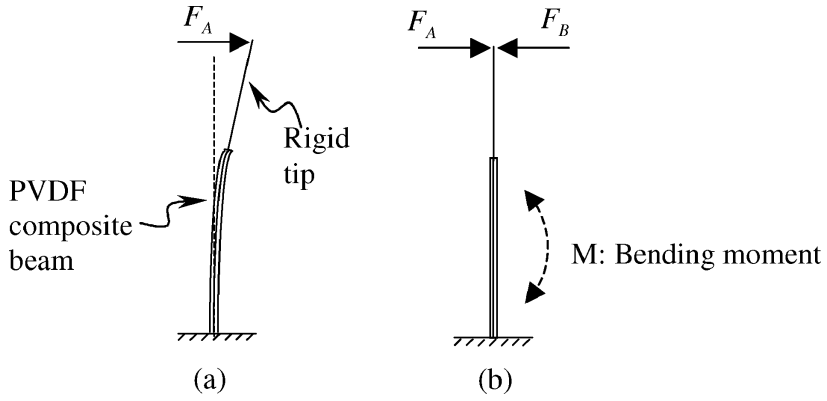


Figure 1.15 - *Principe d'un capteur de forces piézoélectrique [Shen 06].*

2.1.2.3 Capteur de forces par lévitation magnétique

Il s'agit du capteur de forces décrit dans la section 2.1.1, initialement passif (voir figure 1.12(b)) [Boukallel 03]. Ce capteur a été asservi par Cherry [Cherry 07]. Le principe consiste à rendre la partie flottante du capteur active par une boucle d'asservissement à la

position d'équilibre. Les forces sont donc mesurées sans déplacement ou plus précisément pour des déplacements de faible amplitude. Un travail théorique important a été mené sur l'asservissement de ce capteur, mais peu de résultats expérimentaux sont présentés.

Le principe de mesure actif exposé dans cette section se caractérise par la mesure de forces directe, à partir du signal de commande. Cette mesure est produite directement par l'asservissement, en maintenant la partie sensible de l'outil à sa position d'équilibre. Fort de ses nombreux avantages (stabilité, étendue de mesure, précision, etc), ce principe semble mieux adapté à la mesure de microforces par rapport au principe de mesure passif. Ce principe est d'autant plus intéressant que son application reste simple et efficace lorsque la partie mobile de l'outil est suspendue et actionnée de façon linéaire. Dans cette optique, un actionnement électrostatique linéaire apparait pertinent. Un nouveau capteur avec suspension, actionnement électrostatique et mesure active semble une solution prometteuse pour la micro téléopération.

2.2 Interface haptique à retour d'effort

Dans une chaîne de téléopération, les outils de mesure sont souvent couplés à des interfaces haptiques à retour d'effort. L'opérateur peut ainsi interagir avec un environnement inaccessible. L'interface haptique est l'élément de la chaîne de micro-téléopération qui transmet les efforts d'interaction à l'opérateur et lui donne les moyens de travailler directement au contact de l'environnement. Celle-ci apparait comme une extension de son propre corps. Les principales caractéristiques d'une interface haptique sont le nombre de degrés de liberté en déplacement et en retour d'effort, l'espace de travail et les effort maximaux transmissibles à l'opérateur. Il existe deux grandes classes d'interfaces haptiques : les interfaces à structure série et celles à structure parallèle. Généralement, elles sont modélisées par un corps rigide d'inertie M_h et d'amortissement B_h [Diolaiti 06]. Leur fonction de transfert $H(s)$ s'écrit dans le domaine de Laplace comme :

$$H(s) = [(B_h + M_h s)]^{-1} \tag{1.8}$$

avec s la variable de Laplace. Les valeurs de M_h et B_h dépendent de l'interface haptique utilisée.

2.2.1 Interfaces à structure série

Cette classe d'interfaces est caractérisée par son grand espace de travail, en particulier en rotation. Cependant, le fait que certains axes soient distants de la base pose des problèmes de motorisation. Si les moteurs sont embarqués, la structure est alourdie, et s'ils sont distants, les transmissions avec les autres axes sont complexes. Les interfaces exploitant cette technologie sont par exemple :

2.2.1.1 Virtuose d'Haption

Le Virtuose (voir figure 1.16(a)) est une interface haptique à retour d'effort, commercialisée par Haption [18] à partir de 1999 [Friconneau 02]. Elle constitue le fruit d'un savoir-faire du département de robotique du CEA. Le modèle 6D35-45 offre un retour d'effort à six degrés de liberté avec une force maximum de 35 N et un espace de travail sphérique de 450 mm de diamètre. Le modèle 3D15-25 est une version à trois degrés de liberté avec une force maximum de 15 N et un espace de travail sphérique de 250 mm de diamètre.

(a) *Virtuose* **(b)** *Phantom*

Figure 1.16 - *Interfaces à structure série.*

2.2.1.2 PHANToM

Le PHANToM (voir figure 1.16(b)) a été conçu en 1994, par des chercheurs du laboratoire d'Intelligence Artificielle du MIT (USA) dans le but de toucher et de manipuler des données graphique 3D. Elle est commercialisée par la société Sensable Technologie [19] et existe en 5 modèles. Le PHANToM Desktop possède 3 degrés de liberté actifs et 3 autres passifs et un espace de travail de 16x13x13 cm^3. Le PHANToM 6.0 possède 6 degrés de liberté actifs et un espace de travail de 19.5x27x37 cm^3.

Il existe également d'autres interfaces haptiques telles l'interface de l'université libre de Belgique [Letier 03], l'interface HIMiC de l'université d'Oldenbourg [Fatikow 03], le FreeDom 7 [Hayward 95] ou l'interface "Nanorobot system" développée par l'équipe de Sitti [Sitti 98a].

18. Filiale du CEA (Commissariat à l'Energie Atomique et aux Energies Alternatives)
19. http ://www.sensable.com

2.2.2 Interfaces à structure parallèle

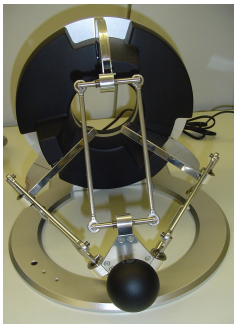
Contrairement à la structure série, la structure parallèle possède un espace de travail réduit, notamment en rotation, avec un couplage important entre la translation et la rotation. L'avantage de cette structure réside dans la simplicité de chaque sous structure, et dans les bonnes performances dynamiques (les moteurs sont proches de la base). Les interfaces utilisant cette technologie sont par exemple :

2.2.2.1 DELTA(OMEGA) de Force Dimension

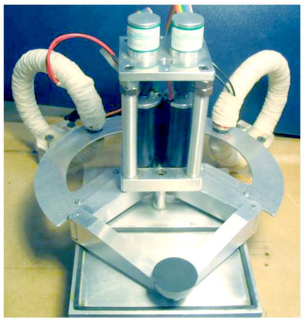
L'interface Delta Haptic Device (voir figure 1.17(a)) est commercialisée depuis 2001 sous le nom DELTA ou OMEGA par la société Force Dimension (Lausanne, Suisse). Elle est le produit de recherche de l'équipe "Virtual Reality and Active Interface » de L'EPFL et est basée sur la structure du robot Delta, avec trois degrés de liberté en translation. Le OMEGA.7 [20], version récente, fournit un retour d'effort 3D actif, un espace de travail en translation de 160x110 mm et en rotation de 240x140x180 deg avec une force maximum de 12 N.

2.2.2.2 Pantograph de l'université de McGill

Cette interface est développée au laboratoire haptique de l'université de McGill à partir de 1994. Elle est composée, comme illustrée sur la figure 1.17(b), d'un mécanisme de deux bras motorisés par deux moteurs à courant continu formant ainsi une interface planaire à deux degrés de liberté avec un espace de travail de 10x16 cm^2 et un pic d'effort de 10 N [Ramstein 03].



(a) *Omega*



(b) *Pantograph*

(c) *SPIDAR (interface à câbles)*

Figure 1.17 - *Interfaces à structure parallèle.*

20. http ://www.forcedimension.com

2.2.2.3 Interface SPIDAR

Développée en 1991 à l'institut de Technologie de Tokyo au Japon [Sato 91], cette interface se présente sous la forme de deux sphères légères maintenues dans un cadre par des filins (voir figure 1.17(c)). Chaque sphère peut être déplacée en 3D. Les version les plus récentes sont en 6D. Le SPIDAR I a un espace de travail de 900x600x600 mm^2 et retourne un effort continu de 4 N (16 N en crête).

2.2.2.4 Interface Maglev à suspension magnétique

L'interface Maglev [21] (voir figure 1.18(a)) utilise une approche différente de celle des autres interfaces. Les liaisons mécaniques complexes ont été éliminées pour laisser place à un système de lévitation magnétique. Elle fournit 6 degrés de liberté et la poignée de l'interface est fixée sur un flotteur. La position et l'orientation du flotteur sont mesurées d'une manière très précise par un système de capteurs optiques, et les efforts sont produits par de forts champs magnétiques. Cette interface propose une large plage dynamique.

(a) *Interface Maglev* **(b)** *Système ERGOS*

Figure 1.18 - *Interfaces Maglev et ERGOS.*

2.2.2.5 System ERGOS

Le système ERGOS [22] (voir figure 1.18(b)) est basé sur la technologie électromagnétique. Il est commercialisé par Ergos Technologies. Il assure une haute résolution spatiale, une dynamique élevée et une large plage de forces.
D'autres interfaces existent, comme le Stylet 5D de l'université du Colorado [Lee 99], le Haptic Pen du Laboratoire Pecro (Italie) [Frisoli 99] et le Magic Wrist [Hollis 90].
Il est important que l'interface haptique autorise une interaction naturelle avec l'environnement pour que l'opérateur ait l'impression de manipuler directement l'objet distant en

21. www.butterflyhaptics.com
22. www.ergos-technologies.com

ressentant les efforts qui lui sont appliqués. Cette "transparence" de l'interface haptique doit être assurée en espace libre et également au contact [Gosselin 05].

En espace libre, l'opérateur doit pouvoir se déplacer librement. Il ne doit pas ressentir la présence de l'interface. L'espace de travail de l'interface doit être suffisant pour la manipulation et sans singularités pour que l'opérateur ne soit pas bloqué dans ses mouvements. Le poids de la poignée de l'interface aussi doit être compensé. Au contact, pour que les interactions avec l'environnement soient intuitives, le retour d'effort doit être réaliste. Les efforts produits par l'interface doivent assurés à l'opérateur un ressenti clair en présence d'objets. La bande passante doit être suffisamment importante et la raideur globale de l'interface doit être grande pour que l'opérateur n'ait pas l'impression d'être en interaction avec un monde où tous les objets sont mous. Cette propriété est d'autant plus compliquée à assurer lorsqu'il s'agit d'interaction avec l'échelle microscopique. En effet, l'inertie observée sur la plupart des interfaces citées filtrent les variations d'effort liées à la forte dynamique intrinsèque de cette échelle. La recherche d'une interface transparente est donc primordiale pour la téléopération aux échelles microscopiques.

2.3 Couplage haptique

Dans la plupart des systèmes de téléopération un couplage haptique est nécessaire entre l'interface haptique et le robot esclave (cas de la manipulation directe) ou l'objet virtuel (cas de la réalité virtuelle). Cette partie a pour objectif de présenter les deux schémas classiques utilisés pour réaliser le couplage haptique ainsi que les propriétés quantifiant leurs performances.

2.3.1 Schémas de couplage

Les deux schéma utilisés pour réaliser le couplage haptique, nommés respectivement, couplage à retour d'effort direct ou (DFF[23], pour des raisons de simplification, dans la suite, ce couplage est appelé couplage direct) et couplage Force-Position (FP, dans la suite, ce couplage est appelé couplage indirect) [Bolopion 10] sont représentés sur les figures 1.19 et 1.20. Dans les deux cas, l'opérateur applique une force F_{op} sur l'interface haptique, et ressent en retour un effort F_h. La position X_h ou la vitesse V_h de la poignée de l'interface haptique est utilisée comme entrée du couplage haptique. La position X_e ou la vitesse V_e calculée à travers le schéma de commande est envoyée comme consigne à l'outil microscopique. La force d'interaction environnement outil F_e est une entrée du couplage. Dans les paragraphes précédents nous avons mis en évidence que les forces et les accélérations mises en jeu sont d'un ordre de grandeur différent de celles du monde macroscopique. Certaines conséquences en découlent :

23. Direct Force Feedback

- des coefficients homothétiques en effort et en déplacement α_f et α_d sont introduits dans les schémas pour adapter les échelles macroscopiques de l'interface haptique et les échelles microscopiques,
- la définition de la transparence du couplage haptique prend en considération les coefficients homothétiques,
- les critères de stabilité restent inchangés par rapport aux échelle macroscopiques.

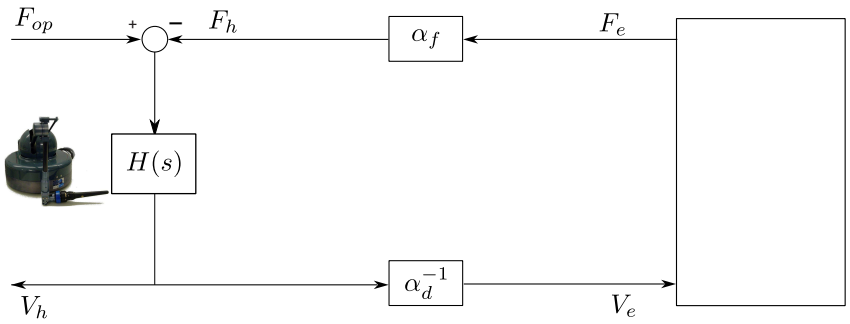


Figure 1.19 - *Schéma de couplage à retour d'effort direct (DFF).*

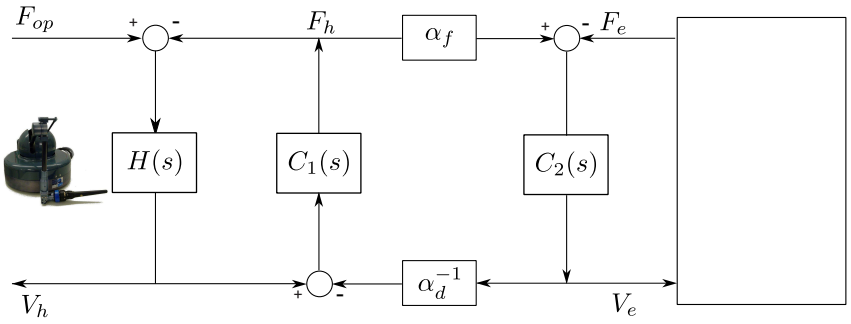


Figure 1.20 - *Schéma de couplage force position (FP).*

Dans le cas du schéma *FP*, deux correcteurs $C_1(s)$ et $C_2(s)$ supplémentaires sont utilisés pour modifier la raideur et l'amortissement de la force retournée. Pour l'étude des performances de ces schémas, une modélisation par un ensemble de sous-systèmes à deux ports interconnectés est proposée dans [Hannaford 89]. Cette approche se base sur les échanges d'énergie entre les différents éléments illustrés sur les figures 1.19 et 1.20. La modélisation se traduit par des matrices d'immittance **P** qui représentent le transfert en terme d'effort et de vitesse ou position [Adams 99]. Les différentes matrices possibles sont :

- la matrice d'impédance **Z** : $\begin{bmatrix} F_h \\ F_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} z_{11} & z_{12} \\ z_{21} & z_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_h \\ V_e \end{bmatrix}$
- la matrice d'admittance **Y** : $\begin{bmatrix} V_h \\ V_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} y_{11} & y_{12} \\ y_{21} & y_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_h \\ F_e \end{bmatrix}$
- la matrice hybride **G** : $\begin{bmatrix} F_h \\ V_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} g_{11} & g_{12} \\ g_{21} & g_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_h \\ F_e \end{bmatrix}$

2.3.2 Transparence

La transparence traduit le fait que le ressenti de l'opérateur lorsqu'il manipule l'interface haptique doit être le plus proche possible de celui qu'il aurait s'il manipulait directement l'objet. Par conséquent, le système de téléopération idéal pour travailler à distance serait un bâton sans masse et infiniment rigide (voir figure 1.21). Comme le bâton n'a pas de masse, la force appliquée par l'environnement est égale à la force appliquée par la main $f_e = f_m$. L'opérateur interagit avec l'objet manipulé à distance comme si le bâton n'existait pas. S'il n'existe pas d'objet, il ne ressent aucune résistance.

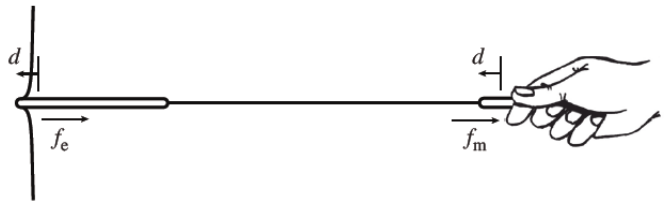


Figure 1.21 - *Télémanipulateur idéalisé (sans masse et infiniment rigide [Hayward 07]).*

Dans le cas d'une chaîne de micro téléopération, cette notion est définie comme la capacité du couplage haptique à retransmettre fidèlement à l'opérateur les phénomènes propres aux échelle microscopiques [Bolopion 10]. Elle est mesurée en terme d'impédance et est définie dans (Lawrence 93) et (Hokayem 06) comme une comparaison entre l'impédance coté opérateur $Z_{op} = F_{op}/V_h$ et l'impédance coté environnement $Z_e = F_e/V_e$ en prenant en compte les coefficients homothétiques en force α_f et en déplacement α_d. Ainsi, la transparence idéale est atteinte lorsque :

$$Z_{op} = \frac{\alpha_f}{\alpha_d} Z_e \tag{1.9}$$

Cette notion reste une problématique très importante de la téléopération, en particulier à l'échelle microscopique. La retransmission des faibles variations d'effort ou des champs de forces complexes nécessite une grande transparence du schéma de couplage. Dans cette optique, une étude détaillée a été menée par Bolopion afin d'étudier la transparence des schémas de couplages [Bolopion 10]. L'étude a montré que le couplage direct est plus adapté que le couplage indirect pour avoir une très bonne transparence du couplage haptique.

2.3.3 Stabilité

Le second critère majeur de mesure des performances du couplage est la stabilité. C'est une condition nécessaire pour qu'un système de téléopération soit utilisable, car un

système instable risque de causer des dommages sur les outils et les objets manipulés. Deux approches existent pour étudier la stabilité d'un système de téléopération : les critères de stabilité et la passivité.

Les critères de stabilité La stabilité considérée est généralement celle au sens "entrée bornée -> sortie bornée" (EBSB). Un système est dit stable au sens EBSB si pour toute entrée bornée la sortie du système tend vers une limite finie lorsque $t \to \infty$. Il existe plusieurs critères pour vérifier la stabilité d'un système. Les plus utilisés sont le critère de Nyquist et du Revers, appliqués sur la fonction de transfert du système en boucle ouverte. D'autres critères algébriques, comme celui de Routh-Hurwitz ou de Jury peuvent être exploités. Plus de précisions sont données dans [Ostertag 04] pour le cas continu et dans [Ogata 95] pour le cas discret. Cette approche donne des conditions nécessaires et suffisantes de stabilité mais elle nécessite la connaissance du modèle des interactions entre l'outil et l'environnement.

La passivité La passivité est l'autre approche utilisée pour garantir la stabilité des couplages haptiques. Par définition, un système est dit passif si et seulement si, il ne crée pas d'énergie. A tout instant t, l'énergie sortant du système doit être supérieure à la somme de l'énergie entrant et de l'énergie initiale du système. Ceci est vérifier si l'énergie fournie par la l'utilisateur n'excède pas celle que le système fournit. La passivité s'applique sans aucune connaissance de l'environnement mais en faisant l'hypothèse que celui-ci est passif. Néanmoins, la conservativité de cette approche fournit des conditions suffisantes de stabilité, mais pas forcément nécessaires. Il existe des solutions pour rendre moins strictes ces conditions de stabilité. Dans ce cas, l'étude de la stabilité se fait en terme de stabilité inconditionnelle dont une condition nécessaire et suffisante est donnée par le critère de Llewelyn [Llewellyn 52] :

Théorème Un système représenté par la matrice d'immittance **P** (impédance, admittance ou hybride) est inconditionnellement stable si et seulement si les conditions suivantes sont vérifiées :

$$c_1 \quad : \quad Re(p_{11}) \geq 0 \tag{1.10}$$

$$c_2 \quad : \quad Re(p_{22}) \geq 0 \tag{1.11}$$

$$c_3 \quad : \quad 2Re(p_{11})Re(p_{22}) - |p_{12}p_{21}| - Re(p_{12}p_{21}) \geq 0 \tag{1.12}$$

Cette approche est plus stricte que la stabilité puisque aucune hypothèse n'est faite ni sur l'environnement ni sur l'opérateur mis à part le fait qu'ils doivent être passifs [Micaelli 02].

Une étude détaillée a également été menée par Bolopion sur la stabilité des schémas de couplage. L'étude a montré que contrairement au couplage direct qui offre une bonne

transparence, le couplage indirect assure une bonne stabilité du couplage. Le lecteur trouvera plus de détails dans [Bolopion 10].

2.3.4 Conclusion

Les deux schémas de couplage présentent des qualités complémentaires, une très bonne transparence pour le couplage direct et une bonne stabilité pour le couplage indirect. Ces qualités sont à relativiser avec les caractéristiques de l'interface haptique et de l'outil de mesure. Par exemple, pour un couplage direct, la transparence de la chaîne de téléopération reste limitée si l'interface présente une inertie importante. Le choix des coefficients homothétiques pour assurer la transparence ou la stabilité conduit soit à masquer les phénomènes de faibles amplitudes, soit à saturer la force rendue à l'opérateur [Bolopion 10]. Il est ainsi difficile d'assurer à la fois la transparence et la stabilité de la chaîne de téléopération. Un couplage transparent et stable est un enjeu important pour la téléopération à l'échelle microscopique.

3 Systèmes de micro téléopération existants

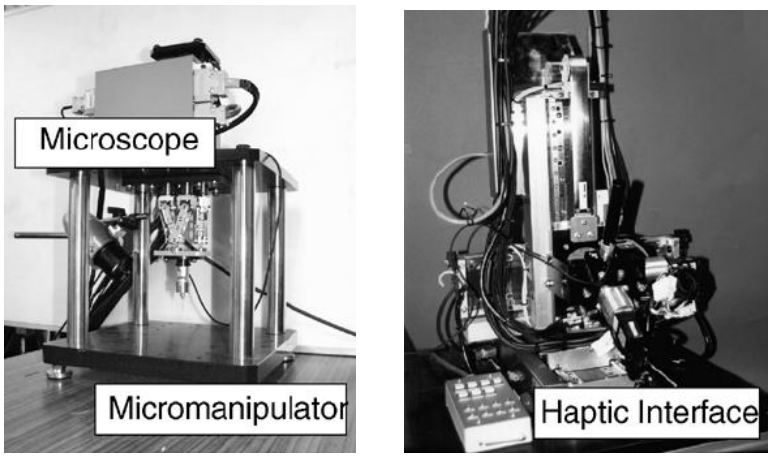
Plusieurs systèmes de téléopération dédiés aux applications à l'échelle microscopique ont été développés. Cette partie s'attache à présenter un état de l'art des principaux travaux en téléopération directe.

Les premiers travaux de micro-téléopération ont vu le jour en 1990. Y. Hatamura et H. Morishita souhaitaient un système capable de reproduire les mouvements de l'opérateur dans le nanomonde et de rendre d'une manière amplifiée les différents paramètres du nanomonde (température, sons, odeurs, images, efforts) [Hatamura 90]. Pour des raisons technologiques, ils n'en gardent que deux, l'effort et l'image. Ces deux paramètres constituent la base de tous les systèmes de téléopération. Les forces d'interaction avec l'objet sont mesurées et transmises par un indicateur d'effort visuel, non haptique. L'opérateur ne reçoit donc aucun retour d'effort.

La même année, Hollis [Hollis 90] a introduit pour la première fois l'utilisation de l'haptique pour des tâches de micro et nanomanipulation, au IBM Thomas J. Watson Research center. Leurs travaux traitent du développement d'une interface haptique, le "Magic Wrist", basée sur le principe de lévitation magnétique et qui possède 6 degrés de liberté. Ce bras maître est couplé à un microscope à effet tunnel (STM) et déplace la pointe de la poutre. Cette dernière suit le relief de l'échantillon. Ce système offre aux utilisateurs la possibilité d'explorer des films pulvérisés d'or et des substrats de graphite. Toutefois, les limitations majeurs engendrées par les bruits et l'hystérésis dégradent la fidélité du ressenti de l'opérateur.

Suite à ces travaux, l'équipe dirigée par H. Hashimoto a développé au Japon son propre

système de micro téléopération direct. Le système comporte un manipulateur à structure parallèle (voir figure 1.22(a)) avec une précision de 50 μm et une interface haptique à structure série (voir figure 1.22(b)). Cette recherche s'est focalisée sur la commande de l'interface haptique et du manipulateur [Ando 00]. Le couplage est composé d'une commande en position côté esclave (correcteur PID) et d'une commande en force côté maître (correcteur PD). Bien que les expériences menées démontrent la faisabilité du système, le ressenti opérateur reste limité, d'une part, par la friction et l'inertie de l'interface haptique et, d'autre part, par les retards qui engendrent l'instabilité du couplage, et par extension, celle du système.



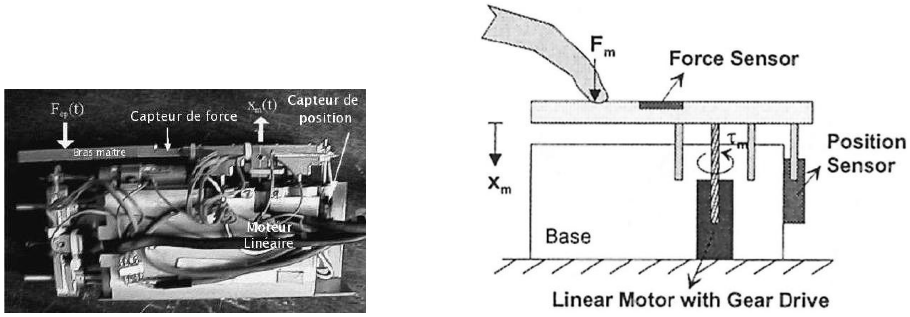
(a) *Manipulateur.* **(b)** *Interface haptique.*

Figure 1.22 - *Système de téléopération développé par l'équipe de H. Hashimoto [Ando 00].*

En 1998, M. Sitti et H. Hashimoto ont réalisé le premier système de téléopération couplant une interface haptique à une poutre AFM [Sitti 98a]. Le système utilise une interface haptique à un degré de liberté et retourne des efforts selon l'axe vertical et un retour graphique 3D durant la manipulation (voir figure 1.23). La poutre utilisée dans le système peut manipuler des objets de quelques nm à quelques dizaines de μm. Des opérations haptiques sont réalisées avec ce système sur différents échantillons [Sitti 03]. L'opérateur ressent au cours de ces opérations les forces répulsives ainsi que les forces attractives durant le retrait de la pointe, mais l'effort d'attraction de pull-in n'est pas transmis.

Dans cette même optique, un système de téléopération à un seul degré de liberté a été également réalisé au Laboratoire de Robotique de Paris (actuellement ISIR [24]). Ce système est conçu autour d'une interface haptique conventionnelle, appelée "Brigit", et d'une poutre AFM [Venture 06]. Des manipulations simples à l'échelle microscopique ont été effectuées. Elles consistent en des saisies de microsphères par adhésion et des déposes par roulement de micro-objets. Toutefois, seuls les efforts verticaux sont transmis à l'opérateur tandis que les efforts d'interaction poutre/objet ne sont pas mesurés, notamment lors de

24. Institut des Systèmes Intelligents et de Robotique



(a) *Interface haptique [Sitti 98b].* **(b)** *Interface haptique, principe [Sitti 03].*

Figure 1.23 - *Système de nanomanipulation, Institut of Industrial Sciences, Tokyo.*

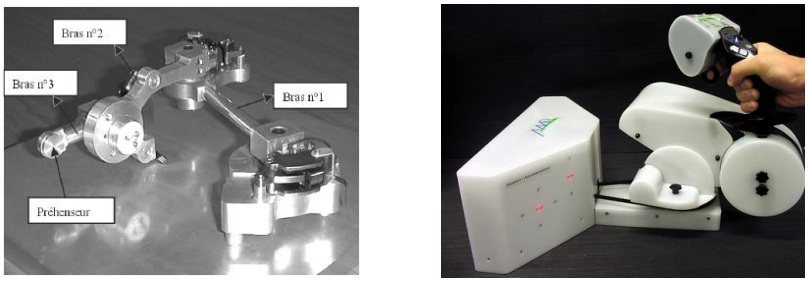
la phase de transport des objets.

A l'université Libre de Belgique (ULB), les travaux se sont portés sur l'analyse des limitations des systèmes de téléopération [Letier 03]. Deux limitations sont soulevées. Les retards de communication introduits par la mesure d'effort et l'acquisition de données introduisent des vibrations importantes dans le retour haptique renvoyé par leur l'interface (figure 1.24(a)). De plus, le système de mesure poutre-laser ne fournit que la mesure de l'effort vertical de manière instantanée. Ces deux limitations font encore l'objet de nombreux travaux de recherche.

A Bourges, un couplage entre une interface haptique à un degré de liberté et une micropince piézoélectrique *MOC* du Laboratoire d'Automatique de Besançon a été étudié. Le travail prend en considération les spécificités du micromonde, les erreurs de modélisation et les éventuels retards de communication. Bien qu'un énorme travail ait été accompli tant au niveau théorique que sur des simulations, peu de résultats expérimentaux sont présentés. [Boukhnifer 06] [Boukhnifer 07].

A l'université d'Oldenbourg, une micro pince munie d'un capteur d'effort piézoélectrique (voir figure 1.8) a été couplée à une interface haptique, la "HIMiC" *Haptic Interface for Microrobot Cell* (voir figure 1.24(b)). Plutôt que de reconstruire fidèlement les efforts appliqués sur l'outil, le système considère d'autres retours haptiques pour des opérations de manipulation. Ces retours haptiques sont calculés à partir de modèles prédéfinis [Shirinov 04]. Différentes configurations sont utilisées comme le modèle "environnement libre" (pas de mesure de force, donc le retour haptique est nul) et le modèle "mur" qui est activé en présence d'effort dans une direction. Bien que cette approche assure un couplage stable en présence de retards et de supprime les vibrations de la force, peu de validations expérimentales de ces travaux sont détaillées. De plus, les efforts renvoyés à l'opérateur sont issus de modèles prédéfinis qui ne reflètent pas les interactions à l'échelle microscopique.

Plus récemment, un système de téléopération avec un retour haptique 3D pour la manipulation de sphères microscopiques a été développé à l'ISIR (voir figure 1.25). Le système réalise des manipulations complexes contrôlées avec un retour d'effort [Bolopion 10]. Contrairement à l'ensemble des systèmes de téléopération avec une seule poutre AFM,



(a) *Interface de l'université libre de Belgique [Letier 03]*

(b) *Interface haptique HIMiC, université d'Oldenbourg [Fatikow 03]*

Figure 1.24 - *Interfaces haptiques à retour d'effort.*

le système utilise deux poutres AFM qui collaborent pour saisir et déposer des micro objets [Xie 09]. Ces deux poutres sont couplées à une interface haptique commerciale *OMEGA* à trois degrés de liberté. Les efforts renvoyés offrent à l'opérateur la possibilité de détecter les micro objets et assistent l'opérateur lors de la tâche mais la fidélité du ressenti des forces d'interaction est fortement dégradée par les caractéristiques de l'interface haptique et celles de l'outil de mesure.

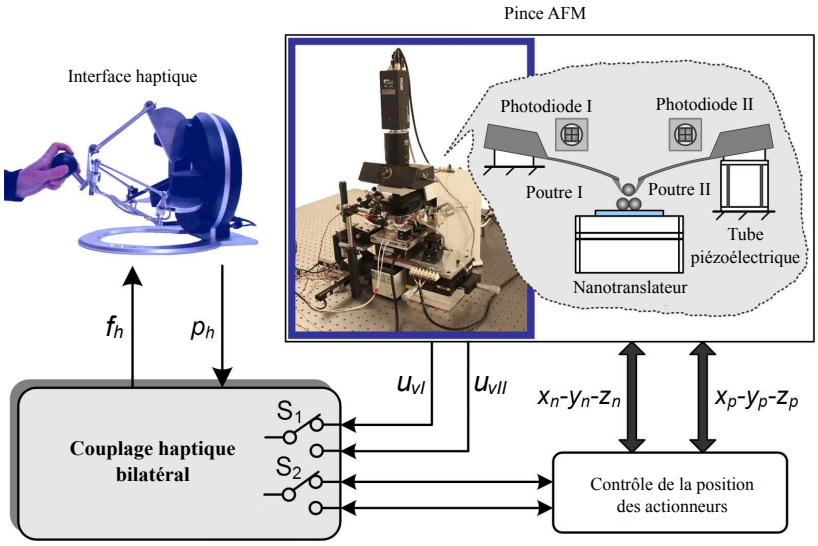


Figure 1.25 - *Système de téléopération à deux poutres. (à gauche) Une interface haptique, type OMEGA est utilisée pour contrôler la manipulation tridimensionnelle avec retour haptique en temps réel. (à droite) La pince est composée de deux poutres AFM. [Bolopion 10].*

Les systèmes de téléopération directe à l'échelle microscopique sont résumés dans le tableau 1.3. Ces travaux ont donné lieu à des réalisations intéressantes. Elles offrent à l'opérateur la possibilité d'interagir et d'explorer le micromonde, mais des insuffisances apparaissent comme notamment les interfaces haptiques peu adaptées et la difficulté de la mesure des forces d'interaction. Peu de travaux font état de la mesure des phénomènes

propres à l'échelle microscope dés lors qu'ils sont dédiés à la manipulation.

Tableau 1.3 - *Récapitulatif des principaux travaux de téléopération à l'échelle microscopique*

Citation	Interface	Outil	Remarques
[Hatamura 90]	Nanorobot system	Aiguille	Pas de retour d'effort.
[Hollis 90]	Magic Wrist	STM	Retour d'effort affecté par les bruits et l'hystérésis.
[Sitti 98a] [Sitti 03]	Interface maison	AFM	Utilisation des coefficients homothétiques pour l'adaptation des échelles.
[Venture 06]	Brigit	AFM	Pas de mesure d'effort entre la poutre et l'objet.
[Letier 03]	Interface maison	AFM	Mise en évidence des limitations du rendu des forces.
[Boukhnifer 06] [Boukhnifer 07]	Interface haptique à un degré de liberté	Micropince piézoélectrique (MOC)	Peu de résultats expérimentaux.
[Shirinov 04] [Fatikow 03]	HIMiC	Pince piézoérésistive	Calcul du retour d'effort par des modèles prédéfinis.
[Bolopion 10]	OMEGA	Pince AFM	Utilisation de deux poutres AFM, retour d'effort 3D. Ressenti des forces d'interaction AFM/objet dégradé.

4 Objectifs et approche retenue

Aux échelles microscopiques, les efforts d'interaction sont largement modifiés par rapport à ceux des échelles macroscopiques. La dominance des forces surfaciques fait apparaitre des phénomènes physiques propres à ces échelles, notamment le pull-in et le pull-off. Des systèmes spécifiques doivent être utilisés pour interagir d'une manière intuitive avec ces environnements. D'une part, des outils spécifiques doivent être utilisés pour mesurer ces efforts et interagir avec des objets microscopiques. D'autre part, des interfaces haptiques dédiées doivent être exploitées en particulier pour accroitre l'interactivité de l'opérateur avec cet environnement.

Plusieurs travaux ont été menés sur les systèmes de téléopération pour interagir avec l'environnement microscopique, avec ou sans retour d'effort. Cependant, très peu de ces systèmes font état d'une interaction intuitive et de mesure de microforces. Cette contrainte

est due principalement à la difficulté d'obtenir des couplages haptiques à la fois stables et transparents pour des applications à cette échelle. Cette limitation peut s'expliquer par l'approche exploitée par la plupart de ces travaux : elle consiste principalement à se focaliser sur l'étude des schémas de couplage pour assurer la stabilité et la transparence du système de téléopération. En effet, ces systèmes sont conçus généralement autour d'un outil et d'une interface haptique commerciale, peu adaptés à l'exploration des échelles microscopiques. Récemment, l'étude menée à l'ISIR par Bolopion [Bolopion 10] a démontré les limitations de cette approche avec un AFM. Le résultat obtenu met en évidence la complémentarité des deux schémas de couplage, une bonne transparence pour le couplage direct et la stabilité pour le schéma de couplage indirect. Par conséquent, il n'est pas possible de garantir les deux propriétés avec cette approche.

L'objectif de ce travail est de concevoir une chaîne de micro téléopération pour des applications à l'échelle microscopique. Une nouvelle approche est donc proposée. Elle consiste à s'intéresser en amont à la transparence et à la stabilité du système maitre et esclave pour garantir l'intuitivité de la chaîne de micro téléopération (couplage direct d'une interface haptique et d'un outil de mesure commandés et adaptés à l'exploration du micromonde). Pour mettre au point cette approche, plusieurs aspects scientifiques doivent être pris en considération.

1. **Le choix de l'interface haptique dédiée à la manipulation à l'échelle microscopique** : les interfaces existantes (classiques) ne sont généralement pas adaptées à des applications d'exploration du micro monde. Des architectures novatrices pour la conception d'interfaces haptiques doivent être explorées. L'interface proposée dans ce travail est issue d'une architecture à deux étages d'actionnement. Elle comporte un petit moteur pour compenser les composantes hautes fréquences et un gros moteur pour fournir la puissance en régime établi (en continu). Une commande est appliquée pour rendre l'interface transparente. Enfin, des tests utilisateurs sont effectués pour évaluer les performances de l'interface par rapport à une interface conventionnelle [25].
2. **Le développement d'un nouvel outil de mesure de microforces** : il est nécessaire de développer un outil prenant en considération les particularités de la mesure de forces à l'échelle microscopique. En effet, les outils de mesure de microforces classiques sont limités. Un nouveau capteur actif est proposé. Il est conçu autour de trois principes : la suspension de sa partie mobile, l'actionnement électrostatique de cette dernière et la mesure de forces active. Une mesure de forces sur un cycle d'approche-retrait sur une goutte d'eau est considérée pour valider le capteur. Elle regroupe différents phénomènes observés à l'échelle microscopique, tels que les efforts de pull-off et de pull-off.
3. **L'exploitation des outils de l'automatique** : le but est d'améliorer à la fois la stabilité et la transparence de l'interface et de l'outil de mesure. Premièrement, une commande polynomiale type RST est proposée pour commander l'interface

25. Une interface conventionnelle à un degré de liberté ne comporte qu'un seul moteur

haptique et améliorer sa transparence. Ensuite une commande H_∞ est proposée pour asservir la partie sensible de l'outil de mesure pour obtenir une mesure active de microforces. Des tests sont effectués sur l'interface et l'outil pour valider expérimentalement ces lois de commande.

4. **L'utilisation d'un schéma de couplage direct** : ce schéma doit prendre en considération la différence d'échelle entre le micro et le macro monde. Le couplage proposé est issu des schémas utilisés à l'échelle macroscopique, adapté à l'échelle microscopique. Ce schéma est d'autant intéressant si les deux systèmes à coupler sont passifs. Celui-ci est utilisé pour construire la chaîne de micro téléopération. Des téléopérations mono-dimensionnelles sur une goutte d'eau sont considérées pour valider expérimentalement les résultats.

Ces différents aspects sont abordés à travers les chapitres 2, 3 et 4 de ce manuscrit. Le chapitre 2 aborde le choix de l'interface haptique à retour d'effort dédiée aux échelles microscopiques. Les limitations inhérentes aux interfaces haptiques classiques sont mises en évidence. Une interface issue d'un actionnement à deux étages est présentée. Elle comporte un petit moteur, un gros moteur et un coupleur visqueux. Une commande polynomiale est proposée pour améliorer sa transparence. Des tests utilisateurs sont présentés pour comparer les performances de l'interface haptique par rapport à une interface conventionnelle.

Le chapitre 3 traite de la conception et de la réalisation d'un nouvel outil de mesure de microforces. Les besoins et les limitations de mesure de microforces sont mis en évidence. Les différents principes utilisés pour la conception de cet outil sont exposés : la suspension, l'actionnement électrostatique sans contact et la mesure active. Un description détaillée du prototype réalisé est présentée. Puis, l'étalonnage et l'identification du prototype sont exposés à la fin du chapitre.

L'interface haptique et l'outil de mesure présentés dans les chapitres 2 et 3 sont exploités dans le chapitre 4. Une commande H_∞ est proposée pour asservir le prototype afin d'obtenir une mesure de forces active. Des expériences sont effectuées pour valider le prototype sur un cycle d'approche-retrait sur une goutte d'eau. Un schéma de couplage homothétique direct est proposé pour construire la chaîne de micro téléopération. Une étude théorique est menée sur la stabilité et la transparence de la chaîne de micro téléopération. Des téléopérations mono-dimensionnelles représentatives des phénomènes à l'échelle microscopique sont alors considérées pour tester et valider la chaîne avec notamment des cycles d'approche-retrait sur une goutte d'eau. Les résultats obtenus sont prometteurs et valident cette approche. Une conclusion générale rappelle les éléments essentiels et des perspectives sont développées autour de ce projet.

Chapitre 2

Interface haptique à un degré de liberté

Le chapitre précédent montre l'intérêt de l'utilisation des interfaces haptiques à retour d'effort pour accroître l'interactivité de l'opérateur avec l'environnement microscopique où le retour visuel est insuffisant. Il est apparu que les larges plages dynamiques des phénomènes microscopiques ne peuvent pas être ressenties par les interfaces classiques du fait de leur faible capacité dans ce domaine. Par exemple, le compromis fait dans le choix des coefficients homothétiques conduit, soit à masquer les phénomènes de faible amplitude comme l'effort de pull-in, soit à saturer la force rendu par le bras haptique comme l'effort de pull-off. Cette limitation vient principalement de l'inertie importante introduite par les actionneurs électromécaniques. Ainsi, une interface haptique adaptée aux échelles microscopiques doit présenter une large plage dynamique (soit un faible frottement et un effort maximal élevé). Plus généralement, l'interface doit avoir une grande transparence. Il existe quelques interfaces commerciales qui proposent une large plage dynamique comme l'interface haptique Maglev 200 et le système électromagnétique d'ERGOS. Elles ont de hautes performances, mais cette propriété est à mettre en relation avec l'inertie perçue. Celle-ci a une valeur assez élevée, puisque la poignée du Maglev a une masse de 500 g et celle du système ERGOS est de 300 g. La transparence ne peut aussi pas être totalement assurée à l'échelle microscopique.

Pour ressentir les phénomènes propres aux échelles microscopiques, il est impératif de disposer d'une interface haptique à retour d'effort adaptée à ce domaine. Dans ce cadre, un travail de conception d'une nouvelle interface a été initié par Millet dans le but de concilier large plage dynamique et transparence [Millet 09a]. Les premiers résultats du prototype mis en œuvre sont apparus prometteurs. L'objectif de ce chapitre est de se concentrer sur la commande de cette interface haptique pour améliorer ses capacités, en particulier la transparence. Ainsi, une commande polynomiale (type RST) est utilisée pour cacher l'inertie de l'interface du ressenti opérateur. Des tests utilisateurs sont effec-

tués pour évaluer l'interface par rapport à une interface conventionnelle et certifier son comportement pour des tâches de micromanipulation.

Dans un premier temps, la problématique des interfaces classiques est abordée, notamment la transparence. Ensuite l'approche d'actionnement à deux étages retenue pour la conception d'une nouvelle interface haptique est présentée. Le prototype réalisé dans ce cadre par Millet [Millet 09a] est présenté, ainsi que son fonctionnement. Cette partie à donc pour objectif de donner une idée claire sur le travail entamé. Dans un second temps, notre travail se concentre principalement sur la commande de cette interface. A cet effet, un schéma de commande et un correcteur RST sont proposés, analysés puis appliqués pour commander l'interface en vitesse. La commande a pour rôle de dissocier l'inertie (ou la dynamique) du gros moteur de l'interface du ressenti opérateur. La dernière partie de ce chapitre se focalise sur l'évaluation de l'interface haptique commandée. Un protocole expérimental est utilisé afin de comparer les capacités de détection de l'opérateur avec cette interface par rapport à une interface conventionnelle. Les résultats des tests sont discutés à la fin du chapitre.

1 Nouvelle approche de conception d'interface haptique

1.1 Problématique

La transparence des interfaces haptiques est souvent affectée ou limitée par différents facteurs incluant les inconvénients des systèmes mécaniques : inertie, jeu mécanique, frottement, hystérésis, élasticité et dynamique structurelle [Hayward 96]. La limitation la plus importante vient de l'actionneur électromagnétique utilisé. En effet, les interfaces haptiques à retour d'effort utilisent dans leur majorité des moteurs à courant continu, avec aimant permanent et rotor sans fer. Ce dernier a des propriétés favorables pour les applications haptiques, vu que l'inertie du rotor de ce type de moteur est petit, par rapport à celle du moteur à rotor bobiné [Hayward 95]. Une contrainte commune à tous ces actionneurs électromagnétiques est l'implication suivante : plus le couple à ressentir est grand, plus l'inertie du rotor est grande. Cela signifie que l'inertie du rotor augmente plus rapidement que le couple maximum quand la taille du moteur augmente. Cette contrainte est d'autant plus significative si un moteur est couplé à la main de l'opérateur, directement via une poignée ou par des transmissions. Dans le cas de l'utilisation d'un mécanisme d'amplification de force ou de couple, l'inertie équivalente à la sortie dépend du carré du rapport d'amplification. Ainsi les concepteurs se trouvent rapidement limités à un domaine où aucune conception à un seul moteur ne peut surmonter cette contrainte ancrée dans la physique.

Pour la conception d'interface haptique, cette analyse signifie que la transparence diminue avec la capacité à fournir plus de couple. De plus, l'apport du surplus de force par

amplification de couple s'accompagne généralement des propriétés néfastes citées précédemment. Ce compromis est d'autant limitant lorsqu'il s'agit de concevoir des interfaces dédiées à l'exploration du micromonde. Cependant, ces contraintes peuvent être réduites en considérant un actionnement à deux étages.

1.2 Approche d'actionnement à deux étages

En robotique, les systèmes à deux étages font l'objet d'études depuis plus d'une vingtaine d'année. Plusieurs raisons ont motivé l'utilisation de plus d'un actionneur par articulation. La motivation première est vraisemblablement de pouvoir moduler la dynamique intrinsèque d'une articulation actionnée, de façon à imiter l'action antagoniste des muscles du squelette. Cette idée à récemment fait l'objet d'un approfondissement afin de créer des robots qui puissent interagir sans danger avec les personnes.

Cette architecture à deux étages est aussi classique en conception d'amplification électronique où un amplificateur puissant supportant toute la charge est couplé à un autre amplificateur rapide et haute qualité pour fournir le signal que le premier étage ne peut pas produire pendant le régime transitoire. Par analogie à cette architecture, la figure 2.1 présente une manière possible de coupler deux moteurs de puissance différentes à une charge.

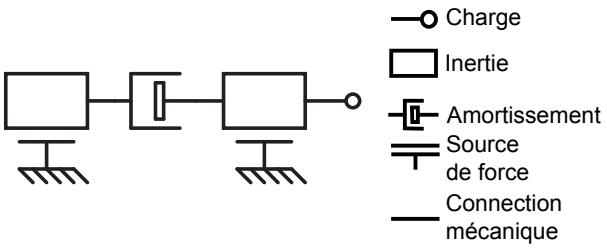


Figure 2.1 - *Approche possible de couplage d'actionneur à deux étages à une charge [Millet 09a].*

Dans ce cas, le moteur de grande puissance s'occupe de fournir le couple [1] en régime établi et le moteur de faible puissance compense le couple produit en régime transitoire. Les deux moteurs sont couplés par un coupleur visqueux. D'autres architecture d'actionnement sont possibles, mais elles n'offrent pas les mêmes avantages. Elles sont largement commentées dans [Millet 09a].

1. Dans la suite du chapitre, pour des raisons de simplification, aucune distinction n'est faite entre force et couple.

1.3 Interface haptique série à un seul degré de liberté

Cette section s'attache à décrire l'interface haptique conçue par Millet [Millet 09a]. Cette interface est basée sur une architecture d'actionnement à deux étages illustrée sur la figure 2.1. Dans un premier temps, le choix du couplage visqueux est argumenté. Ensuite, le prototype réalisé est présenté. Enfin, une description du fonctionnement de l'interface est présentée.

1.3.1 Couplage visqueux

En général, l'énergie produite par un couplage élastique est emmagasinée. Par conséquent, si la force de sortie doit être annulée brusquement, par exemple à la rupture du contact avec un mur virtuel, le système de contrôle doit être capable d'évacuer toute l'énergie stockée en peu de temps. De même, si on lâche l'interface durant l'interaction, l'énergie élastique se transforme instantanément en énergie cinétique, ce qui entraine un mouvement incontrôlable de l'interface. Contrairement au couplage élastique, le couplage visqueux n'a pas ce problème ou le réduit fortement. Pour produire une force, le moteur de grande puissance doit tourner, stockant ainsi de l'énergie cinétique. Cette énergie ne peut être transférée à la sortie d'une manière instantanée car le couplage est dissipatif par construction. L'énergie a tendance à être dissipée intérieurement plutôt que par l'opérateur. La variable d'entrée du couplage est une vitesse, c'est à dire une simple intégration de la force de sortie. Ainsi, pour commander la force produite par l'interface, il suffit de réaliser une commande en vitesse de l'interface. Celle-ci est plus facile à réaliser et plus simple qu'une commande en position. Par ailleurs, le couplage visqueux donne une plus grande rapidité de réaction de la force transmise par ce couplage, par rapport au couplage élastique. Ainsi l'énergie demandée au moteur de petite puissance pour produire une force de sortie précise est petite.

Le choix du couplage visqueux à courant de Foucault apporte d'autres avantages, en particulier la précision, puisque ces actionneurs à deux étages sont asservis en effort. De plus ce couplage n'apporte pas de résonance structurelle et présente un comportement linéaire sur une large plage de vitesse.

1.3.2 Prototype réalisé

L'interface haptique à deux étages réalisée par Millet est illustrée sur la figure 2.2. Elle est fabriquée moyennant de l'usinage conventionnel et du prototypage rapide (plastique ABS). Ce type d'usinage est particulièrement efficace et adapté pour la réalisation de pièces légères comme la poignée de l'interface et la roue tenant l'armature du coupleur visqueux. Des analyses structurelles numériques ont été effectuées lors de la conception de l'interface. Le but est de réduire l'inertie de ces pièces, d'assurer une rigidité suffisante et

de maintenir leur premier mode de résonance au-dessus de 1 kHz. L'interface est constituée de deux moteurs, un gros et un petit moteur de puissances différentes, couplés de manière visqueuse par un coupleur à base de courants de Foucault. Le gros moteur, lié au coupleur, fournit la puissance en régime établi. Le petit moteur de très faible inertie, lié à l'axe de sortie, compense le couple ressenti par l'opérateur en régime transitoire. Les deux moteurs sont couplés par un coupleur visqueux à base de courant de Foucault (voir figure 2.3). Le coupleur est un élément clé dans la conception et la réalisation de l'interface. En effet, si le coupleur est visqueux et en même temps léger, le gros moteur répondra plus rapidement à une consigne de couple. L'interface comporte également une poignée très légère et deux encodeurs optiques de très haute résolution. Contrairement à certaines interface haptique à bras, cette interface n'a aucune butée de position, laissant envisager une large gamme d'utilisation.

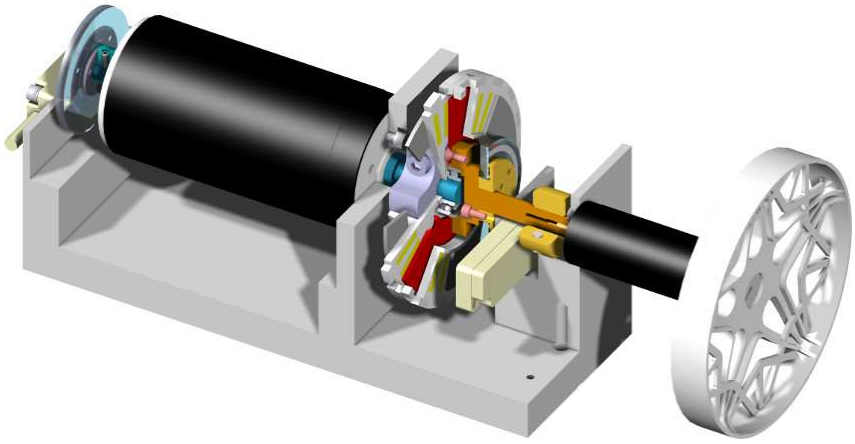
Les paramètres importants de l'interface haptique réalisée sont mesurés selon la procédure décrite dans [Millet 09b]. Les résultats de mesures sont rassemblés dans la table 2.1. k_2 est la constante de couple du petit moteur. J_1 et J_2 sont les inerties respectives de l'arbre du gros moteur et de l'arbre du petit moteur. b est le coefficient visqueux du coupleur à base de courant de Foucault. $C_{2\text{fric}}$ est le couple de frottement sur l'arbre de sortie et $C_{1\text{max}}$ est le couple maximum généré par le gros moteur.

Tableau 2.1 - *Paramètres identifiés sur le prototype réalisé [Millet 09a].*

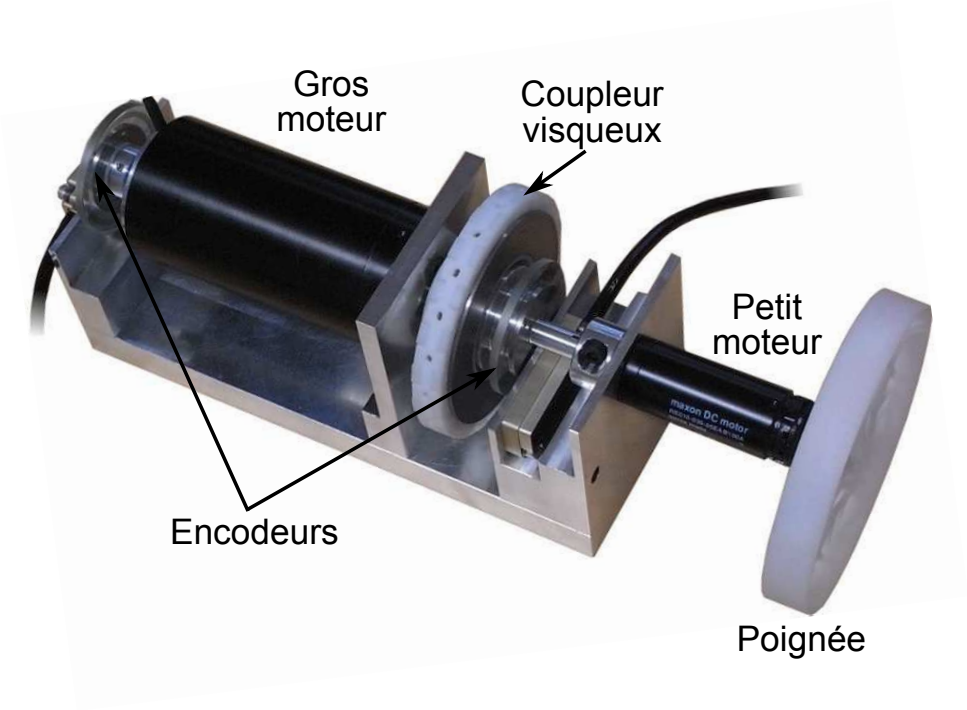
Paramètre	**Valeur**	**Unité**
k_2	$79\ 10^{-4}$	$\mathrm{N \cdot m \cdot A^{-1}}$
b	$87\ 10^{-5}$	$\mathrm{N \cdot m \cdot s \cdot rad^{-1}}$
J_1	$26\ 10^{-6}$	$\mathrm{kg \cdot m^2}$
J_2	$64\ 10^{-7}$	$\mathrm{kg \cdot m^2}$
$C_{2\text{fric}}$	$13\ 10^{-5}$	$\mathrm{N \cdot m}$
$C_{1\text{max}}$	$20\ 10^{-2}$	$\mathrm{N \cdot m}$

1.3.3 Fonctionnement de l'interface

Contrairement à une interface conventionnelle, où la poignée ou le bras de l'interface est couplé directement, ou par un réducteur à un actionneur électromécanique (un seul moteur), l'interface présentée dans ce travail adopte une autre approche. Celle-ci consiste à combiner deux actionneurs de puissances différentes. Cette combinaison, d'une part, augmente la plage dynamique de l'interface et améliore la transparence, et d'autre part, tire profit des avantages offerts par le couplage visqueux. Le fonctionnement de l'interface peut être décrit de la manière suivante : l'opérateur ou l'utilisateur interagit avec l'interface à travers la poignée, couplée à l'arbre de sortie (arbre du petit moteur). Celle-ci donne à l'opérateur la possibilité de ressentir les efforts et de traduire les mouvements de sa main



(a)



(b)

Figure 2.2 - *(a) Modèle CAO de l'interface haptique à un seul degré de liberté, (b) Prototype réalisé.*

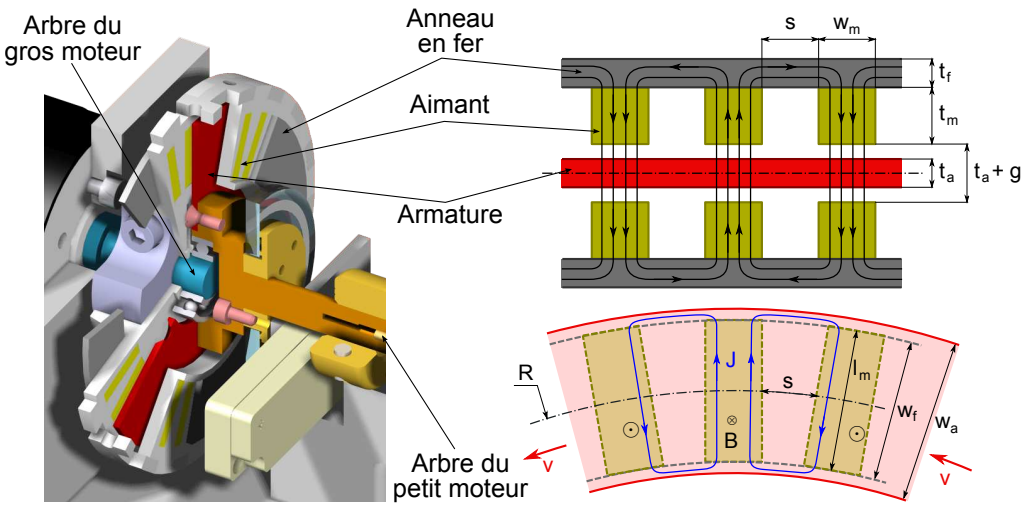


Figure 2.3 - *Coupleur visqueux à base de courant de Foucault, (a) Vue coupée du coupleur, (b) densité de flux générée par les aimants, (c) densité de courant dans l'armature durant le mouvement relatif [Mohand-Ousaid 11].*

en déplacement grâce à un encodeur optique, placé sur l'arbre du petit moteur. Comme mentionné précédemment, les actionneurs dans ce cas sont généralement commandés en effort. Nous verrons dans la suite les détails du correcteur utilisé pour commander ces actionneurs.

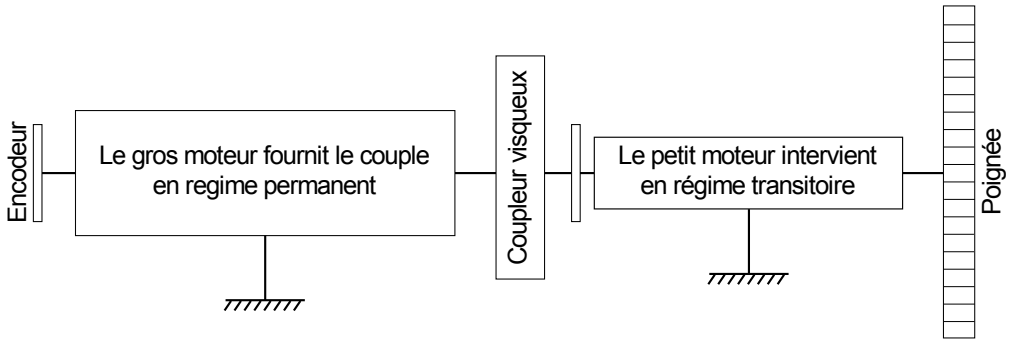


Figure 2.4 - *Fonctionnement de l'interface.*

Si la consigne de couple de l'interface est nulle, l'opérateur ne ressent qu'un très faible effort lorsqu'il interagit avec l'interface via la poignée (il ne ressent que l'inertie de la poignée additionnée à celle de l'arbre du petit moteur). En effet, le contrôleur est chargé de générer un signal de commande pour faire tourner le grand moteur et le petit moteur compense le couple de sortie.

Si la consigne de couple est non nulle, l'opérateur ressent cette consigne avec un degré de fidélité élevé à travers la poignée. Dans ce cas, le gros moteur tourne, stockant ainsi de l'énergie sous forme cinétique. Cette énergie est transmise d'une manière visqueuse à

la poignée par le coupleur visqueux. Le petit moteur contribue également à compenser le couple de sortie en régime transitoire dans la limite de ses capacités à supporter les surcharges thermiques.

1.4 Conclusion

Cette partie s'est intéressée à rappeler quelques éléments de l'étude entamée par Millet pour concevoir une nouvelle interface haptique. L'architecture d'actionnement à deux étages, le prototype réalisé et son fonctionnement sont présentés. Une propriété importante de ce prototype est sa passivité qui résulte de l'utilisation d'un coupleur visqueux. Ce dernier a tendance à dissiper intérieurement l'énergie plutôt que par l'intermédiaire d'un opérateur. Il est apparu suite aux tests préliminaires que cette interface possède aussi des capacités de perception importantes, mais il reste encore du travail pour l'amélioration de sa transparence. Celle-ci est en effet affectée par l'inertie du gros moteur. Néanmoins, cette limitation peut être simplement dépassée par l'utilisation d'une commande adéquate pour cacher l'inertie du gros moteur du ressenti de l'opérateur. Cette commande fait l'objet de la partie suivante.

2 Commande et transparence de l'interface haptique

L'utilisation d'un actionnement à deux étages augmente la plage dynamique de l'interface avec la possibilité de ressentir de gros efforts, ainsi que de petits efforts. Néanmoins, en voulant étendre la plage dynamique de l'interface pour ressentir des efforts assez élevés, celle-ci est contrainte par l'inertie du gros moteur qui produit l'effort en régime établi. Un compromis doit être établi entre le couple maximum de l'interface et l'inertie qui augmente rapidement avec ce couple. Cette inertie affecte directement le ressenti utilisateur, et par conséquent, la transparence de l'interface. Pour surmonter cette difficulté, nous avons choisi d'utiliser un schéma de contrôle avec une commande polynomiale discrète afin de dissocier la dynamique ou l'inertie du gros moteur du ressenti opérateur.

2.1 Commande de l'interface haptique

Pour améliorer la transparence de l'interface, le schéma de commande illustré dans la figure 2.5 est utilisé. Son objectif est la régulation et l'asservissement du couple de sortie τ_{out} de l'interface. Une particularité importante de ce contrôle est de déconnecter l'effet de la dynamique, plus exactement l'inertie du gros moteur, du ressenti de l'opérateur au cours de son interaction avec l'interface. Pour atteindre cet objectif, la consigne du couple τ_d est comparée au couple appliqué par le coupleur visqueux sur la poignée. Celui-ci est proportionnel à la vitesse relative entre les deux moteurs. Le gros moteur M_1 est asservi par un correcteur sur l'erreur de couple mesurée. Le petit moteur M_2 contribue à réduire

l'erreur d'asservissement durant le temps de réponse du gros moteur (régime transitoire). En régime stationnaire, le couple du petit moteur tend vers zero et le gros moteur fournit le couple désiré. Lorsque la consigne change, le petit moteur compense instantanément cette variation, dans la limite de ses capacités, le temps que M_1 fournisse la nouvelle consigne. Durant l'exploration, lorsque la poignée est dans une phase "back driven", la puissance nécessaire pour tourner le gros moteur est supportée par l'amplificateur. Ainsi, l'opérateur ne fournit aucun effort pour vaincre l'inertie du gros moteur.

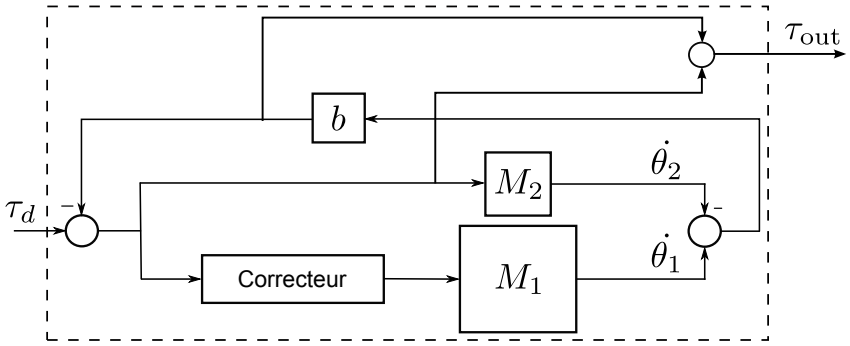


Figure 2.5 - *Schéma de commande simplifié.*

La figure 2.6 représente le schéma de commande discrète de l'interface haptique avec une période d'échantillonnage T_e, de manière détaillée. Un modèle simplifié du comportement électromécanique des deux moteurs constituant l'interface est représenté dans le cadre en pointillé. Les deux moteurs sont commandés en courant avec deux amplificateurs et couplés par un coupleur visqueux de coefficient b. Le couple de sortie [2] estimé ou couple ressenti par l'opérateur, τ_{out}, est la somme du couple du coupleur (ce couple est proportionnel à la vitesse relative des deux moteurs), et du couple du petit moteur $\tau_{\text{out}} = \tau_2 + b(\dot{\theta}_1 - \dot{\theta}_2)$. Celui-ci subit également les couples dus aux frottements et à l'inertie du gros moteur. La commande régule la vitesse relative entre les deux moteurs. Si cette régulation est bonne, la dynamique du gros moteur est supprimée du ressenti de l'opérateur. En d'autre termes, si le couple τ_d est nul, l'opérateur ne ressent que l'arbre du petit moteur en mouvement.

Ce schéma de commande s'appuie sur la connaissance précise du coefficient b. Cette contrainte est vérifiée dans le cas d'un couplage visqueux à base de courant de Foucault, car ce coefficient reste constant sur une large plage de vitesse. Il peut être connu précisément [Millet 09a]. Dans une première approche, le temps de montée semble limité par le temps de l'asservissement du gros moteur. Pour améliorer ce temps, l'erreur sur le couple est envoyée directement au petit moteur. Ainsi, le temps de réponse du système est celui du petit moteur dans la limite de ses capacités à être surchargé.

Par ailleurs, les vitesses des deux moteurs, $\dot{\theta}_1$ et $\dot{\theta}_2$ sont estimées à partir de la mesure de la position des deux arbres. Cette estimation est réalisée par un bloc de dérivation en temps discret, comme illustré sur la figure 2.6.

2. Sortie de l'interface haptique

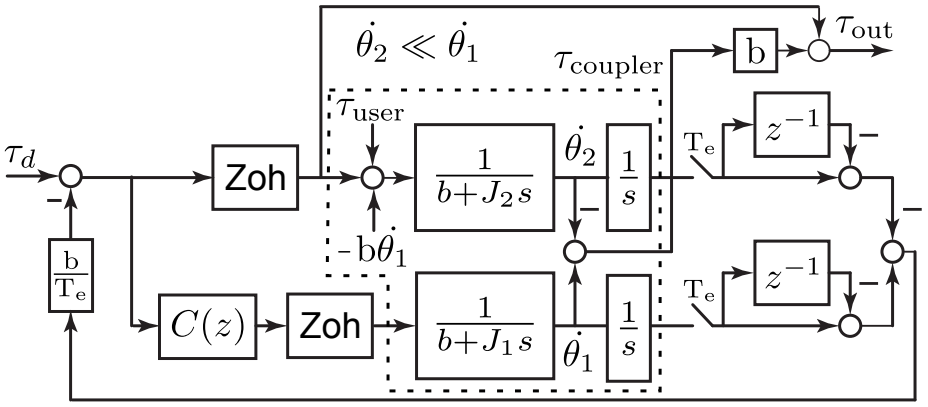


Figure 2.6 - *Schéma de commande de l'interface.*

2.2 Commande par placement de pôle polynomial (RST)

Nous avons choisi d'utiliser un contrôleur polynomial discret de type RST, par rapport à d'autres contrôleurs. Cette approche fournit une conception exacte du contrôleur pour des systèmes stables ou instables, sans restriction sur les degrés des polynômes de la fonction de transfert du système, sans restriction sur le retard du système et sans restriction sur les zéros du système [Landau 90] [Astrom 96] [Ostertag 05]. Le contrôleur polynomial discret est spécifié par trois polynômes $R(z)$, $S(z)$ et $T(z)$, comme le montre la figure 2.7, où $y(z)$ est la sortie mesurée du système, $r(z)$ la référence et $u(z)$ la commande appliquée sur le système. Pour des raisons pratiques, nous adopterons dans la suite la notation en z^{-1} des polynômes et des fonctions de transfert.

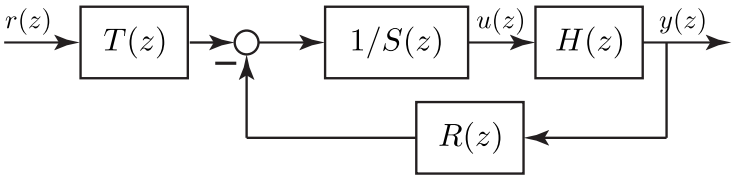


Figure 2.7 - *Structure d'un contrôleur polynomial (RST).*

La méthode de synthèse de ce type de contrôleur est purement algébrique. Elle fournit systématiquement la solution une fois le modèle discret du système à commander connu. Le comportement du système en boucle fermée est alors spécifié. Les trois polynômes qui constituent le contrôleur sont ainsi calculés pour atteindre les objectifs en terme de régulation et de poursuite. Le modèle du système à réguler est généralement caractérisé par la fonction de transfert échantillonnée :

$$H(z^{-1}) = z^{-d}\frac{B(z^{-1})}{A(z^{-1})} \tag{2.1}$$

avec

$$A(z^{-1}) = 1 + a_1 z^{-1} + a_2 z^{-2} + ... + a_{n_A} z^{-n_A} \quad (2.2)$$
$$B(z^{-1}) = b_1 z^{-1} + ... + b_{n_B} z^{-n_B} \quad (2.3)$$

La loi de commande $u(z^{-1})$ est donnée par :

$$u(z^{-1}) = \frac{T(z^{-1})}{S(z^{-1})} r(z^{-1}) - \frac{R(z^{-1})}{S(z^{-1})} y(z^{-1}) \quad (2.4)$$

L'expression de la commande fait apparaitre deux termes distincts appliqués respectivement sur la consigne et la sortie du système. Dans le cas où $T(z^{-1}) = R(z^{-1})$, le contrôleur agit comme un simple régulateur classique. La régulation classique devient donc un cas particulier de la commande RST. Celle-ci est cependant plus avantageuse puisqu'elle offre plus de degrés de liberté dans l'équation de commande. Ainsi, il est possible d'imposer une dynamique d'asservissement différente de celle de la régulation. Le polynôme caractéristique du système en boucle fermée, noté $P(z^{-1})$, est donné par l'équation 2.5, appelée équation Diophantienne.

$$\begin{aligned} P(z^{-1}) &= A(z^{-1})S(z^{-1}) + z^{-d}B(z^{-1})R(z^{-1}) \\ &= 1 + p_1 z^{-1} + p_2 z^{-2} + \dots \end{aligned} \quad (2.5)$$

Les racines du polynôme $P(z^{-1})$, qui sont les pôles en boucle fermée, définissent les performances en régulation du système. Le polynôme $P(z^{-1})$ peut être choisi directement à partir des performances désirées. En règle générale, il est obtenu par la discrétisation d'un polynôme du second ordre continu en spécifiant la pulsation w_0 et le coefficient d'amortissement ζ. Ce polynôme peut également, dans certains cas, contenir des pôles auxiliaires pour répondre à d'autres objectifs comme la réduction de l'effet d'un bruit ou l'amélioration de la robustesse, etc.

2.2.1 Régulation (calcul de $R(z^{-1})$ et $S(z^{-1})$)

Étant spécifiés, les pôles du polynôme $P(z^{-1})$ définissent en grande partie les performances en régulation de la boucle fermée. Pour le calcul de $R(z^{-1})$ et $S(z^{-1})$, il suffit de résoudre l'équation 2.5 connue sous le nom d'identité de Bezout. Celle-ci possède une solution unique, si et seulement si $A(z^{-1})$ et $R(z^{-1})$ sont premiers entre eux pour :

$$\begin{aligned} n_P &= deg(P(z^{-1})) \leq (n_A + n_B + d - 1) \\ n_S &= deg(S(z^{-1})) = n_B + d - 1 \\ n_R &= deg(R(z^{-1})) = n_A - 1 \end{aligned}$$

avec

$$S(z^{-1}) = 1 + s_1 z^{-1} + s_2 z^{-2} + ... + s_{n_S} z^{-n_S} \quad (2.6)$$

$$R(z^{-1}) = r_0 + r_1 z^{-1} + ... + r_{n_R} z^{-n_R} \quad (2.7)$$

La solution de l'identité de Bezout est donnée par une méthode de résolution matricielle. Sa forme algorithmique est mieux adaptée à la mise en œuvre numérique, facilitant ainsi la synthèse automatisée de la commande RST. L'équation 2.5 s'écrit souvent sous la forme :

$$MX = B \quad (2.8)$$

avec M la matrice contenant les paramètres des polynômes $A(z^{-1})$ et $B(z^{-1})$, X le vecteur des inconnus (paramètres des polynômes $S(z^{-1})$ et $R(z^{-1})$) et B le vecteur contenant les paramètres du polynôme de régulation $P(z^{-1})$. X, B et M s'écrivent :

$$X^T = [1, s_1, \ldots, s_{n_S}, r_0, \ldots, r_{n_R}] \quad (2.9)$$

$$B^T = [1, p_1, p_2, \ldots, p_{n_P}, 0, \ldots, 0] \quad (2.10)$$

$$\underbrace{\begin{pmatrix} 1 & 0 & \ldots & 0 & 0 & 0 & \ldots & 0 \\ a_1 & 1 & & \vdots & b'_1 & 0 & & \vdots \\ a_2 & a_1 & \ddots & 0 & b'_2 & b'_1 & & \vdots \\ \vdots & \vdots & \ddots & 1 & \vdots & \vdots & \ddots & 0 \\ a_{n_A} & \vdots & & a_1 & b'_{n_B} & & & b'_1 \\ 0 & a_{n_A} & & a_2 & 0 & b'_{n_B} & & b'_2 \\ \vdots & 0 & \ddots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \ldots & a_{n_A} & 0 & 0 & \ldots & b'_{n_B} \end{pmatrix}}_{\substack{n_B+d \\ \qquad\qquad\qquad\

2.2.2 Poursuite (calcul de $T(z)$)

Dans le cas idéal, lors d'un changement de consigne, la sortie du système suit une référence produite à l'aide d'un modèle de référence $H_m(z)$ (voir figure 2.8). Celui-ci est déterminé à partir des performance souhaitées, notamment le temps de réponse, le dépassement, etc. Le polynôme $T(z)$ doit assurer un gain unitaire entre la référence $r^*(z)$) engendrée par $H_m(z)$ et la sortie $y(z)$. Il doit aussi compenser la dynamique de régulation spécifiée par $P(z)$ (la dynamique de régulation est en générale différente de la dynamique de poursuite). Ces exigences conduisent à choisir $T(z)$ de la forme suivante :

$$T(z^{-1}) = K_T P(z^{-1}) \tag{2.11}$$

avec

$$K_T = \begin{cases} 1/B(1) & \text{si } B(1) \neq 0 \\ 1 & \text{si } B(1) = 0 \end{cases}$$

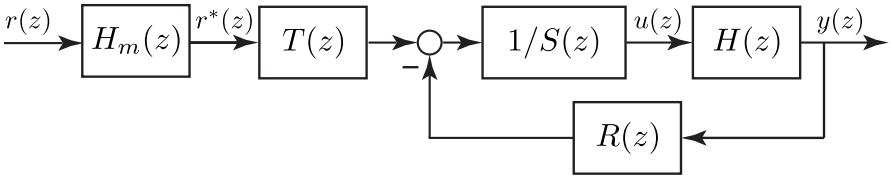


Figure 2.8 - *Structure d'un contrôleur polynomial, poursuite et régulation.*

Cette section rappelle les éléments nécessaires pour la synthèse d'une loi de commande polynomiale. Le lecteur peut se référer à [Landau 93] [Astrom 96] [Ostertag 05] pour plus de détails.

2.3 Synthèse de la commande RST

Considérant la vitesse du petit moteur faible devant la vitesse du gros moteur ($\dot{\theta}_2 \ll \dot{\theta}_1$), le contrôleur agit uniquement sur la dynamique du gros moteur. Le transfert total du système résulte de la cascade d'un bloqueur d'ordre zero, d'un intégrateur et d'un bloc de dérivation discrète. En échantillonnant le système avec une période de 0.1 ms, la fonction de transfert du système est donnée par :

$$H(z) = \frac{0.00167z^{-1} + 0.001669z^{-2}}{1 - 0.9967z^{-1}} \tag{2.12}$$

Le comportement désiré en boucle fermée (régulation) du système est obtenu par la discrétisation d'un système continu du second ordre avec une pulsation naturelle

w_0=680 rad $\cdot s^{-1}$ et un amortissement ζ=0.9. Ainsi, le polynôme caractéristique en boucle fermée $P(z)$ s'écrit comme :

$$P(z) = 1 - 1.8800z^{-1} + 0.8848z^{-2} \tag{2.13}$$

Le modèle de poursuite $H_m(z)$ utilisé est obtenu par la discrétisation d'un système continu du second ordre avec une pulsation naturelle w_0=580 rad $\cdot s^{-1}$ et un amortissement, ζ=0.9.

$$H_m(z) = \frac{0.001625z^{-1} + 0.001569z^{-2}}{1 - 1.898z^{-1} + 0.9009z^{-2}} \tag{2.14}$$

Le calcul des polynômes $R(z)$, $S(z)$ est donné par la résolution de l'équation 2.5 sous sa forme matricielle :

$$S(z^{-1}) = 1 + 0.9885z^{-1} \tag{2.15}$$
$$R(z^{-1}) = 1.3240 \tag{2.16}$$

Le polynôme $T(z)$ est choisi selon l'équation 2.11 :

$$T(z^{-1}) = \frac{P(z^{-1})}{B(1)} = \frac{1 - 1.8800z^{-1} + 0.8848z^{-2}}{B(1)} \tag{2.17}$$

2.4 Performances de la commande RST

La commande polynomiale (contrôleur RST) est implémentée sur un PC de bureau fonctionnant avec un système temps réel Linux-RTAI [3]. La fréquence d'échantillonnage f_e est fixée à 10 kHz.

L'interface haptique est testée pour une prise normale de la poignée par l'opérateur et en imposant une référence de couple échelon de 10 mN $\cdot$ m. Les niveaux de saturation des deux moteurs sont fixés respectivement à 5 mN.m pour le petit moteur et à 200 mN.m pour le gros moteur. Néanmoins, la saturation du petit moteur peut être fixée à une valeur supérieure, car le moteur ne fonctionne qu'en régime transitoire. La figure 2.10 montre la réponse de l'interface haptique à une consigne échelon de 10 mN.m avec τ_{out} le couple de sortie (vert), τ_{coupler} le couple du coupleur (noir) et τ_2 le couple du petit moteur (bleu). Le couple du gros moteur est τ_1 (rouge).

Comme illustré sur la figure 2.10, le gros moteur reçoit un pic de commande assez important, τ_1, sur un laps de temps très court et durant le régime transitoire le petit moteur, τ_2, compense le couple de sortie τ_{out}. Dans le cas où la saturation du petit moteur n'est pas atteinte, le temps de réponse de l'interface est la même que celui du petit moteur. Dans le cas où le petit moteur n'atteint pas la saturation, le temps de réponse de l'interface, comme le montre la figure 2.11, est exactement celui du petit moteur qui compense le couple de sortie en régime transitoire. Ce temps est d'environ 1 ms.

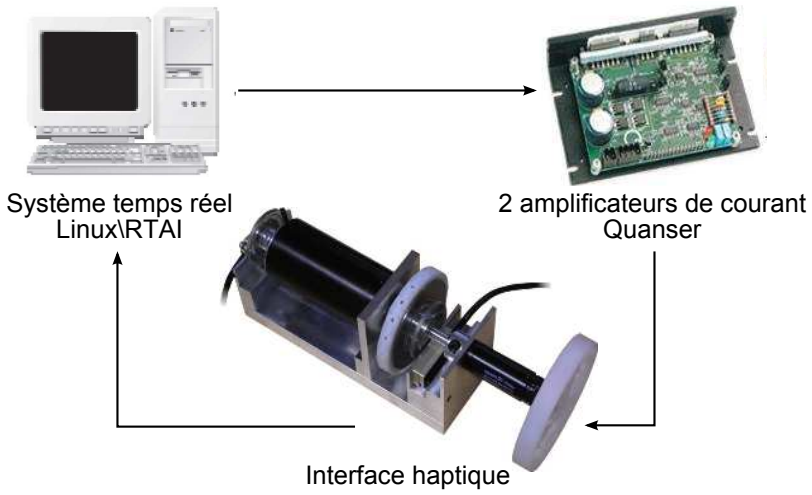


Figure 2.9 - *Mise en œuvre de la commande.*

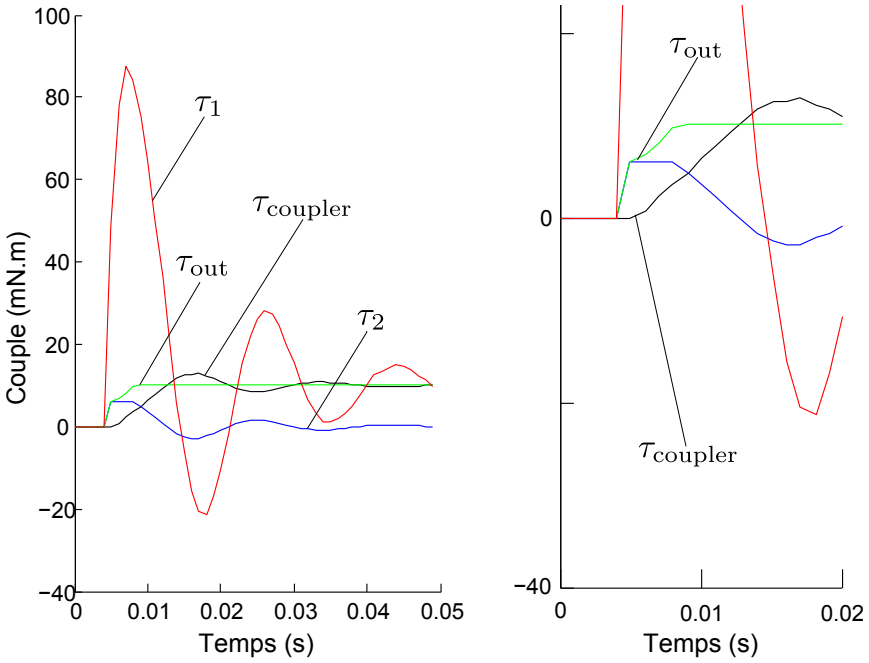


Figure 2.10 - *Réponse de l'interface à une consigne de couple de 10 $mN \cdot m$.*

La figure 2.12 représente la réponse de l'interface à une consigne de couple nulle. Dans ce cas, l'opérateur interagit avec l'interface sans ressentir d'effort, et sans ressentir l'inertie du gros moteur. Comme le montre la réponse du système, le correcteur fournit un signal de commande qui fait tourner le gros moteur pour suivre le mouvement de la poignée. Ce dernier suit également le mouvement de l'arbre du petit moteur. Le petit moteur compense le couple de sortie de l'interface en régime transitoire. Par conséquent, l'opérateur ne

3. Real Time Application Interface (https ://www.rtai.org).

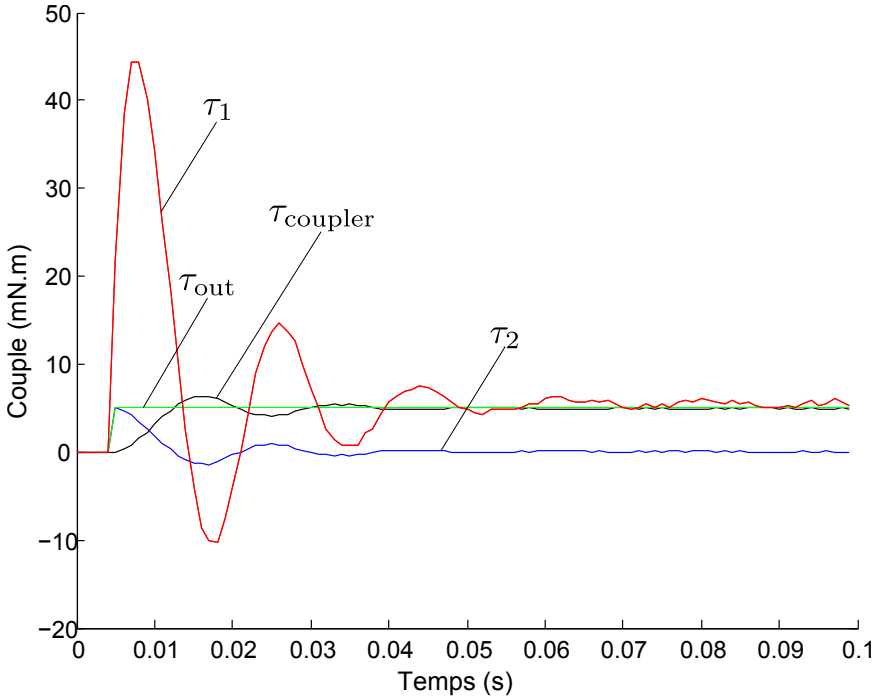


Figure 2.11 - *Réponse de l'interface à une consigne de couple de 5 mN.m, où le petit moteur n'atteint pas la saturation.*

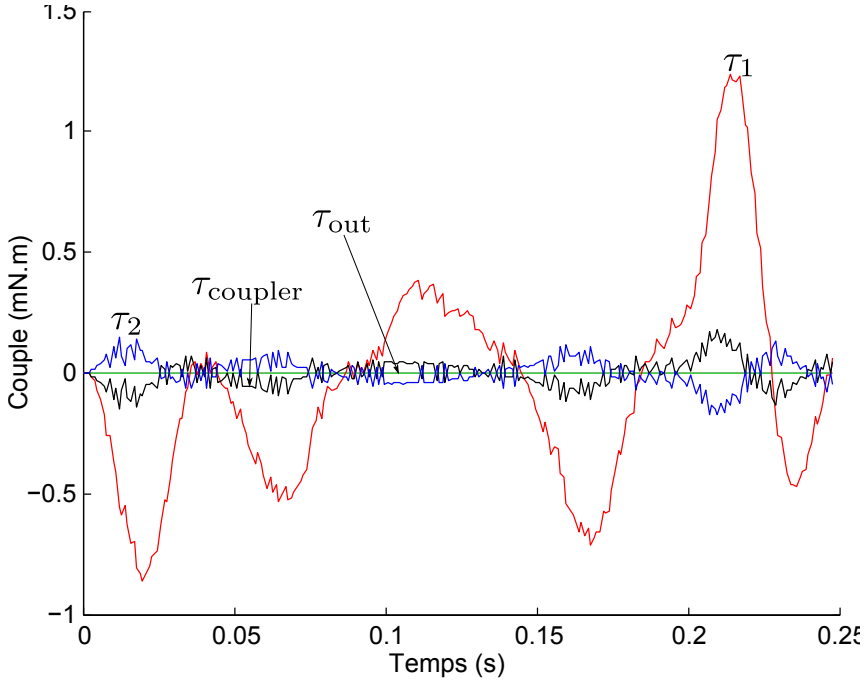


Figure 2.12 - *Réponse de l'interface à une consigne de couple nulle.*

fournit aucune puissance pour faire tourner le gros moteur.

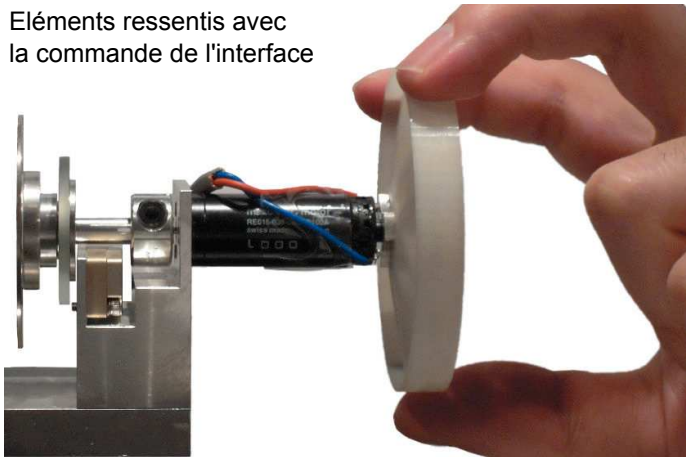


Figure 2.13 - *Schéma équivalent avec la commande RST.*

Par ailleurs, la figure 2.13, représente la configuration équivalente de l'interface haptique avec la commande RST. La dynamique du gros moteur (inertie) est masquée (ou supprimée du ressenti opérateur) avec cette commande. L'opérateur ne ressent donc que la somme de l'inertie de la poignée et celle de l'arbre du petit moteur. Compte tenu du choix de la poignée et du petit moteur, l'inertie perçue par l'opérateur reste faible et n'affecte pas la transparence de l'interface. Bien que la notion de la transparence dépende aussi des individus, la transparence de l'interface présentée ci-dessus est inconditionnelle.

Enfin, la vitesse des deux moteurs est obtenue par dérivation de la sortie des encodeurs de très grande résolution. Cependant, pour les développements futurs, dans le but de réduire les coût de fabrication, des encodeurs de faible résolution peuvent être exploités. Bien que la dérivation n'est plus valable, plusieurs solutions sont envisageables pour reconstituer la vitesse des moteurs à partir de la position, tels que les observateurs à mode glissant ou les algorithmes d'estimation par fenêtrage.

2.5 Conclusion

L'avantage de la commande est de dissocier totalement l'inertie du gros moteur du ressenti utilisateur. L'opérateur ne ressent alors que l'inertie de la poignée et celle de l'arbre du petit moteur. De plus, cette dernière n'a aucun effet sur la passivité de l'interface. Cette propriété est d'autant plus intéressante que l'interaction de la main humaine avec une interface passive est non-oscillatoire. Par ailleurs, l'architecture d'actionnement à deux étages est aussi plus avantageuse lorsque de grands couples sont nécessaires et donc lorsque de gros moteurs sont utilisés. La partie suivante s'intéresse à évaluer les performances de cette interface par rapport à une interface à un seul moteur.

3 Évaluation de l'interface haptique

L'objectif de cette partie est de vérifier l'effet du degré élevé de transparence de l'interface sur les performances de l'opérateur utilisant cette interface haptique. Le but de l'expérience est de tester les performances de l'interface et pas celles de l'opérateur. A cet effet, nous avons opté pour une expérience où les participants [4] ont pour tâche de détecter un stimulus. Celui-ci est constitué de deux composantes : une composante à amplitude fixe et une autre à amplitude variable, d'un niveau très faible (très difficile à détecter) à un niveau facilement détectable (voir paragraphe 3.1.2). Pour créer des conditions expérimentales similaires à l'utilisation réelle de l'interface, les sujets doivent détecter la présence d'un faible signal à haute fréquence, superposé à un effort constant dont la position est produite d'une façon aléatoire dans l'espace de travail. Ainsi, à chaque instant, le sujet ne connait pas la position exacte du signal à détecter. Le sujet doit parcourir tout l'espace de travail de l'interface défini au préalable.

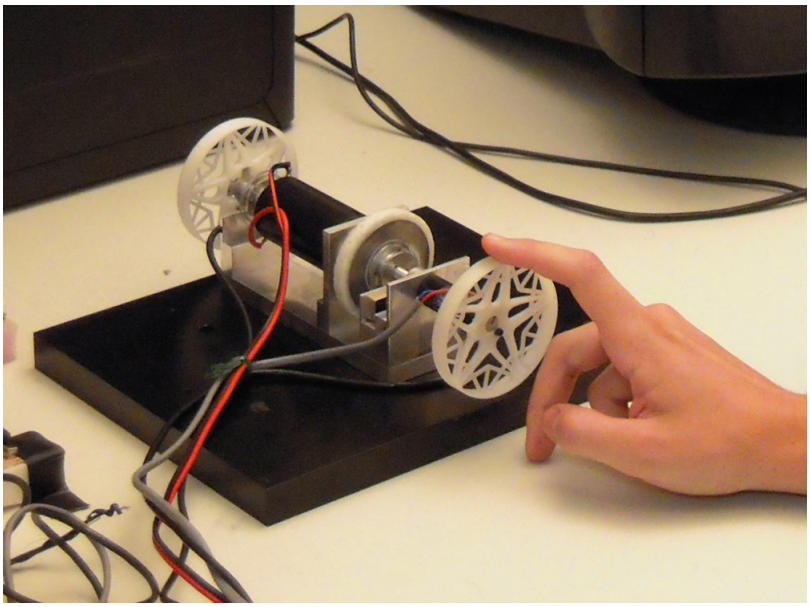


Figure 2.14 - *Dispositif expérimental. Dans la condition A, la poignée est connectée à la sortie de l'interface haptique (arbre du petit moteur), Dans la condition B, une poignée identique à la première est connectée directement à l'arbre du gros moteur et le coupleur est déconnecté. L'interface est montée sur un plaque en métal très lourde afin de se prémunir des possibles vibrations qui proviennent du gros moteur, et de faciliter la saisie de l'interface.*

Le ressenti du stimulus est effectué à travers deux poignées identiques. La première est connectée à l'arbre du gros moteur. La deuxième est connectée à l'arbre du petit moteur (arbre de sortie de l'interface). Cette configuration est présenté sur la figure 2.14. Les sujets sont conviés à répondre sur leur capacité à détecter de petit détails superposés à un

4. Sujets

signal constant. Ce test peut être vu comme la recherche d'une rugosité sur une surface uniforme. Le premier test est effectué avec l'interface haptique à deux étages (Condition A). Le deuxième test est effectué avec le gros moteur tout seul (Condition B). Tous les autres paramètres restent inchangés.

3.1 Méthode

3.1.1 Sujets

Pour l'évaluation des capacités de détection de l'opérateur avec notre interface haptique relativement à une interface haptique conventionnelle, six sujets ont participé aux tests. Tous sont membres du laboratoire. Il s'agit de cinq personnes de sexe masculin et une personne de sexe féminin. Ils sont âgés de 23 à 56 ans, avec une moyenne de 28 ans.

3.1.2 Stimulus

Le stimulus est produit par la simulation de la friction sèche, et le signal haute fréquence (le signal superposé) est obtenu par la modulation de la force, selon l'équation suivante :

$$\begin{cases} f_s[1 - h_0 sin(2\pi\frac{\theta}{\lambda})], & \text{si} \quad \theta_0 < \theta < \theta_0 + \Theta \\ f_s, & \text{sinon,} \end{cases} \tag{2.18}$$

Ce stimulus est illustré sur la figure 2.15. La friction f_s est calculée selon l'algorithme donné par Hayward et Armstrong dans [Hayward 00] et son niveau est fixé à 5 mN.m (soit 0.14 N sur la périphérie de la poignée). D'un essai à l'autre, la position θ de la texture (signal haute fréquence) est modifiée aléatoirement, sur une plage de 0 à $\pi/2$ rad. Sa largeur Θ est fixée à 0.035 rad (1.22 mm) et sa période spatiale λ est fixée à 0.005 rad (0.17 mm).

Pour ressentir le stimulus à travers l'interface haptique, ses paramètres doivent respecter des contraintes. Celles-ci sont données par Campion et Hayward dans [Campion 08]. Par exemple, la période spatiale λ du stimulus est contrainte $(\alpha/\lambda)vT_e < 1$ (cette condition doit être vérifiée pour synthétiser de manière fiable le stimulus) où v est la vitesse, α est supérieur à 2 et T_e est la période d'échantillonnage. Pour une vitesse approximative de 2.9 rad/s (0.1 ms^{-1} à la périphérie de la poignée) avec $h = 10^{-1}s$ et α=10, la plus petite période λ admissible est égale à 2.9 mrad (0.1 mm). La largeur Θ du stimulus doit être supérieure à 3λ. Les autres contraintes sont facilement remplies par notre interface.

En tournant la poignée, les sujets ressentent à chaque instant l'effet de la friction donné par f_s. Ils essayent de détecter l'imperfection introduite par le signal superposé à la friction le long de l'espace de travail, la position de cette dernière étant aléatoire.

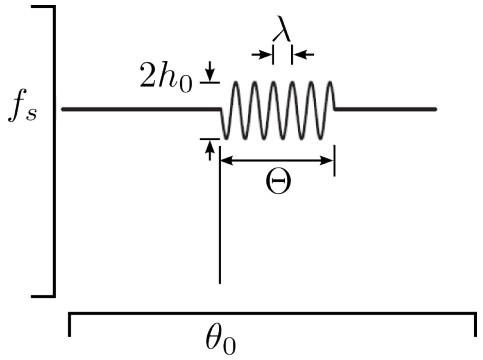


Figure 2.15 - *Stimulus, une texture ou irrégularité de largeur, Θ, d'amplitude, h_0, et de période spatiale λ, est superposée à une friction d'amplitude f_s*

Pour les condition A et B, des tests préliminaires donnent des seuils de détection de h_0 inférieurs à 0.1 et 1.0 (0.014 N et 0.14 N à la périphérie de la poignée), respectivement pour la configuration A et B. La période λ et l'amplitude h_0 simulent une très fine et très petite texture, qui s'apprête bien à la mesure de capacité de l'interface. Ce stimulus peut être assimilé à une rugosité comme, par exemple, le balayage d'une surface d'un échantillon par une pointe AFM.

3.1.3 Procédure

La valeur de h_0 est aléatoirement choisie à partir des deux intervalles I_1 et I_2 (voir table 2.2) associés respectivement aux configurations A et B. Chaque stimulus apparait aléatoirement 10 fois, sur une série de 60 essais pour chaque condition (A et B). L'expérience dure quelques minutes. Au cours de l'expérience, l'interface est couverte par une boite qui assure d'avoir le même aspect visuel pour les deux conditions A et B. Seules les deux poignées sont visibles. Pour passer d'une condition à une autre (de la condition A à la condition B), il suffit de tourner le dispositif, puis de déconnecter le coupleur visqueux.

Tableau 2.2 - *Intervalles I_1 et I_2*

Intervalle	h_0 (mN.m)					
I_1	0	0.01	0.03	0.05	0.08	0.1
I_2	0	0.2	0.4	0.6	0.8	1

Les sujets sont conviés à interagir avec l'interface haptique en tournant la poignée dans les deux sens. Le sujet doit explorer l'espace de travail fixé au préalable. Il répondra par un "non" s'il ne ressent rien et par un "oui" s'il ressent la texture.

3.2 Résultat

Les sujets répondent aux variations de l'amplitude h_0 du stimulus suivant des courbes psychométriques typiques, comme le montre la figure 2.16. Les données expérimentales obtenues pour la condition A et B, sont ajustées avec une distribution Gaussienne cumulative donnée par l'équation suivante :

$$f(x) = [1 + \mathrm{erf}((h_0 - \mu)/\sqrt{2}\sigma] \tag{2.19}$$

où μ et σ^2 sont la moyenne et la variance des données expérimentales, respectivement, en utilisant un algorithme des moindres carrés non-linéaire sous Matlab® (voir figure 2.16(a) et 2.16(b)).

Les seuils de détection sont extraits à partir de l'amplitude de la texture. Ils correspondant à 50% de probabilité de détection de la texture pour chaque sujet, dans les deux conditions. Le seuil moyen de détection est de 0.036, dans le cas de la condition A et un seuil moyen de 0.27, dans le cas de la condition B (configuration d'une interface conventionnelle).

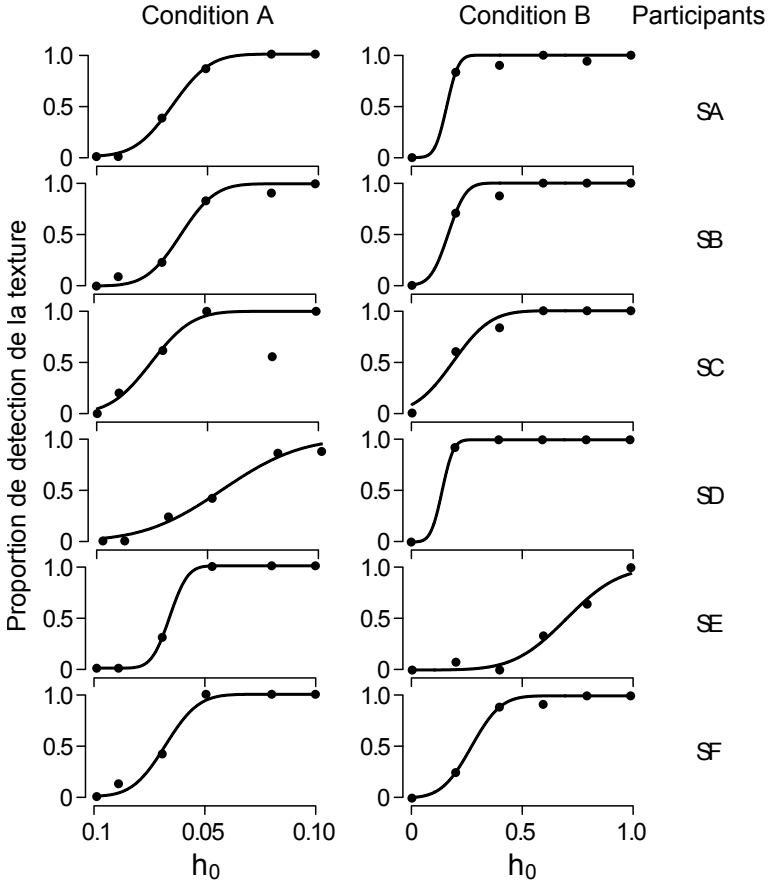


Figure 2.16 - *Résultat pour les conditions A et B avec ajustement de données.*

3.3 Discussion

Dans l'ensemble, tous les sujets reproduisent une courbe psychométrique typique comme le montre la figure 2.16. Malgré les variations inter-sujets, nous pouvons conclure que les performances de détection des sujets sont améliorées d'un ordre de grandeur. Ce fut le cas des sujets SA, SB, SC et SF et légèrement le cas des sujets SD et SE. Enfin, les seuils de détection de la variation de la force sont 5.2 mN et 38.3 mN pour les conditions A et B, respectivement. Le premier seuil est en accord avec les performances de détection de l'humain (seuil de détection humain).

D'autres tests intéressants peuvent également contribuer à la caractérisation de cette interface tel que le ressenti du mur virtuel. Ce test porte sur la raideur maximale que peut ressentir l'opérateur en manipulant l'interface. Elle est estimée à 750 N/m pour la présente interface. Cette remarque signifie que la plage des raideurs perceptibles offre à l'opérateur une facilité pour ressentir la présence d'objets. De plus, la large bande passante donne à l'opérateur des capacités de distinguer le passage de l'espace libre au contact et inversement à partir de transitions franches comme le saut au contact ou le décollement d'une poutre AFM.

4 Conclusion

Au cours de ce chapitre, une nouvelle interface haptique à un seul degré de liberté est étudiée. Il apparait que les interfaces haptiques classiques ne sont pas adaptées pour transmettre à l'opérateur les phénomènes physiques propres à l'échelle microscopique de par leurs faibles capacités dans ce domaine. Une nouvelle interface composée de deux moteurs et d'un coupleur visqueux à base de courants de Foucault est proposée par Millet. Elle met en évidence l'avantage de l'actionnement à deux étages et le caractère passif du couplage utilisé. Les résultats préliminaires montrent la capacité de perception de l'interface, mais sa transparence reste affectée par l'inertie du gros moteur.

Pour surmonter cette contrainte, nous avons proposé une commande polynomiale (RST). Son rôle est de dissocier l'inertie du gros moteur du ressenti utilisateur par une régulation appropriée. La commande est analysée, puis testée sur le prototype. Des tests sont effectués pour vérifier la transparence de l'interface avec la commande. De même, des tests utilisateurs sont effectués pour vérifier le comportement de l'interface par rapport à une interface conventionnelle sur des tâches de détection d'un stimulus assimilé au balayage d'une surface d'un échantillon par une pointe AFM. Les résultats obtenus montrent que la transparence de l'interface est améliorée de deux ordres de grandeurs. Une interface, transparente, commandée et passive, est ainsi obtenue. Les différentes capacités de celle-ci la rendent particulièrement bien adaptée à la micro téléopération avec retour d'effort.

Chapitre 3

Conception et réalisation de l'outil de mesure de microforces

Le chapitre précédent a montré l'intérêt d'utiliser une architecture d'actionnement à deux étages pour la conception d'interfaces haptiques haute fidélité. Ce principe est exploité pour la conception d'une nouvelle interface haptique à un seul degré de liberté [Millet 09a]. Elle est composée de deux moteurs couplés en série par un coupleur visqueux à courant de Foucault. Un gros moteur est utilisé pour fournir la puissance en régime stationnaire, tandis qu'un petit moteur compense le couple de sortie en régime transitoire. Une commande polynomiale est implémentée pour améliorer la transparence de l'interface en découplant le couple de sortie de l'inertie du gros moteur, et ainsi avoir une large plage dynamique. Les résultats des tests d'évaluation effectués sur cette interface montrent l'intérêt de son utilisation pour la téléopération à l'échelle microscopique comme par exemple ressentir une rugosité. Elle constitue le système maître de la chaîne de téléopération proposée dans ce travail.

Pour interagir avec le micromonde via la chaîne proposée dans ce travail, il est également impératif de maîtriser la mesure des phénomènes propres à cet environnement par le système esclave notamment les forces de pull-in et de pull-off. Cependant les capteurs décrits dans le chapitre 1 présentent plusieurs limitations. Celles-ci entravent la mesure de ces phénomènes. Par exemple, aucun capteur ne fait état de mesure précise de l'effort de pull-in. Le but de ce chapitre est de présenter la conception d'un nouvel outil de mesure de forces à l'échelle microscopique. Les difficultés inhérentes à la mesure de microforces sont rappelées et montrent l'intérêt de développer un outil de mesure dédié à cette échelle. L'outil de mesure proposé se base sur trois principes : la suspension de sa partie mobile, l'actionnement électrostatique sans contact de cette dernière et la mesure de forces active. Un prototype est réalisé pour mesurer les efforts selon une seule direction sans que

cette propriété ne soit interprétée comme une restriction puisque il s'agit d'une preuve de concept. Il sera possible d'avoir plusieurs degrés de liberté de mesure en apportant quelques modifications à la structure de l'outil.

La première partie de ce chapitre présente les motivations et besoins de la mesure de microforces, ainsi que les limitations liées aux différents capteurs de forces existants. Une solution est proposée pour la conception d'un nouvel outil de mesure de microforces. La seconde partie aborde le principe de base de l'actionnement électrostatique. Les différents types d'actionnement exploitant ce principe sont présentés, notamment les actionneurs élémentaires constituant le noyau de base de tout actionnement complexe. La troisième partie présente en détails la conception d'un prototype de l'outil proposé. Les principes utilisés sont détaillés notamment la suspension, l'actionnement bipolaire électrostatique et la mesure de forces active. La quatrième partie est consacrée à l'étalonnage et à l'identification du prototype réalisé. La phodotiode et l'actionneur électrostatique sont tout d'abord étalonnés, puis l'identification du comportement du prototype en boucle ouverte pour préparer l'étape aval de commande.

1 La mesure de microforces

1.1 Les différents besoins

D'une manière comparable aux échelles macroscopiques, à l'échelle microscopique, la mesure de forces est intrinsèque pour interagir et comprendre cet environnement. Cependant l'appréhension de cette échelle ne peut s'effectuer par simple homothétie de l'échelle macroscopique, et nécessite une attention particulière. La nature des phénomènes physiques s'avère complexe dans la mesure où ces derniers évoluent différemment sous l'impact de la réduction d'échelle, appelé couramment *effet d'échelle*. En effet, à l'échelle macroscopique, les forces *volumiques* comme le poids et la force d'inertie prédominent, tandis qu'à l'échelle microscopique les forces *surfaciques* comme les forces de capillarité ou électrostatique dominent. Cette particularité rend la mesure de forces à cette échelle délicate.

Comme l'opérateur ne peut pas ressentir les efforts à l'échelle microscopique, la mesure de microforces reste un enjeu majeur à développer. Elle trouve sa première application dans la caractérisation des micro objets en déterminant certaines propriétés mécaniques comme le module d'élasticité, la limite élastique, etc. Une seconde application potentielle est la compréhension des interactions propres à l'échelle microscopique, en particulier les efforts de pull-in et de pull-off. Elle trouve également une autre application dans la validation expérimentale des modèles de forces à l'échelle microscopique, tel que le modèle de la force de pull-off [Alvo 12].

L'outil de mesure de microforces, proposé dans ce travail et développé dans ce chapitre, s'inscrit principalement dans la seconde application. Il mesure les efforts propres à l'échelle

microscopique, en temps réel, afin de permettre à l'opérateur d'interagir et de comprendre le micromonde via la chaîne de téléopération.

1.2 Les limitations actuelles

Pour répondre aux besoins de mesure de microforces, plusieurs outils de mesure sont développés comme l'AFM, les capteurs piézoélectriques, etc. Toutefois, la plupart de ces outils sont sujets à des limitations qui affectent d'une manière directe ou indirecte la mesure de la force, la résolution et la plage de déplacement des parties compliantes de ces outils. Dans le cas de l'AFM qui est largement répandu pour la mesure de microforces, deux limitations sont à prendre en compte. La première est le déplacement du point de focalisation du laser lors de la déformation qui induit une erreur dans la mesure de forces. La seconde est liée à la direction de la force, puisque celle-ci n'est pas toujours normale au plan de la poutre. Souvent cette force engendre une déformation accompagnée d'une torsion de la poutre. Dans le cas du micro-capteur piézoélectrique plusieurs aspects sont à prendre en considération, la variation de la polarisation en fonction de la température, la variation thermique des modules piézoélectriques et des permittivités diélectriques, l'hystéresis, la dérive et la diminution rapide du signal électrique généré par les éléments piézoélectriques. Pour les capteurs par jauges de déformation, la limitation majeure réside dans la sensibilité à la variation de la température ambiante et leur intégration dans l'outil de mesure. Par ailleurs, aucun de ces outils ne fait état de mesure précise de l'effort de pull-in. Quant à la mesure de l'effort de pull-off la synthèse de la littérature donnée dans [Alvo 12] relève une dispersion des mesures induite par une répétabilité insuffisante de ces outils.

Une limitation commune à tous ces outils est le débattement de la partie compliante qui n'est pas suffisante pour effectuer une mesure de forces sur une large plage de mesure. Elle est principalement due à la présence de frottements secs par le contact mécanique entre les pièces en mouvements. Bien que les procédés microtechniques réduisent les dimensions des liaisons, les forces de frottement secs restent importantes. Pour cette raison, les performances globales des outils restent dégradées. Dans l'optique de la conception d'un nouvel outil de mesure, une solution possible pour supprimer tout contact mécanique est l'utilisation de la suspension et d'un actionnement sans contact. Avec cette combinaison, la partie sensible de l'outil devrait être très sensible à toute force extérieure. De plus, l'application d'un principe de mesure de forces actif sur l'outil pourrait donner une résolution suffisante et une large plage de mesure.

1.3 Solution proposée

L'objectif de cette partie est de présenter schématiquement les trois principes fondamentaux retenus pour la conception de la solution proposée pour la mesure de microforces. Cette nouvelle conception a pour objectif de surmonter les limitations liées aux outils

existants présentés dans la partie précédente et dans le chapitre 1. Elle s'appuie sur les principes suivants :

1 La **suspension** de la partie mobile [1] de l'outil de mesure qui offre plusieurs avantages par rapport aux outils présentés précédemment. Elle fournit un guidage cinématique quasi parfait de la partie mobile selon le seul degré de liberté de l'outil. Elle maintient un écart constant entre la partie mobile et l'ossature de l'outil et abolit ainsi tout frottement sec. Par le principe même de la suspension détaillé dans la section 3.1, la raideur de la suspension est indépendante de la position de la partie mobile. Cette propriété contribue à simplifier l'étalonnage et la modélisation de l'outil. Dans ce cas, un mouvement de corps rigide est considéré.

2 L'**actionnement sans contact**. Ce principe prend en compte les limitations imposées par les frottements secs et l'utilisation de l'énergie élastique [2]. Dans cette optique, l'effet électrostatique semble une solution adéquate. Ce phénomène est favorisé par la réduction d'échelle est parfaitement adapté à la fabrication de méso [3] et micro [4] actionneurs. Il possède également un temps de réponse rapide associé à une faible inertie. Le principe même de cet effet abolit tout frottement sec. De plus, nous verrons dans la suite que la mesure de microforces est basée sur l'énergie [5] électrostatique de l'actionneur.

3 La **mesure de forces active**. Ce principe prend en compte les difficultés de mesure de microforces en boucle ouverte à l'échelle microscopique. En effet, la mesure de forces en boucle ouverte dite passive est d'autant plus compliquée que les mesures effectuées à cette échelle sont bruitées. Par exemple, une mesure bruitée de la position conduit à des estimations erronées de la vitesse et de l'accélération, par conséquent la mesure de forces est dégradée. Le mode de mesure proposé consiste à opposer, par un artifice quelconque, la valeur de la force à mesurer à une valeur réglable d'une grandeur de même nature ou différente. Ainsi, la mesure de microforces est obtenue directement par simple étalonnage de la grandeur d'opposition tout en s'affranchissant des bruits de mesure.

Pour appréhender ces différents principes, la partie 2 du chapitre est consacrée à l'actionnement par effet électrostatique. Elle décrit le principe et les différentes configurations liées à ce mode d'actionnement. La partie 3 présente en détail le principe du mécanisme de suspension utilisé et présente également l'actionneur bipolaire différentiel proposée. La mesure active est ensuite présentée dans la première partie du chapitre 4.

1. Appelée aussi partie sensible
2. La plupart des capteurs de microforces utilisent l'énergie élastique, c'est à dire leur principe de mesure de microforces se base sur la deflexion d'une poutre.
3. Actionneur de dimension centimétrique.
4. Actionneur de dimension microscopique.
5. Fait aussi référence à la force électrostatique développée par l'actionneur.

2 Actionneurs électrostatiques

L'étude des microsystèmes a entrainé un regain d'intérêt pour l'exploitation de l'effet électrostatique pour la conception de capteurs et d'actionneurs. Aujourd'hui, ce mode d'actionnement s'est imposé dans les microsystèmes. Il apparait comme un candidat particulièrement intéressant pour l'actionnement en microrobotique pour les raisons suivantes :

- un facteur d'échelle favorable puisque la diminution des échelles favorise l'exploitation de l'effet électrostatique ;
- la facilité de produire des différences de potentiel à haute fréquence (constante de temps électrique très faible) associée à une faible inertie de la partie mobile de l'actionneur conduit à un mode d'actionnement rapide ;
- un actionnement sans contact qui abolit tout frottement sec.

Les figures 3.1 et 3.2, représentent respectivement un exemple de micropince à deux doigts de serrage à actionnement électrostatique de type *peigne interdigités* et un exemple de robot à actionnement électrostatique de type *Scratch Drive Actuator*.

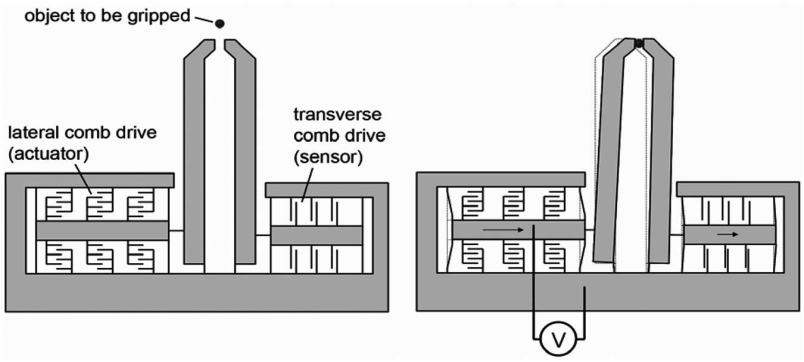


Figure 3.1 - *Exemple de micropince actionnée par un peigne interdigité [Beyeler 07].*

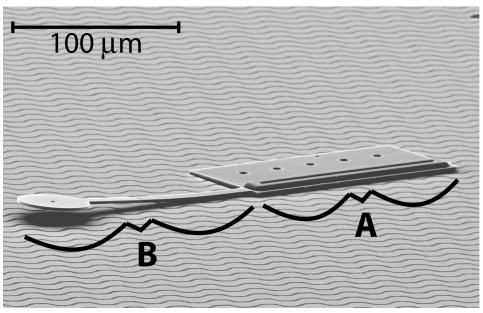


Figure 3.2 - *Exemple de robot mobile par actionnement électrostatique de type Scratch drive Actuator [Donald 06].*

2.1 Principe d'un actionneur électrostatique

Les actionneurs électrostatiques se basent sur la loi de Coulomb entre deux corps chargés électriquement, ce qui crée un travail mécanique et par la suite, dans le cas d'un actionneur, un mouvement commandé par la différence de potentiel entre les deux corps [Régnier 08]. Fondamentalement, l'actionnement électrostatique de base se compose de deux électrodes planaires soumises à une différence de potentiel U (voir figure 3.3(a)). Par application du principe du travail virtuel, la force F entre les électrodes de l'actionneur basique dérive de l'énergie électrique W_e emmagasinée dans le condensateur selon [Cugat 02] :

$$F = -\nabla W_e \tag{3.1}$$

En posant C la capacité du condensateur formé par les deux électrodes de l'actionneur, l'énergie emmagasinée par le condensateur W_e s'écrit sous la forme suivante :

$$W_e = \frac{1}{2} C U^2 \tag{3.2}$$

Ainsi, le calcul de l'effort moteur d'un actionneur basique consiste à calculer la valeur de la capacité C en fonction des caractéristiques géométriques du condensateur, puis à exploiter les equations (3.1) et (3.2). Nous pouvons relevé dés à présent que, compte tenu du fait que l'énergie W_e dépend de U^2, il en est de même pour la force F. La force est indépendante du signe de la tension U et toujours attractive.

2.2 Actionneurs électrostatiques élémentaires

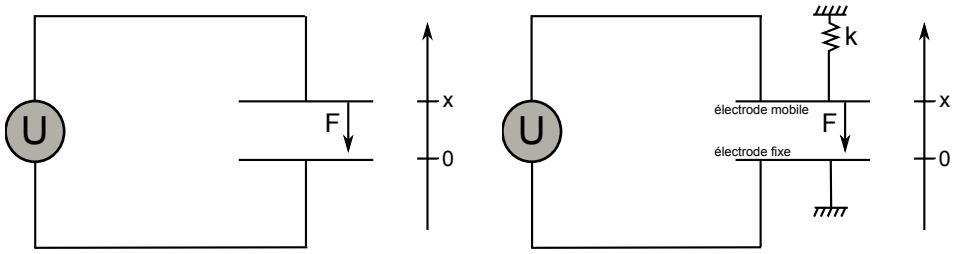
2.2.1 Actionneur vertical à plaques parallèles

Les deux électrodes de l'actionneur représenté en figure 3.3(b), de surface A, sont disposées face à face et supposées parallèles. Sous ces conditions, si x est la distance qui sépare les deux électrodes, la capacité du condensateur C est égale à $\varepsilon A/x$, avec ε la permittivité diélectrique du milieu considéré. Le travail développé est donné par $W_e = \dfrac{\varepsilon A}{2x} U^2$ et la force F s'exerçant le long de l'axe x est donnée par $F = -\dfrac{\partial W_e}{\partial x}$.

Comme les microsystèmes sont généralement déformables, un actionneur électrostatique est usuellement conçu de la manière décrite par la figure 3.3(b). Dans ce cas, la force développée par l'actionneur électrostatique F et la force résistante F_r liée à la raideur k du ressort solidaire à l'électrode mobile sont respectivement égales à :

$$F = \frac{\varepsilon A}{2x^2} U^2 \;\; ; \;\; F_r = k(x_0 - x) \tag{3.3}$$

où x_0 est la position initiale de l'électrode mobile. A l'équilibre les deux forces sont égales et $F = F_r$.



(a) **(b)**

Figure 3.3 - *Actionneur électrostatique basique et actionneur électrostatique à plaques parallèles agissant sur une structure déformable élastique.*

2.2.2 Actionnement latéral à plaques parallèles

Comme l'actionneur précédent, l'actionneur illustré sur la figure 3.4, est composé de deux électrodes plates supposées parallèles. L'écart[6] a entre les électrode est fixe[7] et l'électrode mobile présente donc un déplacement latéral. La conception de l'actionneur est effectuée pour que $-l < y < l$ (une partie des électrodes est toujours ainsi maintenue en vis-à-vis). Dans ce cas, la capacité du condensateur est donnée par $C = \dfrac{\varepsilon(l-p)}{a}$ et l'énergie emmagasinée vaut $W_e = \dfrac{\varepsilon(l-p)}{2a}U^2$.

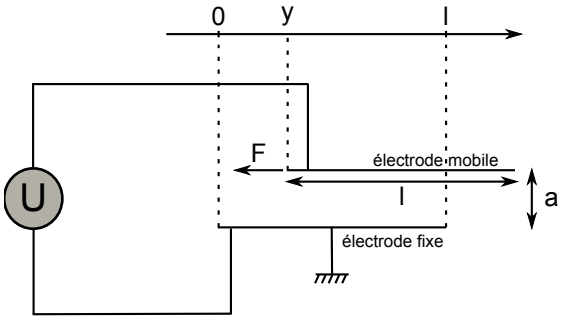


Figure 3.4 - *Actionneur électrostatique latéral à plaque parallèles.*

La force développée par l'actionneur, $F = \dfrac{\varepsilon p}{2a}U^2$, est dans ce cas indépendante de la position latérale y de l'électrode mobile. Comme pour le cas précédent, elle demeure attractive et à tendance à ramener les deux électrodes en face en maximisant la capacité

6. Gap ou distante séparant les deux électrode
7. Le déplacement vertical est bloqué.

du condensateur formé entre les deux électrodes [8].

2.2.3 Peignes interdigités

Bien que les deux structures précédentes soient intéressantes, la force qu'elles développent reste faible. Une solution possible pour pallier à cette limitation est d'empiler plusieurs actionneurs élémentaires. Ainsi, deux peignes interdigités [9] sont formés, comme le montre la figure 3.5. La force totale développée par cet actionneur F_t est obtenue par une simple multiplication de la force générée par un actionneur élémentaire par le nombre de condensateurs formés par le peigne interdigité. Ainsi, un actionneur possédant N doigts sur un peigne et $N+1$ doigts sur l'autre peigne en vis-à-vis forme $2N$ condensateurs et développe une force $F_t = N\frac{\varepsilon p}{2a}U^2$.

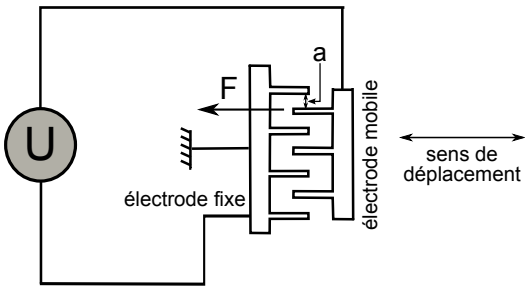


Figure 3.5 - *Actionneur à peignes interdigités (électrode mobile à $N = 3$ doigts).*

2.3 Conclusion

Ces structures d'actionnement élémentaires sont exploitées dans de nombreuses applications en microrobotique [Beyeler 07] [Daniel 04]. Elle sont parfaitement réalisables à l'échelle micrométrique en utilisant les techniques de micro fabrication. Toutefois, le comportement non linaire de la force développée complique davantage l'étalonnage et la modélisation de ces structures. Nous verrons dans la section suivante qu'une disposition particulière des peignes interdigités, appelée actionneur bipolaire différentiel, assure un comportement linéaire et facilite l'étalonnage et la modélisation de l'outil de mesure proposé dans ce travail.

8. Une manière intuitive simple d'appréhender les déplacements d'un actionneur électrostatique.
9. Comb actuator

3 Conception du prototype

Cette partie du chapitre est dédiée à la conception de la sonde mécanique [10]. Nous allons décrire en détails à travers cette partie les différents modules et mécanismes qui constituent le prototype. Il s'agit principalement du module de suspension, du mécanisme de positionnement et de tension, du module d'actionnement et du module de mesure de position du prototype.

3.1 Suspension

Le module de suspension doit fournir une seule direction de mouvement correspondant à la direction normale [11]. Pour atteindre ce degré cinématique, il faut créer cinq contraintes, deux en translation et trois en rotation. Elles peuvent être réalisées par des feuilles de métal ou des fibres de verre. Les feuilles de métal sont souvent utilisées en paire. Toutefois, la raideur de la suspension basée sur les feuilles varie en fonction de leur déflexion. Par conséquent, l'étalonnage et la modélisation du système sont complexes. L'utilisation des fibres de verre semble inappropriée à première vue. Elles ne peuvent pas réaliser ces contraintes simultanément. Si une seule fibre définit une contrainte de translation en un point, plusieurs fibres, parallèles les unes aux autres, créent une contrainte en translation et deux contraintes en rotation. Deux directions différentes de fibre sont nécessaires pour contraindre trois rotations, le problème difficile à réaliser avec cette méthode.

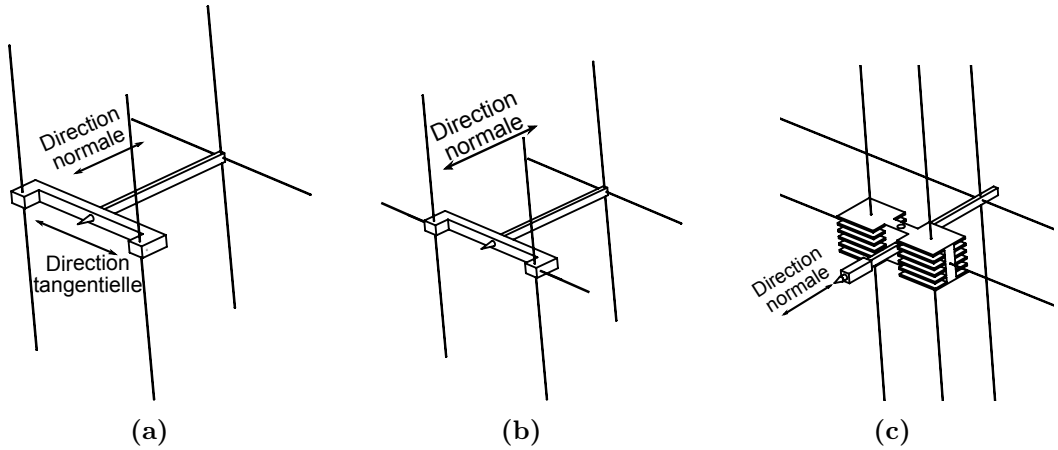


Figure 3.6 - *Suspension, (a) Schéma de la suspension avec trois fibres parallèles et une fibre orthogonale. Le support possède deux degrés de liberté ; la sonde peut translater dans le plan défini par les trois points d'attaches sans rotation. (b) une fibre est ajoutée pour supprimer le déplacement tangentiel. (c) vue de la partie mobile de l'actionneur avec les armatures. Pour donner une idée des dimensions, la distance entre la sonde et le centre de rotation vaut 36 mm, le poids de la masse suspendue est de 1.2 g.*

10. Outil de mesure de microforces proposé
11. Il s'agit d'une preuve de concept, donc un seul degré de liberté suffit

Néanmoins, il est possible de réaliser une approximation. Dans la figure 3.6(a), la partie mobile de l'actionneur supportant la sonde est suspendue par trois fibres parallèles. Elles contraignent la partie mobile à un déplacement plan. Une quatrième fibre croisée perpendiculaire définit le centre de rotation. Cette approximation définit deux degrés de libertés au bout de la sonde (deux translations, normale et tangentielle). Enfin, pour avoir un seul degré de liberté, une cinquième fibre est ajoutée pour éliminer la translation tangentielle (voir figure 3.6(b) et 3.6(c)).

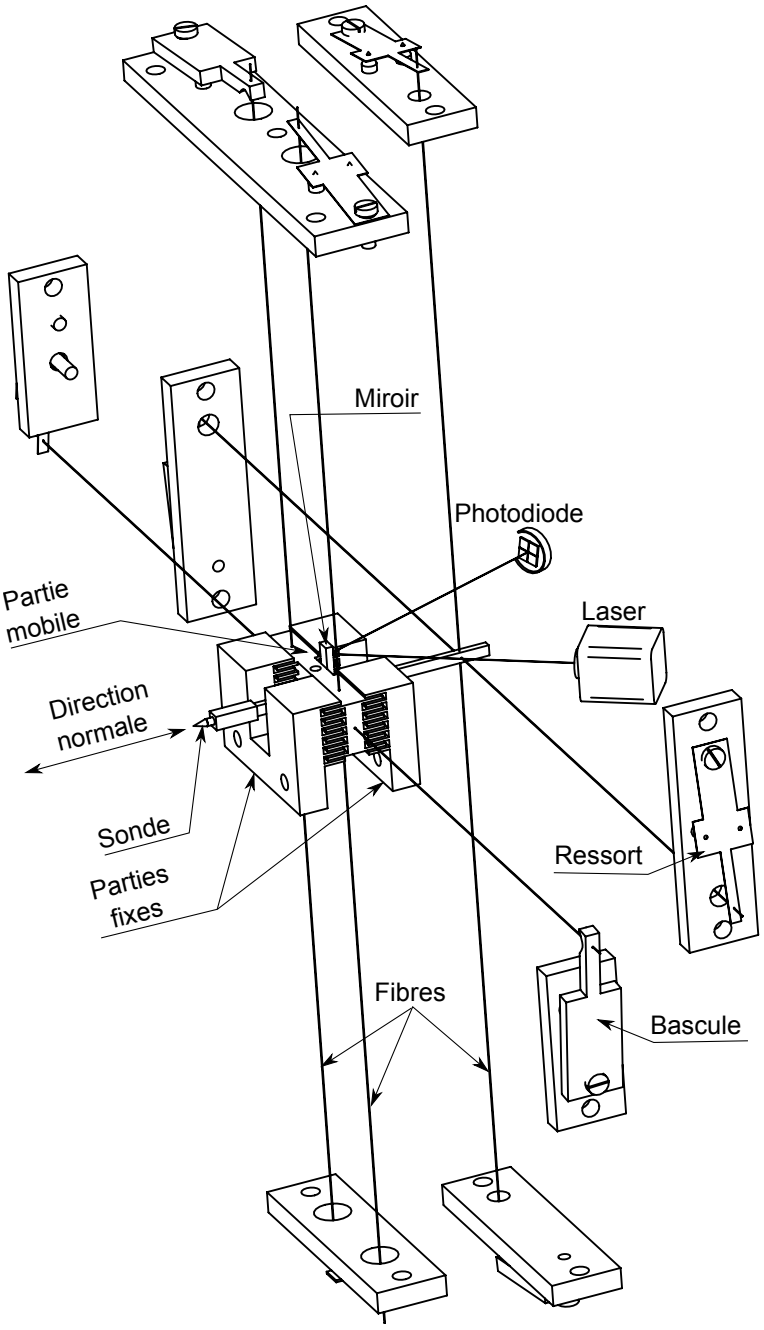


Figure 3.7 - *Schéma de la suspension.*

La figure 3.6(c) illustre la géométrie de la partie mobile de l'actionneur et la figure 3.7 illustre une vue schématique des éléments composant le prototype. Dans la direction normale, le seul degré de liberté du système, la force est fournie par un actionneur bipolaire différentiel [12]. Un système laser-photodiode mesure la position de la partie mobile de l'actionneur et un mécanisme de positionnement et de tension fixe les fibres à l'ossature.

La figure 3.8 illustre le principe du mécanisme de positionnement et de tension des fibres utilisé. Les fibres qui assurent la suspension de la partie mobile de l'actionneur électrostatique sont attachées sur une extrémité à un mécanisme de positionnement (bascule), et l'autre extrémité à un ressort. Les bascules sont exploitées pour ajuster la position de la partie suspendue. Ces ressorts sont exploités pour ajuster la tension des fibres (voir figure 3.7), par conséquent la raideur totale de la suspension. Le mécanisme est supporté par une ossature de forme carrée (voir figure 3.13). Les forces élastiques engendrées par le déplacement de la partie mobile de l'actionneur électrostatique, résultent de la déformation des ressorts, de la déformation des fibres et du poids de la masse suspendue. La force résultante de la déformation des fibres est très faible devant les deux autres forces. Par conséquent, elle semble négligeable.

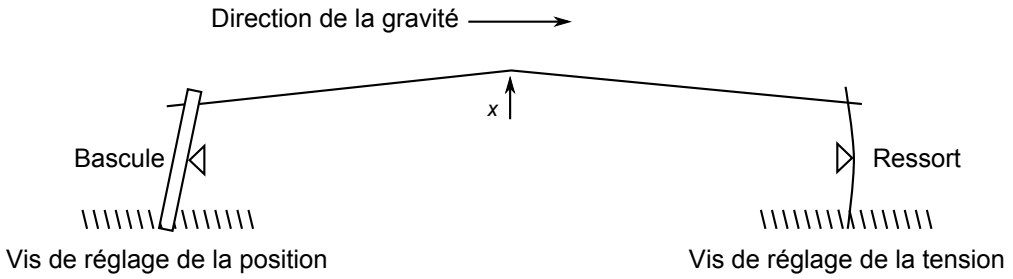


Figure 3.8 - *Mécanisme de positionnement et de réglage de la tension des fibres.*

Comme la raideur des ressorts dépend de leur déformation, un arrangement est effectué pour découpler la raideur des ressorts du déplacement de la partie mobile. Appelons d_{ressort} la déformation nécessaire pour avoir une tension T et Δd la déformation du ressort due au déplacement de la la partie mobile de l'actionneur, la tension de la fibre est donnée par l'équation suivante :

$$T = k_{\text{ressort}}(d_{\text{ressort}} + \Delta d)^2 \tag{3.4}$$

Par géométrie, Δd est du même ordre que le déplacement de la partie mobile. Un choix adéquat des ressorts tel que $\Delta d \ll d_{\text{ressort}}$, engendre une tension T constante et indépendante des déplacements de la partie mobile de l'actionneur.

La suspension fournit ainsi un guidage cinématique presque parfait de la partie mobile et réduit le nombre de degrés de liberté du système à un. Elle supprime tout contact et tout frottement sec. Elle maintient un écart constant entre les armatures de la partie mobile et les armatures de la partie fixe de l'actionneur électrostatique (voir section 3.2).

12. Differential bipolar comb

Elle simplifie également la modélisation et l'étalonnage du prototype puisque la raideur de la suspension est indépendante de la déformation des fibres. Par ailleurs, le guidage précis assure un déplacement de corps rigide de la partie mobile et facilite ainsi la mesure de la sa position par laser en gardant une orientation fixe.

3.2 Actionneur bipolaire différentiel

Pour garder le comportement linéaire de la partie mobile induit par le principe même de la suspension, un actionnement sans contact linéaire est nécessaire. Or les solutions d'actionnement exposées dans ce chapitre présentent un comportement non linéaire. Cependant, une disposition particulière de plusieurs actionneurs élémentaires peut approcher un comportement d'actionnement linéaire. La figure 3.9 illustre la structure de cet actionneur, appelé communément actionneur bipolaire différentiel. Contrairement à l'actionnement par peigne interdigité présenté dans le paragraphe 2.2.3, il est composé d'une partie mobile guidée (1) et de deux parties fixes (2) et (3). Les armatures de la partie fixe et celles de la partie mobile sont espacées d'un écart a constant. Si l'armature (1) est soumise à une tension v_1, l'armature (2) à une tension v_2 et l'armature (3) à une tension v_3, l'énergie électrostatique (E) de l'actionneur est donnée par :

$$E = \frac{1}{2}(c_{11}v_1^2 + c_{22}v_2^2 + c_{33}v_3^2 + 2c_{12}v_1v_2 + 2c_{13}v_1v_3 + 2c_{23}v_2v_3) \tag{3.5}$$

avec c_{ij}, les capacités formées par les armatures de l'actionneur. En négligeant l'effet de bord, la capacité formée par chaque paire d'armatures est donnée par : $c_{ij} = \epsilon_0\epsilon_r l_n x_0/a$, avec ϵ_0 la permittivité du vide, ϵ_r celle de l'air, l_n la longueur de l'armature, x_0 la largeur de l'armature et a l'écart entre les armatures. Une constante liée à la géométrie de l'actionneur apparait. Elle est notée c_t et est égale à $c_t = (N_t\varepsilon_0\varepsilon_r l_t)/a$. Étant donné , x le déplacement de la partie mobile, les expressions des différentes capacités formées par les trois armatures sont données par :

$$\begin{cases} c_{11} = 2c_t x_0 & c_{22} = c_{12} = c_t(x_0 - x), \\ c_{33} = c_{13} = c_t(x_0 + x) & c_{23} \approx 0 \end{cases} \tag{3.6}$$

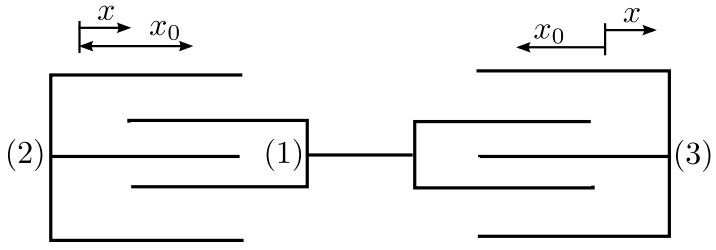


Figure 3.9 - *Actionneur bipolaire différentiel.*

La force développée par l'actionneur électrostatique dérive de l'énergie électrostatique E emmagasinée par les capacités formées par les armatures. Elle est donnée par :

$$F = \partial E/\partial x = \frac{1}{2} c_t(-v_2^2 + v_3^2 - 2v_1v_2 + 2v_1v_3) \tag{3.7}$$

Les tensions v_1, v_2 et v_3 sont contrôlées de manière à obtenir v_2 et v_3 égales et opposées et v_1 fixe. En assimilant les tensions v_2 et v_3 à une tension de contrôle v_t avec $v_3 = v_t$ et $v_2 = -v_t$, la force développée par cet actionneur est donnée par l'expression suivante :

$$F_a = 2c_t v_1 v_t \tag{3.8}$$

Les tension d'alimentation des deux armatures fixes de l'actionneur (v_t et $-v_t$) sont assurées par deux amplificateurs de précision. La figure 3.10 illustre une représentation schématique simplifiée de l'électronique de puissance liée à l'actionnement électrostatique.

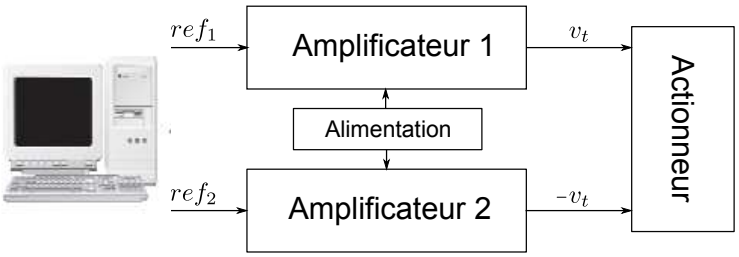


Figure 3.10 - *Électronique de puissance.*

La force produite est proportionnelle à la tension d'excitation v_t, donc linéaire. Le voltage v_1 peut être utilisé pour ajuster la constante de l'actionneur différentiel. Ainsi, cet actionnement est linéaire et sans contact. Le comportement linéaire de la force développée par l'actionneur simplifie l'étalonnage et la modélisation du prototype. L'actionnement sans contact supprime tout contact mécanique, par conséquent tout frottement sec entre la partie mobile et les parties fixes de l'actionneur.

3.3 Mesure de la position de la sonde

La position de la partie mobile de l'outil, qui est également la position de la sonde (la sonde est solidaire à la partie mobile de l'actionneur), est mesurée par réflexion laser (voir figure 3.11). Le faisceau laser est réfléchi par un miroir solidaire à la partie mobile de l'actionneur électrostatique, puis focalisé à l'aide d'une lentille sur une photodiode à quadrants. La photodiode est composée de quatre quadrants avec les tensions de sortie respectives U_{Tl} , U_{Tr} , U_{Bl} et U_{Bl}. Ces dernières sont sensibles aux variations du flux lumineux. Deux tensions de sortie sont disponibles, U_v et U_h, définies par les equations suivantes :

$$\begin{cases} U_v = (U_{Tl} + U_{Tr}) - (U_{Bl} + U_{Br}) \\ U_h = (U_{Tl} + U_{Bl}) - (U_{Tr} + U_{Br}) \end{cases} \tag{3.9}$$

Ces deux tensions correspondent respectivement à la mesure du déplacement du spot laser sur la photodiode selon l'axe vertical et horizontal. Dans notre cas, comme le système possède un seul degré de liberté, la tension de sortie utilisée est U_h. En fonction de la position du spot laser, la photodiode fournit une tension proportionnelle à la lumière reçue et à la position du spot. La tension U_h est donc l'image du déplacement de la sonde et traduit d'une manière continue les déplacement de la sonde en tension.

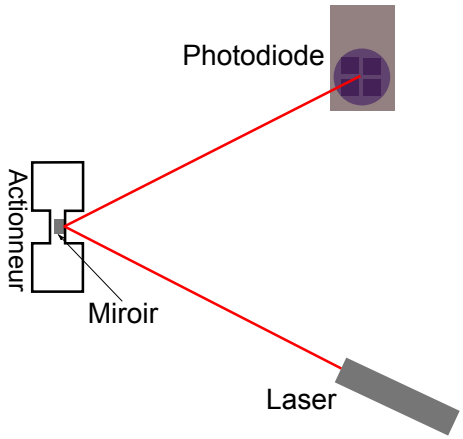


Figure 3.11 - *Système de mesure du déplacement de l'actionneur. Le faisceau laser est réfléchi sur un miroir collé à l'armature mobile de l'actionneur. Une photodiode à quatre quadrants traduit la position en une mesure de tension.*

3.4 Principe de mesure de forces

En notant x le déplacement dans la direction normale de l'actionneur, le mouvement du système est décrit par une équation du second ordre impliquant la force d'interaction entre la sonde et l'environnement :

$$F_n = m\ddot{x} - F_a - kx - b\dot{x} \tag{3.10}$$

avec F_n la force d'interaction sonde-environnement, $m\ddot{x}$ le terme inertiel, F_a la force développée par l'actionneur, kx la force due à la raideur de la suspension et $b\dot{x}$ le terme dû à l'amortissement.

La mesure de la force d'interaction F_n peut se faire de deux façons différentes. La première consiste à utiliser le prototype en boucle ouverte et à exploiter l'équation (3.10) pour déterminer la force F_n. Cette mesure nécessite une mesure de la position de très grande precision et sans bruit afin de dériver deux fois pour avoir l'accélération de la sonde (les paramètres de l'équation sont déterminés par identification et l'étalonnage du prototype). Dans ce cas, la mesure est d'autant plus compliquée que la mesure de position est bruitée.

La deuxième façon consiste à effectuer une mesure active de la force d'interaction en exploitant l'énergie électrostatique de l'actionneur (capteur asservi). Dans ce cas le prototype est asservi en boucle fermée pour maintenir la partie mobile à la position d'équilibre. La force d'interaction F_n apparait comme la perturbation à rejeter par le correcteur. Celui-ci compense, en temps réel, l'effet de cette perturbation à partir du signal de commande. Ce signal s'oppose à cette force et maintient le système à la position d'équilibre. Par conséquent, l'image de la mesure de la force F_n est donnée directement par le signal prédit par le correcteur (la force F_n est à un coefficient prés le signal de commande du correcteur). C'est cette méthode que nous allons exploiter par la suite pour mesurer les microforces. En effet, une synthèse appropriée du correcteur engendre une mesure robuste et s'affranchit des limitations liées aux bruits de mesure.

4 Réalisation et caractérisation du prototype

Cette partie a pour objectif de présenter le prototype réalisé. La caractérisation de ce dernier est détaillée notamment l'étalonnage et l'identification de son comportement.

4.1 Réalisation du prototype

Le prototype réalisé est formé de plusieurs éléments notamment la suspension en fibres de verre, le mécanisme de positionnement et de tension, l'actionneur bipolaire et l'effecteur, le système de mesure de position, la sonde, le bâti et la connexion électrique. Dans ce paragraphe l'ensemble de ces éléments est détaillé. La figure 3.12 est une représentation CAO du prototype et la figure 3.13 donne une vue globale du prototype réalisé.

- **La suspension** de la partie mobile de l'actionneur est réalisée par des fibres de verre extraites d'une fibre optique, avec une longueur de 180 mm et un diamètre de 0.1 mm. Chaque extrémité de fibre est collée au mécanisme de positionnement et de tension.
- **Le mécanisme de positionnement et de tension** est composé de ressorts en chrysocale et de bascules en aluminium (voir figure 3.13) :
  - *les bascules* ajustent la position de la partie mobile avec precision et maintiennent un gap constant de 0.25 mm entre les armatures de la partie mobile et la partie fixe de l'actionneur,
  - *les ressorts* sont utilisés pour ajuster la tension des fibres. Ils sont choisis pour que leurs déformations soient très grandes devant les déformations des fibres. Ce choix dissocie la raideur globale du prototype de la déformation des fibres, autrement dit, la raideur est constante pour un réglage donné de la tension des fibres.

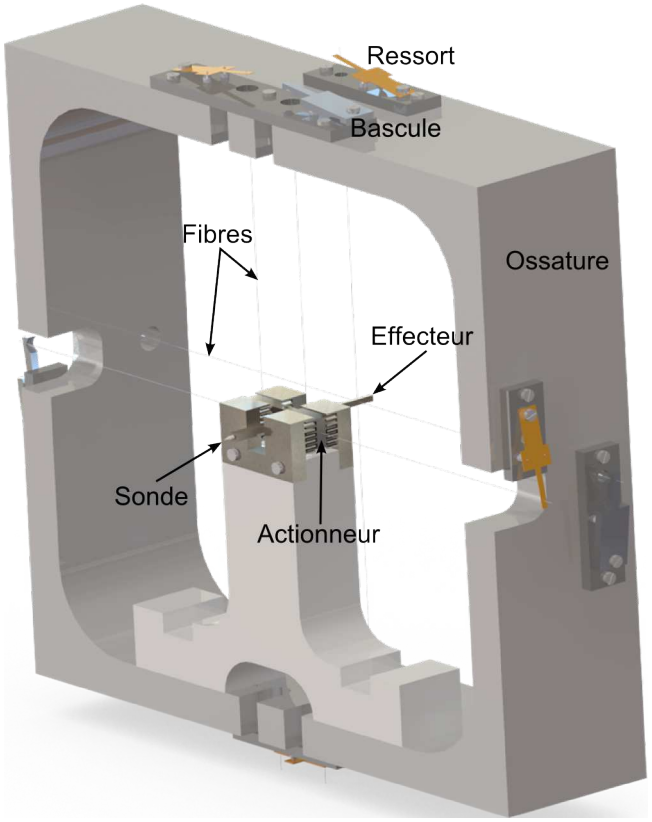


Figure 3.12 - *Modèle CAO du prototype (SolidWorks, Dassaut system). Le coté de l'ossature est de 160 mm.*

- **L'actionneur bipolaire et l'effecteur** sont usinés dans du magnésium, adapté à la réalisation de pièces très légères. Bien que ce matériau soit exposé à la corrosion, il présente une masse volumique faible (1750 kg/m^3) par rapport à d'autres matériau tel l'aluminium (il est donc très léger). Ce choix de matériau donne une masse totale de 1.2 g (partie mobile + effecteur). Au bout de l'effecteur, un trou de 1 mm de diamètre est creusé pour insérer des pointes [13] de différents rayons.
- **La sonde** de l'outil est réalisée à partir d'un tube de verre plein de 1 mm de diamètre. A cet effet, une machine Sutter PI1000 est utilisée pour avoir plusieurs pointes de rayons différents.
- **Le bâti** constitue le socle du prototype. Il est formé d'une ossature de forme carrée usinée dans du Delrin de 160 mm×160 mm×40 mm et de 10 mm d'épaisseur (voir figure 3.13). Il supporte le mécanisme de positionnement et de tension ainsi que les partie fixes de l'actionneur bipolaire.
- **Le module de mesure de la position** est composé d'un laser Cameo de puissance 4 mW et de longueur d'onde 635 nm et d'une photodiode à quatre quadrants QP5.8-6 SD de Silicon Sensor. Le module est placé derrière l'ossature du prototype (voir figure 3.15). Afin que le spot soit bien focalisé, la photodiode est placée sur un

13. Sonde en verre

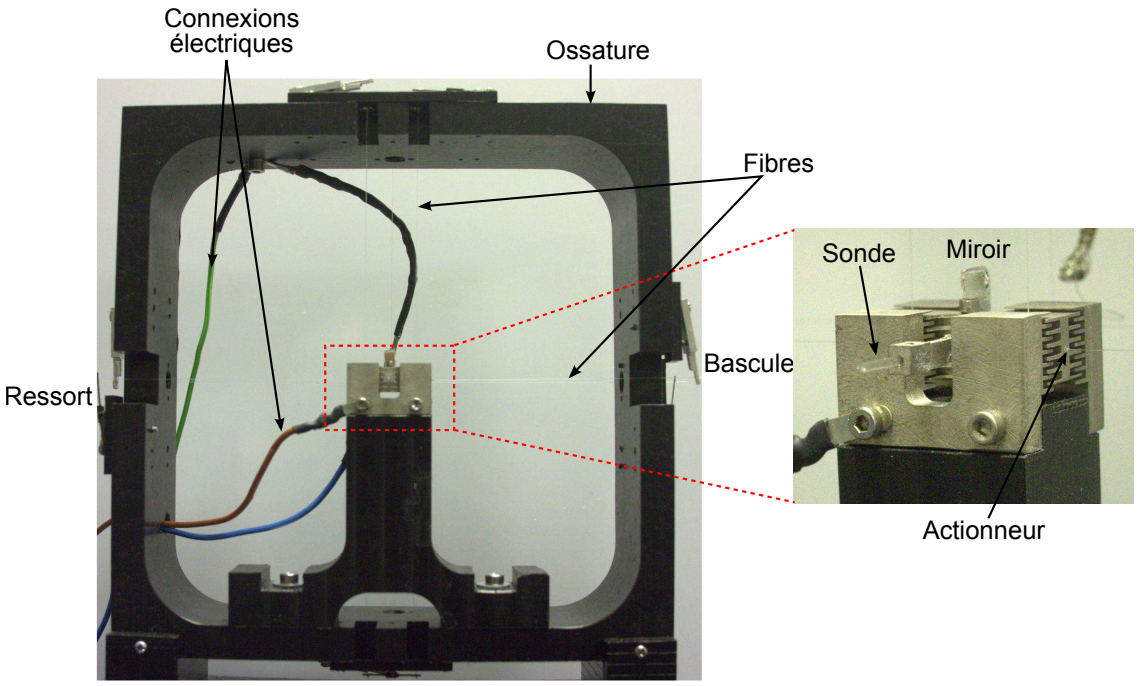


Figure 3.13 - *Prototype réalisé.*

micro actionneur manuel plan (2D). Un miroir est fixé sur la partie mobile de l'actionneur et il réfléchit le faisceau laser sur la photodiode.,

- **La connexion électrique** de la partie mobile de l'actionneur électrostatique est fournie par un filament en tungstène d'une lampe à incandescence, comme illustré sur la figure 3.14. Le fil est attaché près du centre de rotation, défini par le point de croisement des deux fibres. Ce choix minimise ses mouvements. Ainsi, les perturbations introduites par cette liaison sont très fortement réduites. Par ailleurs, les tensions d'alimentation des armatures fixes de l'actionneur sont fournies par deux amplificateurs opérationnels (APEX ±200V, gain de 20). Ils sont commandés par une carte d'acquisition NI de résolution 16 bits. La tension d'alimentation de la partie mobile est fixée à 200 V. Le contrôle du prototype est implémenté sur un PC de bureau, avec une fréquence d'échantillonnage de 1 kHz.

Enfin, à titre de synthèse, le tableau 3.1 présente les différents éléments qui composent le prototype, ainsi que leurs caractéristiques telles que les dimensions et la nature du matériau utilisé. Les figure 3.13, 3.14 et 3.15 présentent différents angles de vue du prototype réalisé.

Tableau 3.1 - *Récapitulatif des éléments composant le prototype réalisé*

	Matériau	Forme	Dimension	Masse
Suspension	Fibres de verre	Cylindrique	Longueur 180 mm Diamètre 0.1 mm	-
Ossature (Bati)	Delrin	Carré	Coté 160 mm Profondeur 40 mm Épaisseur 10 mm	-
Ressort	Chrysocale	Plan	-	-
Bascule (Rocker)	Aluminium	Plan	-	-
Parties fixes actionneur	Magnésium	Peigne	Écart 1 mm Longueur 9 mm Largeur 3 mm Épaisseur 1.2 mm	-
Partie mobile actionneur	Magnésium	Peigne	Écart 1 mm Longueur 9 mm Largeur 3 mm Épaisseur 1.2 mm	1.2 g avec l'effecteur
Effecteur	Magnésium	-	Longueur 40 mm	-
Pointe	Verre	Conique	-	-

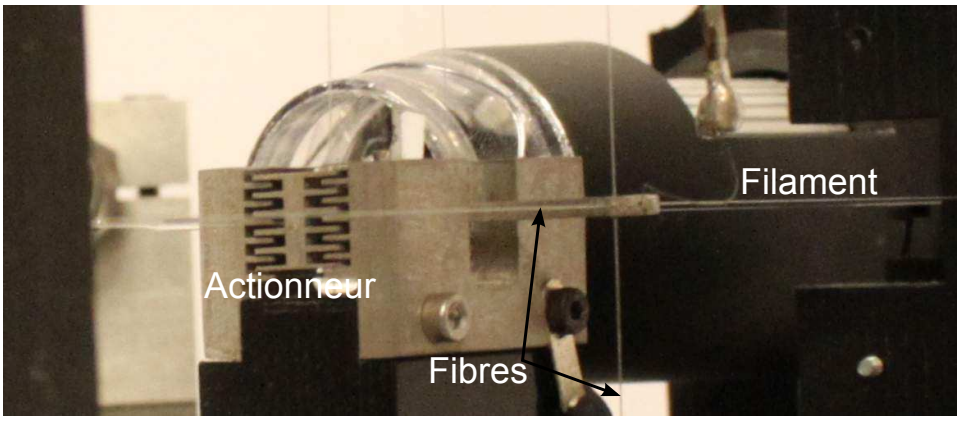


Figure 3.14 - *Vue arrière du prototype.*

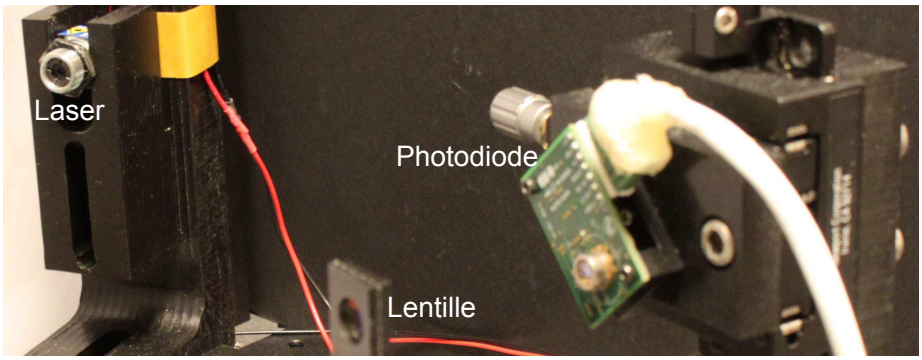


Figure 3.15 - *Système de mesure de position.*

4.2 Caractérisation du prototype

Cette partie aborde d'une part l'étalonnage du prototype, et d'autre part l'identification d'un modèle représentatif du comportement du prototype. Dans un premier temps, trois mesures sont réalisées afin d'étalonner le prototype :

- La première consiste à déterminer la relation entre la tension de sortie de la photodiode et les déplacements de la partie mobile de l'actionneur,
- La seconde détermine la fréquence naturelle du prototype liée à la raideur de la suspension,
- La dernière mesure est réalisée pour déterminer la relation entre la tension d'excitation de l'actionneur et la sortie de la photodiode.

La combinaison de ces trois mesures aboutit à l'étalonnage du système en force (relation entre la tension d'excitation de l'actionneur et la force développée par ce dernier). Enfin, pour préparer l'étape aval de commande, le comportement du prototype est identifié à partir de sa réponse indicielle.

4.2.1 Etalonnage du prototype

L'étalonnage du prototype a pour objectif de déterminer la relation entre la tension d'excitation du prototype et la force développée par ce dernier. Celui-ci nécessite l'étalonnage de la photodiode, de l'actionneur électrostatique et la détermination de la raideur de la suspension.

Etalonnage de la photodiode La position de la partie mobile de l'actionneur est mesurée à l'aide d'un laser et d'une photodiode comme expliqué dans la partie 3.3. Le laser est focalisé sur un miroir et une photodiode traduit la position en mesure de tension

électrique. Pour de petits déplacements, une relation de linéarité existe entre la tension mesurée et la position. Pour mesurer la position de la partie mobile de l'actionneur, il faut étalonner la photodiode à quatre quadrants. Son principe de fonctionnement peut être assimilé pour des raisons de simplification à un capteur photovoltaïque (la tension délivrée par chaque quadrant est proportionnelle à la puissance lumineuse que reçoit le quadrant). Dans le cas où le spot laser se déplace horizontalement, la tension de sortie est une combinaison linéaire des différentes tensions de chaque quadrant. Elle est donnée par la tension U_h (voir section 3.3).

Pour déterminer la relation entre cette tension et la position, des mesures sont effectuées en imposant le déplacement de la partie mobile par un micro-manipulateur (Sutter MP-285). Ce déplacement est réalisé sur une demi course de la partie mobile de l'actionneur puisque l'actionneur est par construction symétrique. Afin que l'étude soit valide, il faut que les déplacements occasionnés soient faibles. Par conséquent, l'extrémité de la sonde et celle du micro-manipulateur sont mises en contact de sorte à écarter la sonde de sa position d'équilibre avec une résolution micrométrique. Au préalable, une surface lisse est fixée à l'extrémité du micro-manipulateur pour que la sonde ne reste pas collée à ce dernier. Le tableau 3.2 présente un exemple d'enregistrement de la réponse de la photodiode par rapport à la positon de la sonde engendrée par les déplacements du micro-manipulateur.

Tableau 3.2 - *Mesures pour l'étalonnage de la photodiode*

Position (μm)	0	20.32	40.08	59	78.36	97.16	116.68	135.72	155.72
Tension U_h (V)	0	0.05	0.1	0.15	0.2	0.25	0.3	0.35	0.4

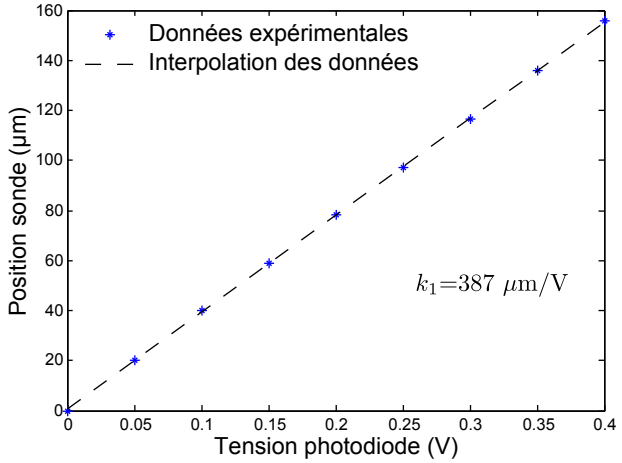


Figure 3.16 - *Réponse de la photodiode.*

La figure 3.16 présente le tracé de la position de la partie mobile de l'actionneur en fonction de la tension de la photodiode. Un ajustement polynomiale d'ordre 1 est utilisé

pour l'interpolation des résultats expérimentaux. En notant k_1 la pente de la courbe et x la position mesurée, la relation entre la position et la tension de la photodiode s'écrit :

$$x = k_1 U_h \qquad k_1 = 387\ \mu m/V \tag{3.11}$$

Etalonnage de l'actionneur électrostatique La force développée par le prototype est produite par l'actionneur bipolaire différentiel dans le seul degré de liberté du système. Pour mesurer cette force avec précision, il faut étalonner l'actionneur en force. Son principe de fonctionnement est exposé en section 3.2. Deux tensions égales et opposées alimentent les deux parties fixes de l'actionneur et la partie mobile est portée à une tension constante. Le développement théorique montre que la force est reliée de manière linéaire à la tension d'excitation. Le but de cet étalonnage est de déduire la relation qui relie la tension d'excitation du prototype et la force développée par l'actionneur. A cet effet, les propriétés intrinsèques du prototype sont exploitées. En absence de forces extérieures et en régime stationnaire, l'équation 3.10 qui régit le comportement global du prototype s'écrit :

$$F_a = kx \tag{3.12}$$

La relation entre la position x de la partie mobile et la tension de sortie de la photodiode est donnée par $x = k_1 U_h$. Ainsi l'équation 3.12 s'écrit :

$$F_a = k k_1 U_h \tag{3.13}$$

A partir de la masse suspendue (partie mobile de l'actionneur et de l'effecteur, de masse 1.2 g) et de sa position, la raideur de la suspension k du prototype est déduite de la mesure de la fréquence naturelle du prototype, dans le seul degré de liberté du système. La relation qui relie la raideur k de la suspension à la fréquence naturelle du système f_n (la mesure de cette fréquence donne $f_n = 9.4Hz$) s'écrit :

$$f_n = 1/2\pi\sqrt{k/m} \qquad k = 3.83\ N/m \tag{3.14}$$

Enfin, pour déterminer la relation entre la tension d'excitation et la sortie de la photodiode, des mesures sont effectuées. Un signal entre 0 et 10 V avec un intervalle de 1 V est utilisé pour exciter l'actionneur. Le tableau 3.3 présente un exemple d'enregistrements de la réponse de la photodiode par rapport à la tension d'excitation envoyée au système.

Tableau 3.3 - *Mesures pour l'étalonnage en force de l'actionneur*

Tension d'entrée (V)	0	1	2	3	4	5
Tension U_h (V)	0	0.03	0.058	0.087	0.114	0.14
		6	7	8	9	10
		0.167	0.194	0.22	0.248	0.278

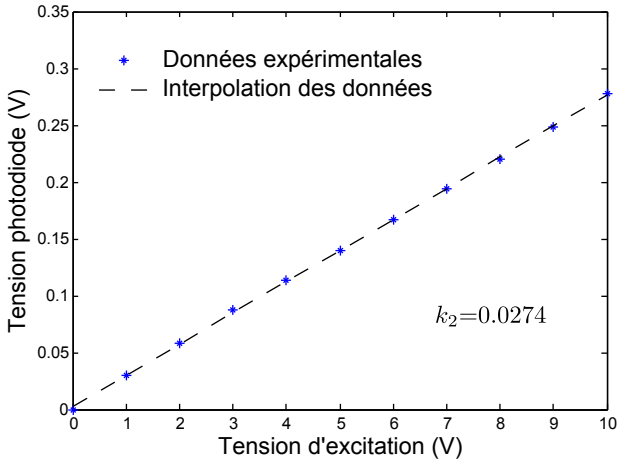


Figure 3.17 - *Réponse de l'actionneur.*

La figure 3.17 présente le tracé de la tension de la photodiode en fonction de la tension d'excitation du prototype. Un ajustement polynomial d'ordre 1 est utilisé pour l'interpolation des résultats expérimentaux. La constante qui lie la tension d'excitation à la tension de la photodiode est k_2. L'équation 3.13 devient :

$$F_n = kk_1k_2U \qquad k_2 = 0.0274 \tag{3.15}$$

avec U la tension d'excitation du prototype. Par conséquent, l'étalonnage de l'actionneur en force consiste à déterminer les trois constantes du prototype, k, k_1 et k_2. Le résultat de l'étalonnage de l'actionneur met en évidence le comportement linéaire de l'actionneur utilisé. Cette propriété recherchée facilite l'étalonnage, l'identification et la commande du prototype.

4.2.2 Identification de la réponse du prototype

Dans cette section, le comportement du prototype identifié. Celui-ci équivaut au modèle reliant la tension d'excitation U et la sortie de la photodiode. L'identification est réalisée à partie de données expérimentales de la réponse indicielle du prototype. Le modèle obtenu est exploité pour la commande du prototype.

Banc expérimental Le prototype est fixé sur une plaque métallique puis placé sur une table anti vibration (Newport Corporation) afin de découpler dynamiquement le banc expérimental du sol. L'actionneur électrostatique du prototype nécessite de fortes tensions pour son actionnement. Le prototype est connecté à la sortie de deux amplificateurs de tension de gain $\times 20$ et de large bande passante (supérieure au khz). Les déplacements de la sonde et la référence envoyée aux amplificateurs sont enregistrés simultanément par un système d'acquisition. La figure 3.18 donne un schéma simplifié du banc expérimental.

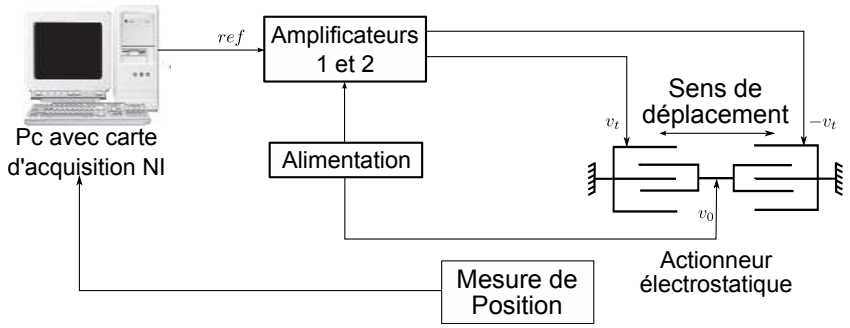


Figure 3.18 - *Banc expérimental pour l'enregistrement de la réponse indicielle du prototype.*

Analyse du comportement du système En l'absence de forces d'interaction F_n entre la sonde et l'environnement, le comportement du prototype est régi par l'équation différentielle suivante :

$$m\ddot{x} - F_a - kx - b\dot{x} = 0 \tag{3.16}$$

Le comportement du prototype est équivalent à un système d'ordre 2, avec une pulsation w_n et un amortissement ζ. La fonction de transfert dans le plan de Laplace s'écrit sous la forme :

$$G(s) = \frac{k_n w_n^2}{s^2 + 2\zeta w_n s + w_n^2} \tag{3.17}$$

Ainsi, l'identification du comportement du système consiste à déterminer les paramètres de la fonction de transfert (3.17), k_n, w_n et ζ.

Identification par réponse indicielle L'identification du modèle du prototype consiste à déterminer les paramètres du modèle d'ordre 2 présenté précédemment. Le point de départ de la démarche d'identification est l'enregistrement d'un ensemble de données composées des commandes envoyées au prototype et des valeurs mesurées en sortie aux mêmes instants. En général, le signal de commande doit être bien choisi afin d'exciter les modes et les points de fonctionnement que l'on souhaite modéliser [Haddab 10]. Le signal couramment utilisé est une suite binaire pseudo aléatoire pour la richesse fréquentielle qu'elle procure. Néanmoins, dans notre cas, l'utilisation d'un signal de forme échelon est suffisant pour exciter le mode principale du système. L'enregistrement de la réponse indicielle est effectué sur une durée de 12 s, où l'échelon de consigne de référence est fixé à 4 volts.

A l'aide du logiciel Matlab et de sa boite à outil **System Identification toolbox**, les paramètres du modèle $G(s)$ du prototype sont identifiés pour qu'il se rapproche au mieux de la réponse indicielle expérimentale. La figure 3.19 présente la réponse indicielle expérimentale sur laquelle est superposée la réponse simulée pour une fréquence d'échantillonnage de 1 kHz.

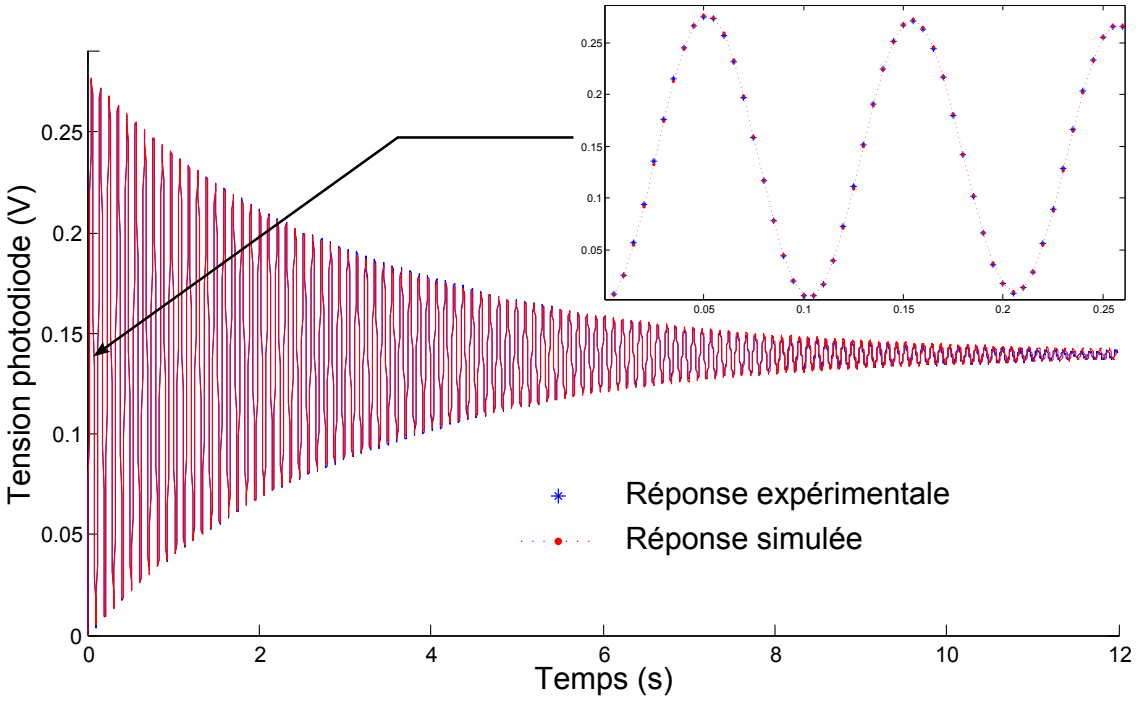


Figure 3.19 - *Réponse indicielle expérimentale et simulée du prototype.*

L'identification aboutit aux valeurs numériques suivantes :

$$\begin{cases} k_n = 0.034 \\ w_n = 61\ rad.s^{-1} \\ \zeta = 0.054 \end{cases} \tag{3.18}$$

La comparaison de la réponse du modèle identifié avec celle observée par l'expérimentation, indique que le modèle d'ordre 2 traduit à 5% près la dynamique du prototype donnée par l'équation 3.16. Ce modèle est exploité dans le chapitre suivant pour la synthèse de la commande du prototype.

5 Conclusion

Ce chapitre s'intéresse à la conception et à la réalisation d'un outil de mesure à l'échelle microscopique (capteur de microforces). Contrairement à la plupart des capteurs de forces existants, il présente plusieurs avantages. Il exploite l'énergie électrostatique au lieu de l'énergie élastique pour la mesure de forces. La partie mobile du capteur est suspendue par des fibres de verre. Cette suspension fournit un guidage cinématique quasi parfait pour réduire le nombre de degrés de liberté du capteur à un degré (direction normale). Elle supprime tout contact et tout frottement entre la partie mobile et l'ossature du capteur. Elle simplifie également l'étalonnage et la modélisation. Par ailleurs, le guidage quasi

parfait simplifie la mesure des déplacements de la partie mobile par laser. De plus, un actionneur électrostatique différentiel est utilisé dans la direction normale afin d'obtenir à la fois un actionnement sans contact et un comportement linéaire.

L'étalonnage du prototype est simplifiée par l'utilisation de la suspension et d'un actionneur linéaire. La relation entre la tension d'entrée et la force développée par le prototype est déterminée d'une manière intrinsèque. La constante d'étalonnage de cette relation dépend de trois constantes, la raideur de la suspension, la constante d'étalonnage de la photodiode et la constante d'étalonnage de l'actionneur. La fonction de transfert qui régit le comportement dynamique du prototype est d'ordre deux. Elle est identifiée à partir de la réponse indicielle du prototype.

Le chapitre suivant s'intéresse à l'exploitation de ce prototype dans le cadre d'expérimentations de micro téléopération. Un asservissement est réalisé pour rendre le capteur actif et des mesures de microforces sont menées. Ce dispositif est exploité comme robot esclave pour la micro téléopération afin de rendre les interactions à l'échelle microscopiques accessibles à l'opérateur par un retour d'effort.

Chapitre 4

Conception et validation de la chaîne de micro téléopération

Le deuxième chapitre montre l'intérêt de la conception d'une interface haptique haute fidélité pour la micro manipulation. Un système à actionnement à deux étages est présenté, puis validé par des tests utilisateurs sur une tâche de détection. Dans le troisième chapitre, la conception et la réalisation d'un nouvel outil de mesure de microforces sont exposées. Cet outil est axé sur trois principes : la suspension de sa partie mobile, l'actionnement sans contact et la mesure de force active (ce dernier point est exposé dans ce chapitre).

Le but de ce chapitre est de présenter la chaîne de micro téléopération proposée dans ce travail. Le développement de celle-ci est basée sur les différents éléments présentés dans les chapitres précédents, et en particulier, le couplage homothétique direct, l'interface haptique et l'outil de mesure. Une étude théorique est réalisée pour étudier les performances de la chaîne en termes de stabilité et de transparence. Des téléopérations mono-dimensionnelles représentatives des phénomènes relatifs au micromonde, des cycles d'approche-retrait sur une goutte d'eau, sont effectuées pour valider la chaîne. Le résultat obtenu fait état d'une interaction ressentie et naturelle avec la goutte à travers cette nouvelle chaîne. Il s'agit à notre connaissance d'un premier pas vers un couplage bilatéral stable et transparent.

La première partie de ce chapitre est consacrée à la caractérisation de l'outil de mesure développé. Les différents critères caractérisant le prototype en boucle ouverte sont présentés, notamment l'hystérésis et la dérive, etc. Dans la seconde partie de ce chapitre, le principe de mesure de force actif est rappelé. La commande H_∞ standard est présentée, analysée et appliquée pour l'asservissement du prototype. Ensuite le banc expérimental sur lequel sont effectués les tests de validation du prototype est détaillé. Le

cycle d'approche-retrait sert de référence pour les tests effectués dans ce chapitre (ce cycle d'AR[1] est réalisé sur une goutte d'eau). La troisième partie est dédiée à la conception de la chaîne de micro-téléopération. Le schéma de couplage haptique direct est présenté et analysé. Une étude théorique est menée pour analyser la chaîne en termes de stabilité et de transparence. Des téléopérations mono-dimensionnelles sur le même exemple sont effectuées pour valider la chaîne. Dans la dernière partie, une analyse dimensionnelle est discutée sur l'outil de mesure réalisé. Elle vise à estimer les performances de l'outil à de très faibles échelles de fabrication pour obtenir une taille et des performances encore plus élevées dans la gamme microscopique.

1 Propriétés du prototype en boucle ouverte

La dernière partie du chapitre précédent s'est intéressée à l'étalonnage de l'outil de mesure et à l'identification de son comportement en vue de l'étape aval de commande. Cette partie traite des propriétés caractérisant l'outil en boucle ouverte, notamment la fréquence de résonance, la bande passante et l'hystérésis, etc.

- **La fréquence de résonance** ou fréquence propre : il s'agit de la valeur de fréquence pour laquelle la partie mobile du prototype entre en résonance. Cette fréquence est donnée par l'équation 3.14 (page 81). Avec une masse d'environ 1.2 g de la partie mobile, la fréquence de résonance du présent prototype est de 9.4 Hz.

- **La bande passante** : cette notion est importante pour caractériser les performances d'un capteur, à savoir la plage de fréquence pour laquelle un signal en entrée est observé en sortie avec un certain gain. En général, elle est choisi à 3 dB inférieure au gain maximal de la fonction de transfert. Bien que l'actionnement posséde une très faible constante électrique, la masse de la partie mobile de ce dernier impose une bande passante de 60 rad/s.

- **L'hystérésis** : la qualité de la courbe de réponse statique peut être dégradée par des phénomènes donnant lieu à une hystérésis. Comme indiqué dans le chapitre précédent, des fibres longues sont choisies pour minimiser ce phénomène. La figure 4.1 représente le tracé expérimental de la courbe d'hystérésis du capteur pour plusieurs fréquences (1 Hz, 3 Hz, 5 Hz et 7 Hz). Ces courbes montrent que le capteur est très peu sensible à ce phénomène et semble insensible aux basses fréquences (voir le tracé pour 1 Hz et 3 Hz).

- **La répétabilité du modèle identifié** : elle représente la capacité de l'outil à restituer les mêmes informations dans des conditions similaires et séparées dans le temps. Elle caractérise donc la dispersion des mesures effectuées sur la réponse de l'outil en boucle ouverte. Pour illustrer cette propriété importante de l'outil,

1. Cycle d'approche-retrait

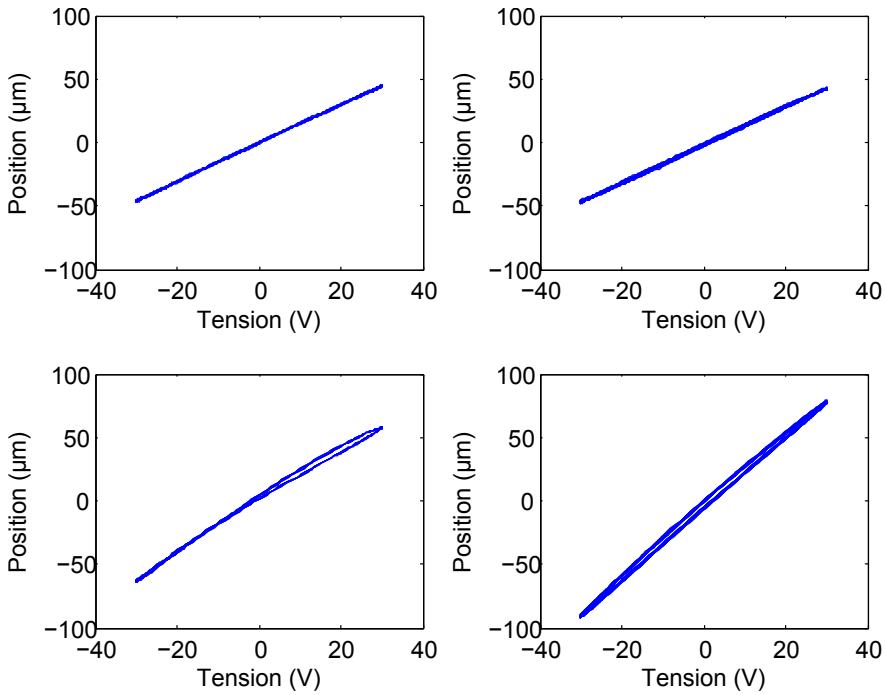


Figure 4.1 - *Observation de l'hystérésis du capteur pour différentes valeurs de fréquence.*

nous avons choisi de comparer les modèles identifiés de l'outil sur une période d'un mois. Le tableau 4.1 représente les 6 résultats d'identification du comportement de l'outil étalés sur un mois. Bien que de faibles variations apparaissent sur le gain et l'amortissement, la pulsation reste quasi constante sur l'ensemble des modèles.

Tableau 4.1 - *Identification du modèle du capteur étalé sur un mois*

Essai	**1**	**2**	**3**	**4**	**5**	**6**
K_p	0.03486	0.03736	0.03930	0.04218	0.03900	0.03825
T_w	0.01638	0.01638	0.01662	0.01664	0.01680	0.01678
$Zeta$	0.00546	0.00546	0.0044	0.0047	0.00511	0.00508

- **La dérive** : la dérive est la modification de la courbe de réponse statique du capteur dans le temps. Ces modifications peuvent être dues à des changements à court terme des conditions de fonctionnement :
  - perturbations venant de l'environnement : pression, température et humidité,
  - vieillissement et fatigue de la structure,
  - dérive thermique du système de mesure.

  Une dérive lente de la mesure de position (dérive de l'ordre de la minute) est mise en évidence sur notre prototype dont l'origine provient de l'effet thermique de la photodiode. Celle-ci peut être compensée par l'utilisation d'un filtre de Kalman.

Tableau 4.2 - *Récapitulatif des critères de l'outil en boucle ouverte*

Propriété	Valeurs	Remarques	Solutions possibles
Fréquence de résonance	9.4 Hz	Faible	Augmenter la raideur de la suspension ou réduire la masse de la partie mobile
Bande passante	60 rad/s	Faible	Augmenter la raideur de la suspension, asservissement de l'outil ou bien réduire la masse de la partie sensible
Hystérésis		Non affecté	
Dérive	De l'ordre de la minute	Lente	Utilisation d'un filtre de Kalman pour l'estimation de la dérive
Répétabilité		Faibles variations des paramètres	

Le tableau 4.2 récapitule l'ensemble des propriétés caractérisant l'outil en boucle ouverte et les solutions possibles pour les améliorer. Dans la partie suivante, la méthode de mesure active est exploitée et les propriétés dynamiques de l'outil de mesure sont identifiées, notamment la plage de mesure, la résolution, etc.

2 Capteur de force actif

Cette partie est consacrée à l'asservissement du prototype afin d'effectuer une mesure de force active. Dans un premier temps le principe d'un capteur actif est rappelé. Ensuite, la commande H_∞ est présentée et analysée, puis appliquée sur le prototype. Des tests sont effectués sur un cycle d'approche-retrait pour valider la mesure de microforces par le prototype asservi.

2.1 Principe de mesure de force actif

Il est possible de mesurer des forces sans déformation ou déplacement à partir de la méthode de mesure dite "méthode de zero" explicitée dans le chapitre 1. Ce principe est appliqué sur le prototype décrit au chapitre 3. Un contrôle actif exploite la force électrostatique développée par l'actionneur pour mesurer les force d'interaction entre la sonde du prototype et l'environnement. Le contrôleur compense, en temps réel, l'effet de la force à mesurer sur la sortie du capteur avec la commande $u(t)$ (voir figure 4.2). La force à mesurer apparaît comme une perturbation à rejeter par le correcteur et doit maintenir

la sortie du capteur au point d'équilibre.

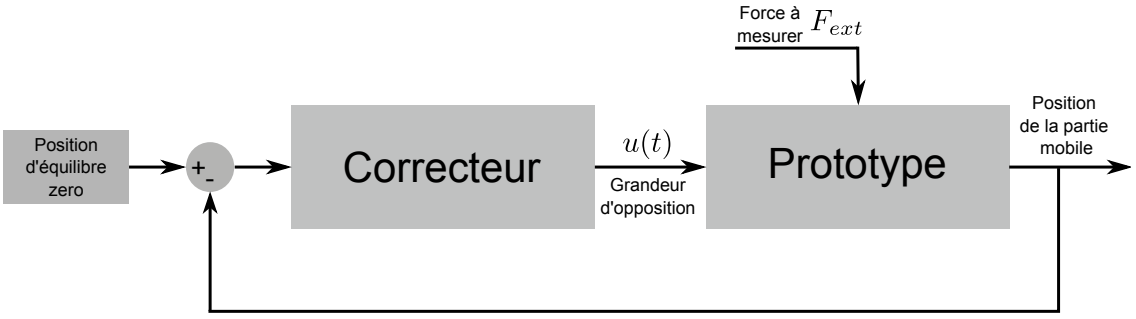


Figure 4.2 - *Asservissement du prototype.*

La mesure de la force d'interaction n'est plus le signal issu du capteur mais la valeur du signal d'opposition $u(t)$, à un coefficient près (l'étalonnage du prototype donne la relation entre le signal $u(t)$ et la force). Par ailleurs, la mesure effectuée par le capteur renseigne sur l'erreur de mesure de la force. Ce principe de mesure a pour objectif de maintenir la partie mobile du capteur dans une plage de fonctionnement linéaire, d'améliorer la précision, la stabilité et la transparence du capteur.

Le correcteur utilisé pour asservir le prototype est une commande H_∞ robuste. Cette commande influe sur les différents transferts du système asservi pour garantir la stabilité de la boucle fermée. Elle garantit également des marges de stabilité et assure la robustesse de la loi de commande.

2.2 Commande H_∞, approche standard

La commande H_∞ standard propose un cadre général pour la commande robuste de système linéaire, à partir de la norme H_∞ et de concepts fréquentiels. Elle influe sur les transferts principaux du système asservi, tout en garantissant les objectifs de stabilité en boucle fermée et les marges de stabilité (marge de phase, marge de module, etc). Elle assure également la robustesse du correcteur à des dynamiques mal connues ou non modélisées [Duc 03], [Grossard 08]. Cette technique de commande, qui aboutit à un correcteur $K(s)$, nécessite d'écrire le système à commander sous la forme d'un problème standard (voir annexe B). La synthèse du correcteur consiste à imposer les gabarits fréquentiels [2], $W_1(s)$, $W_2(s)$ et $W_3(s)$ représentés sur la figure 4.3, pour garantir les performance du système bouclé.

Sur la figure précédente, $G(s)$ est la fonction de transfert du prototype. Le problème H_∞ standard qui résulte du schéma de la figure 4.3 est le suivant : déterminer un nombre

2. Pondérations fréquentielles

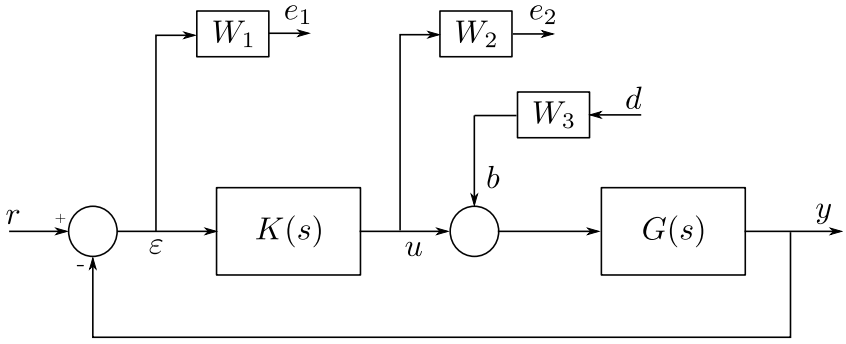


Figure 4.3 - *Mise en place des pondérations.*

$\gamma > 0$, et le correcteur $K(s)$ stabilisant le système bouclé en assurant :

$$\left\| \begin{pmatrix} W_1(s)S(s) & -W_1(s)S(s)G(s)W_3(s) \\ W_2(s)K(s)S(s) & -W_2(s)K(s)S(s)G(s)W_3(s) \end{pmatrix} \right\|_\infty < \gamma \tag{4.1}$$

avec $S(s)$ la fonction de sensibilité ($S(s) = 1/(1 + K(s)G(s))$). L'avantage de l'utilisation de pondérations par rapport au problème initial (voir annexe B) est que les filtres offrent la possibilité de modeler les différentes fonctions de transfert en boucle fermée du système. Les propriétés de la norme H_∞ assurent que si la condition (4.1) est vérifiée, alors les quatre conditions suivantes le sont aussi :

$$\| W_1(s)S(s) \|_\infty < \gamma \Longleftrightarrow \forall w \in \mathbf{R} |S(jw)| < \frac{\gamma}{|W_1(jw)|} \tag{4.2}$$

$$\| W_2(s)K(s)S(s) \|_\infty < \gamma \Longleftrightarrow \forall w \in \mathbf{R} |K(jw)S(jw)| < \frac{\gamma}{|W_2(jw)|} \tag{4.3}$$

$$\| W_1(s)S(s)G(s)W_3(s) \|_\infty < \gamma \Longleftrightarrow \forall w \in \mathbf{R} |S(jw)G(jw)| < \frac{\gamma}{|W_1(jw)W_3(jw)|} \tag{4.4}$$

$$\begin{aligned} \| W_2(s)K(s)S(s)G(s)W_3(s) \|_\infty < \gamma \Longleftrightarrow \forall w \in \mathbf{R} \\ |K(jw)S(jw)G(jw)| < \frac{\gamma}{|W_2(jw)W_3(jw)|} \end{aligned} \tag{4.5}$$

Pour calculer le correcteur $K(s)$, il suffit de choisir des pondérations en fonction des performances requises à l'asservissement (voir annexe C), puis de résoudre le problème H_∞ standard. Plusieurs approches sont utilisées pour résoudre ce problème comme la méthode des *Inégalités Matricielles Affines*[3], ou l'équation de *Riccati*, aussi connue sous le nom d'algorithme de *Glover-Doyle* [Glover 88] dans laquelle la valeur de γ est recherchée par dichotomie.

3. En anglais Linear Matrix Inequalities, ou LMI

2.3 Asservissement du prototype par commande H_∞

En se basant sur les performances requises pour l'asservissement du prototype, les deux fonctions de pondérations fréquentielles W_1 et W_2 sont choisies pour la synthèse de la loi de commande (voir annexe C). Par ailleurs, la pondération W_3 est gardée nulle.

$$W_1 = \frac{s + 102}{1.7s + 0.6} \tag{4.6}$$

$$W_2 = \frac{s + 200}{0.001s + 20000} \tag{4.7}$$

$$W_3 = [\,] \tag{4.8}$$

La synthèse du correcteur est réalisée sous Matlab à l'aide de la *toolbox Robust Control Toolbox* conduisant à une valeur optimale de $\gamma = 1.17$. Les fonctions de transfert principales résultantes de la valeur du correcteur optimale trouvé respectent bien les gabarits imposés (voir figure 4.4(a) et 4.4(b)). Les marges de stabilité théoriques de la boucle ouverte (correcteur+prototype), représentées sur la figure 4.4(c) demeurent intéressantes (marge de gain, $M_g = 16.6$ dB, marge de phase, $M_\varphi = 67.4$ deg). La fonction discrète du correcteur résultant est donnée par :

$$K(z) = \frac{2.232 + 11.65z - 29.95z^2 + 16.11z^3}{0.0005445 - 0.7045z + 2.371z^2 - 2.667z^3 + z^4} \tag{4.9}$$

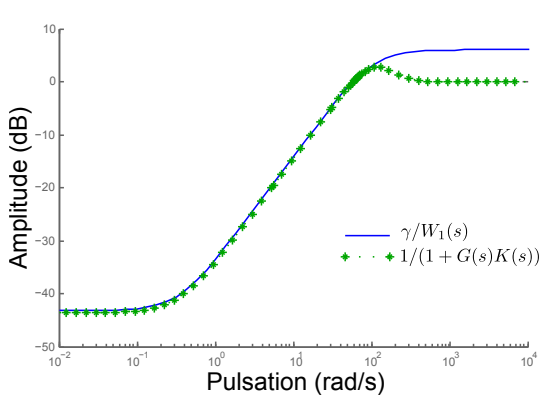
Ce correcteur est implémenté sur un PC tournant un système d'exploitation temps réel Linux/RTAI puis testé sur le prototype (voir figure 4.5). Le temps de réponse expérimentale du prototype est d'environ 0.03 s (légèrement inférieur à la simulation) et un faible dépassement oscillatoire apparaît. L'ensemble est ensuite testé sur un cycle d'approche-retrait avec une goutte d'eau (voir section suivante).

2.4 Validation du prototype

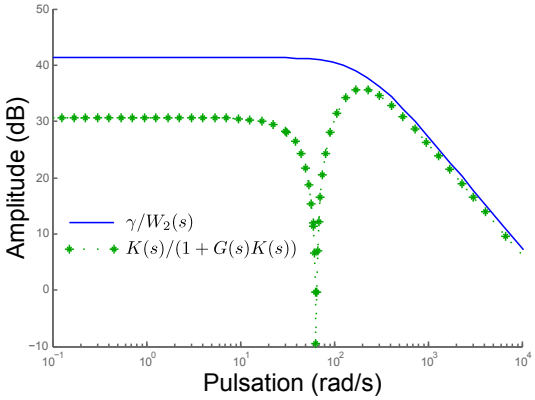
Le but de cette partie est d'évaluer l'apport de l'asservissement sur la mesure de microforces par le capteur décrit précédemment. Nous souhaitons vérifier les performances expérimentales du capteur actif en temps et en précision. L'expérience consiste à mesurer la force d'interaction entre la sonde du prototype et une goutte d'eau sur un cycle d'approche-retrait. Ce cycle consiste à approcher la goutte de la sonde, puis à la retirer.

2.4.1 Cycle d'approche-retrait

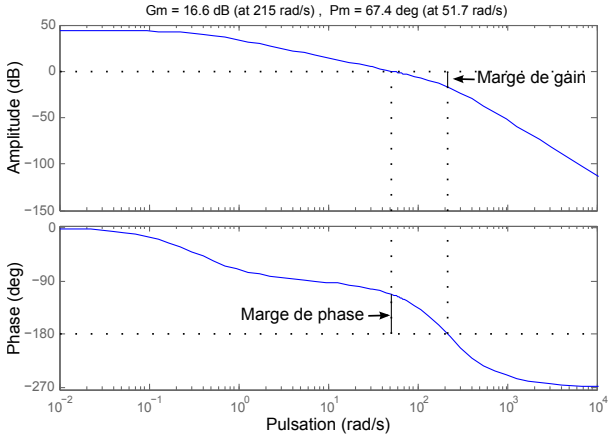
Les difficultés de la téléopération à l'échelle microscopique viennent en grande partie des phénomènes physiques particuliers mis en jeu [Millet 13]. Pour appréhender ces phénomènes, les points caractéristiques d'une courbe de force lors d'un cycle d'approche-retrait



(a) *Pondération $W_1(s)$*



(b) *Pondération $W_2(s)$*



(c) *Marges de stabilité*

Figure 4.4 - *Fonctions de pondération et marges de stabilité.*

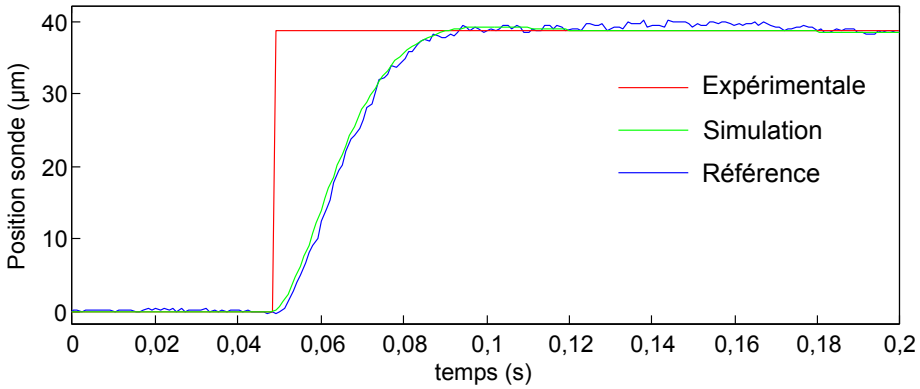


Figure 4.5 - *Réponse indicielle expérimentale et simulée du prototype commandé par le correcteur H_∞ (échelon de consigne de 38.7 µm).*

sont étudiés dans cette partie. Le cycle d'approche-retrait représente le comportement mécanique de l'outil de microscopie, généralement un AFM, lors d'un contact avec une surface échantillon dans la direction normale à cette surface. La poutre de l'AFM, avec

ou sans pointe, fléchit en présence d'une force attractive ou répulsive. Cette force est reliée à la flexion de la poutre par la loi de Hooke, ou $F = k\delta$, avec k la raideur de la poutre et δ la flèche mesurée. Par exemple, la figure 4.6 montre une courbe force-distance d'une pointe en silicium au contact avec une surface en polystyrène en conditions ambiantes [Millet 09a]. La courbe se caractérise par un cycle d'hystérésis dont les deux seuils dépendent de la raideur de la poutre, des conditions de contact et de l'environnement.

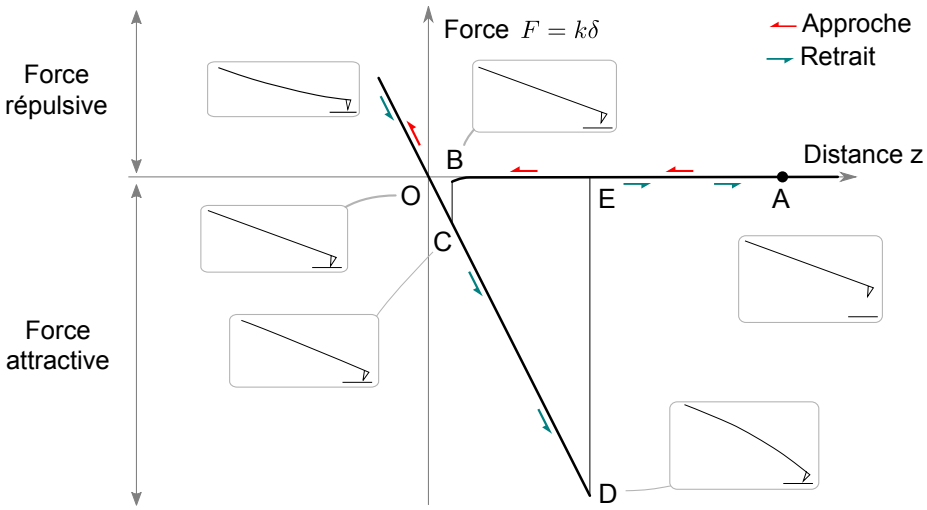


Figure 4.6 - *Cycle d'approche-retrait d'une pointe AFM.*

Plusieurs caractéristiques apparaissent sur cette courbe d'effort. Loin de la surface (point **A**), les forces à distance sont négligeables, la pointe ne fléchit pas. A l'approche du point **B**, les forces attractives augmentent rapidement et fléchissement la poutre. L'instabilité résultante se traduit par un saut vertical (représentée par le segment BC) visible sur la courbe durant l'approche (appelé souvent *saut ou contact* ou *pull-in*). Ce saut se produit, dans le cas d'un AFM à une certaine distance, lorsque le gradient de force d'interaction poutre-surface devient supérieur à la raideur de la poutre. Cette contrainte fait qu'il est difficile d'obtenir toute la dynamique de l'effort de pull-in.

Une fois au contact, la pointe est repoussée par les forces de contact, selon une mécanique du contact. Durant le retrait, la pointe reste collée au substrat et la point fléchit lorsque son énergie élastique dépasse l'énergie d'adhésion. Le point **D** représente l'instant où la force élastique égale aux force d'adhésion. Une fois cet équilibre instable dépassé, le second phénomène discontinu apparaît. La pointe se détache et revient à sa position initiale (point **E**). Ce seuil de décollement est désigné par le terme *pull-off* en anglais. Les forces à distance qui influent avant le contact point-substrat sont principalement les forces de van der Waals et les forces électrostatiques. En plus, la présence d'une fine couche d'eau, dans les conditions ambiantes, ajoute des forces de capillarité importantes et augmente le seuil de décollement [Bolopion 10, Bolopion 09].

Le cycle approche-retrait est une des expériences courantes réalisées pour tester les capteurs de microforces et les systèmes de téléopération [Millet 13]. Elle sera utilisée pour

valider le prototype développé dans le chapitre précédent et le système de téléopération présenté à la fin de ce chapitre.

2.4.2 Banc expérimental

La figure 4.7 représente le banc expérimental utilisé pour valider la mesure de micro-forces avec le capteur actif. Le banc s'articule autour de cinq blocs : le porte échantillon, le prototype, un microscope pour le retour visuel, le dispositif de mesure de position du prototype et le poste de contrôle-commande.

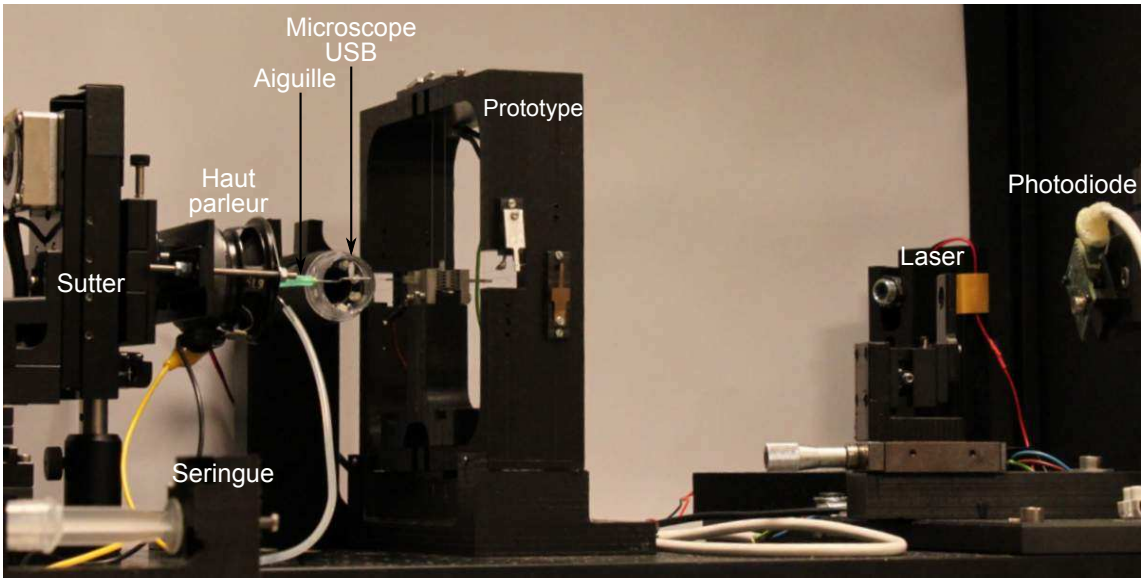


Figure 4.7 - *Banc expérimental.*

- **Le porte échantillon** est supporté par un dispositif commercial constitué de trois blocs assurant trois translations XYZ dans l'espace de travail (Sutter MP-285 de résolution de 0.04 μm). Il confère au système un espace de travail de 25 mm$\times$25 mm$\times$25 mm. Il assure une precision nécessaire et suffisante pour placer l'échantillon par rapport à la sonde. Le déplacement de la goutte au cours d'un cycle d'approche-retrait est assuré par un haut parleur solidaire au Sutter sur lequel une aiguille est collée (voir figure 4.7). En effet, contrairement à la plupart des actionneurs, la référence de déplacement du haut parleur est analogique. Cette propriété simplifie le couplage de la position de la poignée de l'interface et la position du haut parleur.
- **Le prototype asservi** avec la commande H_∞, constitue le capteur actif à valider sur un cycle d'approche-retrait en mettant en évidence les différents phénomènes propres à l'échelle microscopique,
- **Le microscope USB** offre un retour visuel de la position relative de l'échantillon par rapport à la sonde en temps réel,

- **Le dispositif de mesure de position** du prototype donne avec précision la position de la partie mobile du prototype à l'aide d'un laser réfléchi sur une photodiode,
- **Le poste de contrôle-commande** comprend un ordinateur de bureau avec un système temps réel RTAI/Linux équipé d'une carte d'acquisition PCI-NI-6259 et d'un bloc d'électronique de puissance, constitué de deux amplificateurs APEX.

Pour minimiser l'effet des perturbations externes sur la mesure, le banc est placé sur une table anti-vibration. L'ensemble se trouve dans une salle grise, sous un environnement contrôlé.

2.4.3 Mesure de force sur un cycle d'approche-retrait

Pour valider le capteur réalisé, des expériences sur un cycle d'approche-retrait sont effectuées sur une goutte d'eau. La sonde est maintenue à la position d'équilibre zero par le correcteur et la goutte d'eau est placée sur le porte échantillon. La manipulation 1D consiste, dans ce cas, à approcher la goutte de la sonde et à la retirer ensuite. La force appliquée par la goutte sur la sonde au cours de cette expérience est représentée sur la figure 4.8(a) en fonction du temps. L'évolution de la force en fonction de la distante entre la goutte et la sonde, qui correspond à la même expérience, est représentée sur la figure 4.8(b). Dans le cas de la téléopération, cette courbe représente la force que l'opérateur doit ressentir après amplification au cours de l'expérience. La figure 4.9 donne un aperçu sur le retour visuel en temps réel de l'interaction au cours du cycle d'approche-retrait.

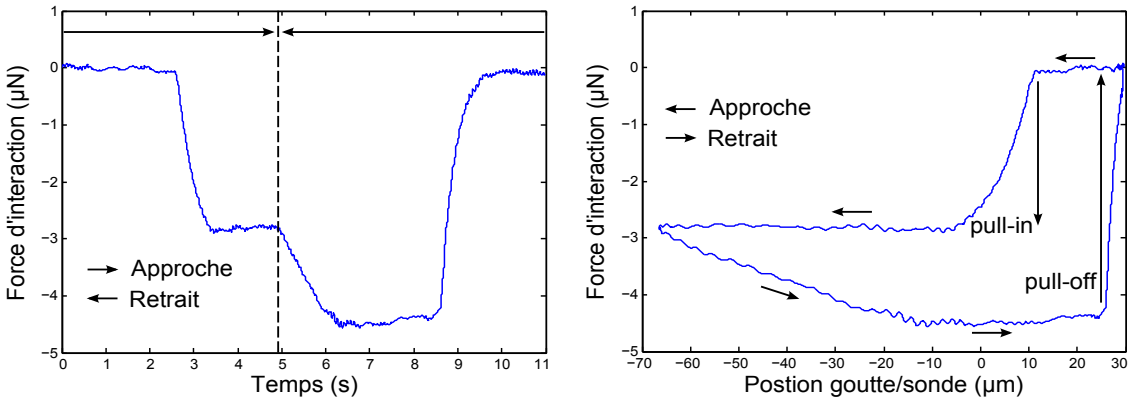


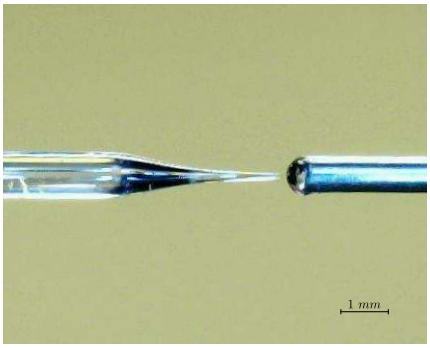
Figure 4.8 - *Courbe de force sur un cycle d'approche-retrait (sonde de rayon 20 µm).*

Nous retrouvons sur la courbe de force obtenue sur le cycle d'approche-retrait toutes les caractéristiques citées dans la paragraphe 2.4.1 :

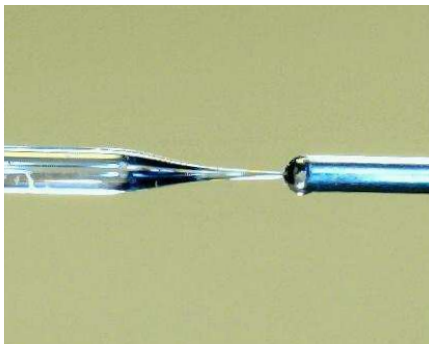
- la présence de deux phénomènes représentant respectivement l'instant pendant lequel la sonde est attirée par la goutte d'eau (pull-in) et l'instant où la sonde se détache de la goutte (pull-off). Dans les deux cas, les phénomènes indiquent

des changements d'équilibre de l'interaction goutte/sonde. Par exemple, pour la rupture du contact entre la goutte et la sonde, la force électrostatique est plus grande que la force capillaire.
- la variété des forces d'interaction : efforts attractifs et répulsifs.
- la variation de l'amplitude des efforts. L'amplitude de la force de pull-in est plus faible que celle du pull-off.

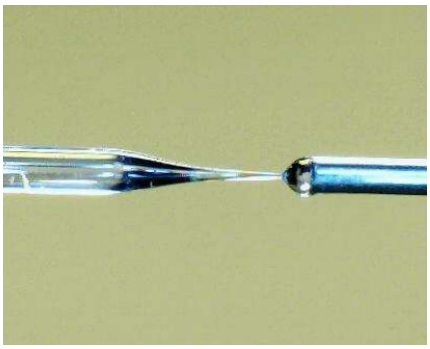
Bien que les caractéristiques citées ci-dessus soient observées sur la courbe force-position expérimentale (voir figure 4.8(b)), cette courbe est filtrée d'une part, par le capteur dont la bande passante est d'environ 60 rad/s, et d'autre part par l'hystérésis de position du haut parleur.



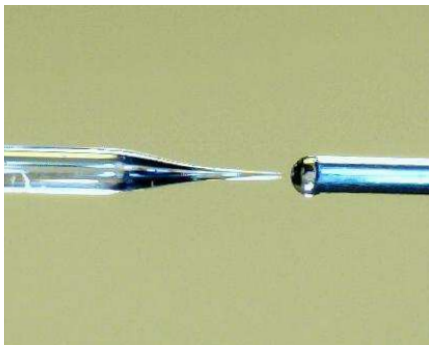
(a) *Approche de la goutte*



(b) *Mise en contact*



(c) *Retrait de la goutte*



(d) *Rupture du contact*

Figure 4.9 - *Interaction sonde/goutte d'eau*

2.4.4 Comparaison des performances

Pour démontrer les performances du capteur, la même expérience est réalisée sur une goutte d'eau avec trois sondes de rayons différents. La figure 4.10 illustre les courbes de forces obtenues avec les trois sondes de rayons différents. Les courbes (a,b), (c,d) et (e,f) sont obtenues respectivement avec la sonde 1, la sonde 2 et la sonde 3 (de rayons respectifs, 40 μm, 70 μm et 100 μm). La force mesurée au cours des différentes expériences

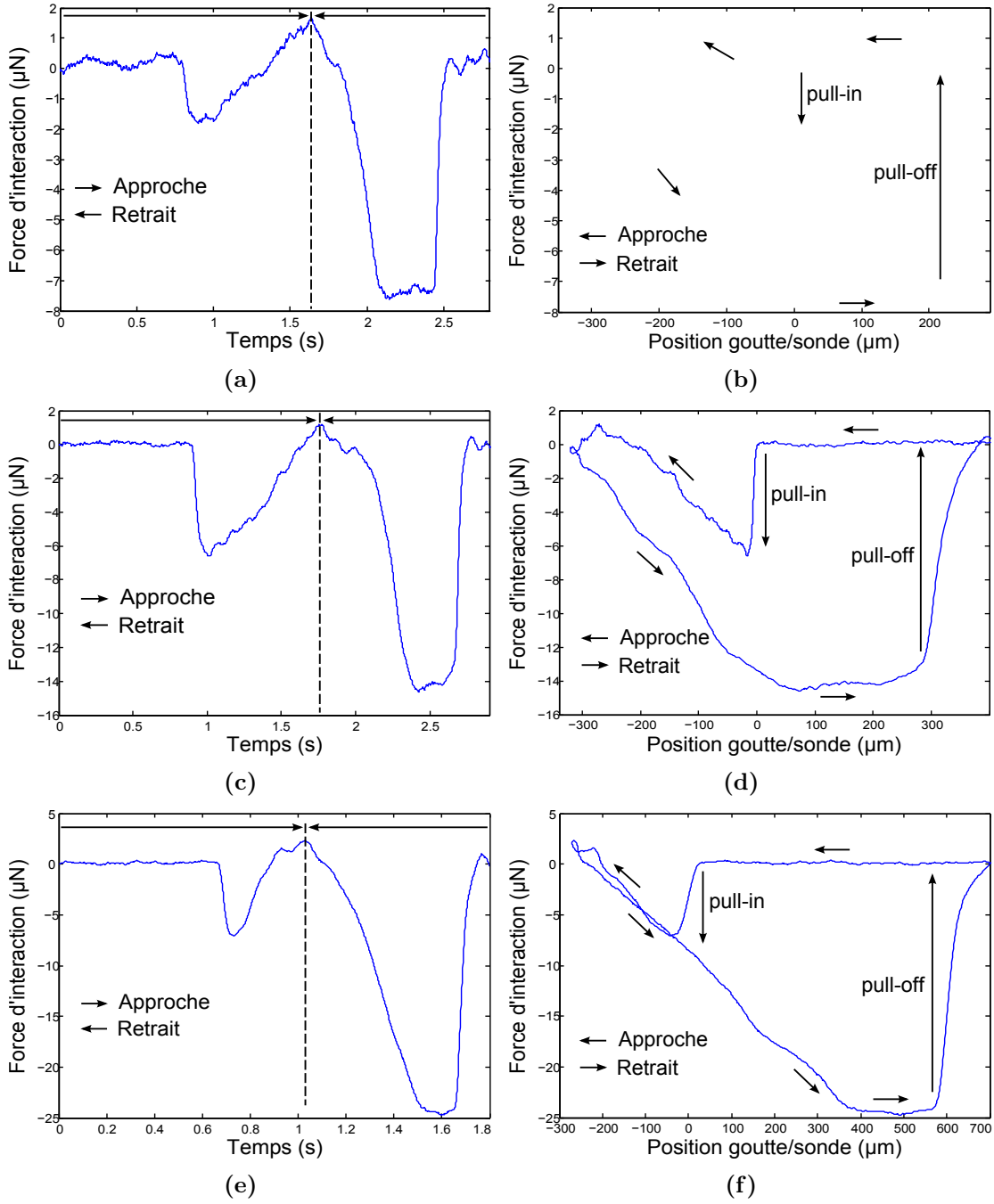


Figure 4.10 - *Courbes de force sur un cycle d'approche-retrait*

est directement liée au signal de commande issu du correcteur. Au cours de l'interaction, la position d'équilibre zero de la sonde est perturbée. Le correcteur compense, en temps réel, cette perturbation en produisant un signal $u(t)$ pour maintenir la position de la sonde à la position d'équilibre. Ainsi, la force d'interaction possède exactement la même forme que le signal de commande $u(t)$, puisque l'actionneur utilisé est linéaire sur toute la plage de mesure. Nous remarquons également, à travers ces résultats, que l'amplitude de la force mesurée est directement liée au rayon de la sonde. La force croît lorsque le rayon de la sonde augmente. Cette propriété s'explique par l'augmentation de la surface de contact de la sonde avec la goutte lorsque le rayon augmente.

2.5 Propriétés du prototype asservi

En plus des propriétés exposées au début du chapitre, dans le cas d'un capteur asservi d'autres propriétés dynamiques, liées directement à la mesure de microforces, sont considérées. Nous citons parmi ces dernières :

- **la stabilité** : un système est dit stable si à tout signal d'entrée borné correspond une réponse bornée. Ce critère est largement satisfait par la commande utilisée puisque elle assure de bonnes marges de stabilité du prototype,
- **la résolution** : dans le cas d'un capteur actif, elle est définie comme la plus petite variation de force δF que peut compenser le correcteur. Cette propriété dépend du correcteur, du bruit de mesure et de la résolution de la carte NI. Elle est estimée sur notre prototype à environ 0.4 μN,
- **la plage de mesure** ou étendue de mesure : il s'agit de la plage de mesure ΔF sur laquelle les performances des capteurs sont assurées. Elle dépend dans le cas du prototype asservi du signal de sortie du correcteur. La saturation du signal de la carte NI ($\pm$10 V) conduit à une plage de mesure dynamique qui s'étend de -400 μN à 400 μN,
- **la bande passante** : bien que l'actionnement utilisé possède une très faible constante électrique, la masse de la partie mobile de ce dernier impose une bande passante en boucle fermée d'environ 60 rad/s.
- **la rapidité** : il s'agit du temps de réponse du capteur à une variation de force. Cette propriété est étroitement lié à la bande passante de l'outil de mesure.
- **la répétabilité** : Elle représente la capacité de l'outil de mesure à restituer la même information pour des mesures identiques, dans des conditions identiques et séparées par un court laps de temps. Il apparaît d'après le résultat préliminaire obtenu en utilisant le Sutter pour déplacer la goutte (voir figure 4.11) que l'outil possède une grande capacité de reproduire les mêmes mesures pour des conditions quasi identiques. Une quantification plus fine de la répétabilité nécessite l'automatisation complète du cycle d'approche-retrait.

Le tableau 4.3 récapitule l'ensemble des propriétés de l'outil en boule fermée. D'autres critères de performances, plus généraux, peuvent être associés aux outils de mesure. Nous

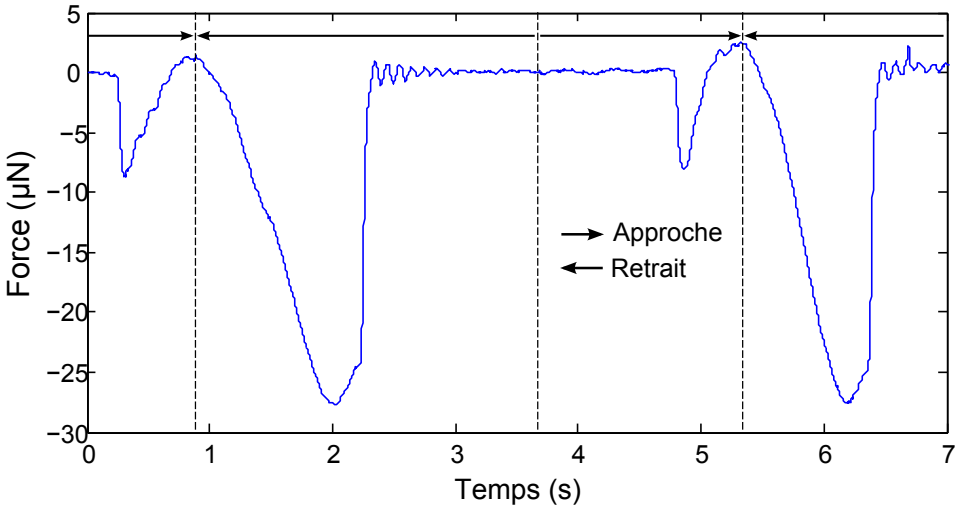


Figure 4.11 - *Mesure de force sur deux cycles sur un laps de temps de 7 s*

citons parmi d'autres, l'encombrement, la consommation, le coût de fabrication et la durée de vie. L'ensemble de ces critères détermine d'une manière étroite les applications potentielles de l'outil.

Tableau 4.3 - *Récapitulatif des propriétés de l'outil de mesure asservi*

Propriété	**Remarques**
Stabilité	Bonnes marges de stabilité
Résolution	Estimée à 0.4 μN
Plage de mesure	-400 μN à 400 μN
Bande passante	60 rad/s
Rapidité	Dépend de la bande passante
Répétabilité	Difficile à quantifier sans automatisation du cycle d'approche-retrait

2.6 Conclusion

Le prototype développé présente de satisfaisantes prédispositions pour la mesure de forces à l'échelle microscopique. Le résultat obtenu montre son efficacité et son efficience ainsi que les performances du capteur en terme de mesure de microforces. Les tests montrent également que la résolution du capteur peut atteindre 0.4 μN. Par ailleurs, le prototype offre une mesure de microforces sur une large plage de mesure qui s'étend de -400 μN à +400 μN. L'étude de validation n'a pu être menée que sur une goutte d'eau. Néanmoins, elle a permis de cerner les performances du prototype. Ce principe est d'autant plus intéressant que la mesure de forces est liée à la dynamique du contrôle actif. Cette propriété offre deux avantages importants par rapport à l'AFM. La mesure de forces

est dissociée de la raideur et il est ainsi possible de mesurer les efforts de pull-in et de pull-off sans modifier la raideur du capteur. Le deuxième avantage de ce principe est la possibilité d'obtenir tous les points de l'effort de pull-in (c'est à dire la dynamique de cet effort) si la bande passante du capteur est suffisante. Nous verrons à la fin de ce chapitre une solution possible pour surmonter la limitation de la bande passante imposée par la masse de la partie mobile du prototype.

3 Conception de la chaîne de micro téléopération directe

Dans le chapitre 1, la composition des systèmes de téléopération et les différents travaux de recherche accomplis dans ce sens sont présentés. Cette partie s'intéresse à la conception globale d'une chaîne de téléopération dédiée aux échelle microscopique. Elle est principalement composée de l'interface haptique et de l'outil de mesure de microforces (les deux systèmes robotiques sont entièrement développés au sein de notre institut). Le schéma de couplage direct est tout d'abord présenté, puis analysé et appliqué pour construire la chaîne de téléopération. Ensuite, la plate forme expérimentale globale de validation de la chaîne est présentée. Des téléopérations mono-dimensionnelles d'approche-retrait sur une goutte d'eau sont montrées pour vérifier le bien fondé de cette approche.

3.1 Couplage haptique

3.1.1 Systèmes maître et esclave de la chaîne

En mode téléopération, l'opérateur utilise un organe maître (l'interface haptique présentée dans le chapitre 2) pour contrôler les mouvements d'un système esclave, tout en ressentant les efforts d'interaction avec l'environnement de travail. Cette interface se compose de deux moteurs, couplés en série et pouvant fournir un couple maximal de 0.2 N.m. Un poignée légère est montée sur l'axe du petit moteur pour assurer la manipulation par l'opérateur. Contrairement aux autres interfaces haptiques, elle n'a aucune butée de position, laissant envisager une large gamme d'utilisation. L'outil développé est utilisé pour la mesure des efforts d'interaction avec l'échantillon. Ces efforts sont renvoyés à l'opérateur à travers l'interface haptique. Par ailleurs, le déplacement de l'échantillon est assuré, comme par l'expérience 2.4.3 page 97, par un haut parleur. Dans la suite, les modèles illustrés sur la figure 2.6(page 48) de l'interface haptique et sur la figure 4.2 pour l'outil sont considérés.

3.1.2 Couplage direct

Le raisonnement intuitif pour coupler l'interface haptique et l'outil de mesure commandés consiste à copier directement les déplacements de la poignée de l'interface sur le haut parleur supportant l'échantillon et de transcrire les forces mesurées par l'outil sur l'interface haptique. Le schéma de fonctionnement assurant ce couplage est donné par le couplage direct illustré sur la figure 1.19, page 27. Le bloc de couplage de l'interface et de l'outil se résume alors à un simple couplage homothétique. Celui-ci assure la transposition des grandeurs d'un environnement à un autre. Les coefficients α_f et α_d du schéma de couplage sont choisis en fonction des besoins des opérateurs. α_d est sélectionné selon l'espace de travail de l'interface haptique et celui du haut parleur nécessaire pour faire décoller la sonde de l'outil de mesure d'une goutte d'eau. α_f dépend du rayon de la sonde utilisée. Sa valeur choisie pour que l'amplitude des forces renvoyées à l'opérateur soit suffisante pour qu'un utilisateur non expérimenté puisse distinguer facilement les différents phénomènes physiques mesurés au cours des expériences. La figure 4.12 représente un schéma global de la chaîne d'une façon détaillée.

3.2 Stabilité et transparence de la chaîne

Cette partie propose une étude théorique des performances de la chaîne de micro téléopération. La stabilité et la transparence de celle-ci sont mises en évidence. L'étude est menée avec une valeur de α_f de 0.05 10^6 et une valeur de $1/\alpha_d$ de 140 10^{-4}. Le choix de ces coefficients est justifié dans le paragraphe 3.3.2.

3.2.1 Étude de la stabilité de la chaîne

L'étude de stabilité est réalisée à partir des fonctions de transfert discrètes de la chaîne de téléopération. La complexité des différentes fonctions de transfert rend difficile l'application des critères de stabilité classique, comme celui de Routh-Hurwitz pour obtenir des relations simples mettant en évidence l'influence des coefficients du schéma de couplage. En effet, la stabilité du couplage peut être étudiée sans modéliser l'environnement à partir de la théorie de la passivité. Toutefois, cette approche est conservative car seule l'hypothèse d'un opérateur et d'un environnement passifs est considérée. Par conséquent, un critère moins conservateur de stabilité est utilisé. Les conditions de stabilité mises en évidence dans le paragraphe 2.3.3 (chapitre 1) par le critère de Llewelyn sont testées numériquement en accord avec les valeurs numériques choisies pour le couplage haptique de la chaîne de téléopération. Pour rappel, la matrice admittance $P(z)$ de la chaîne est défini par :

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} V_h \\ V_e \end{bmatrix} &= P(z) \begin{bmatrix} F_h \\ F_e \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} p_{11}(z) & p_{12}(z) \\ p_{21}(z) & p_{22}(z) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_h \\ F_e \end{bmatrix} \end{aligned} \tag{4.10}$$

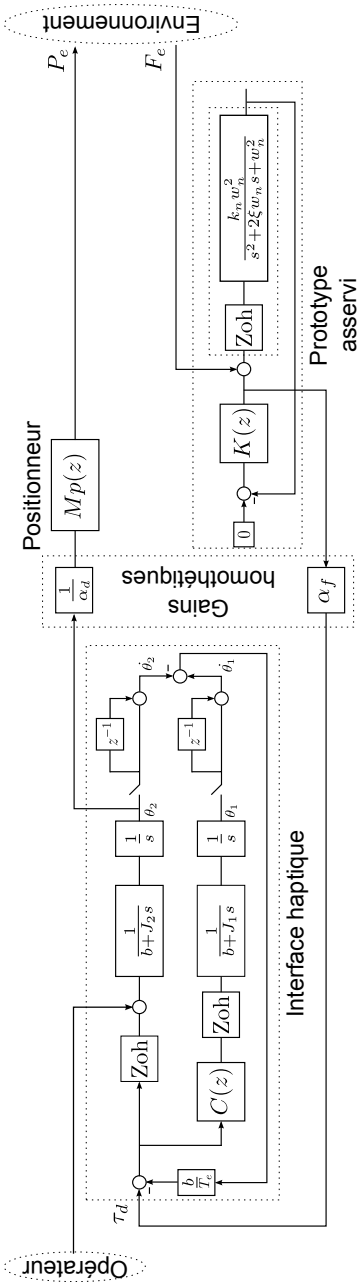
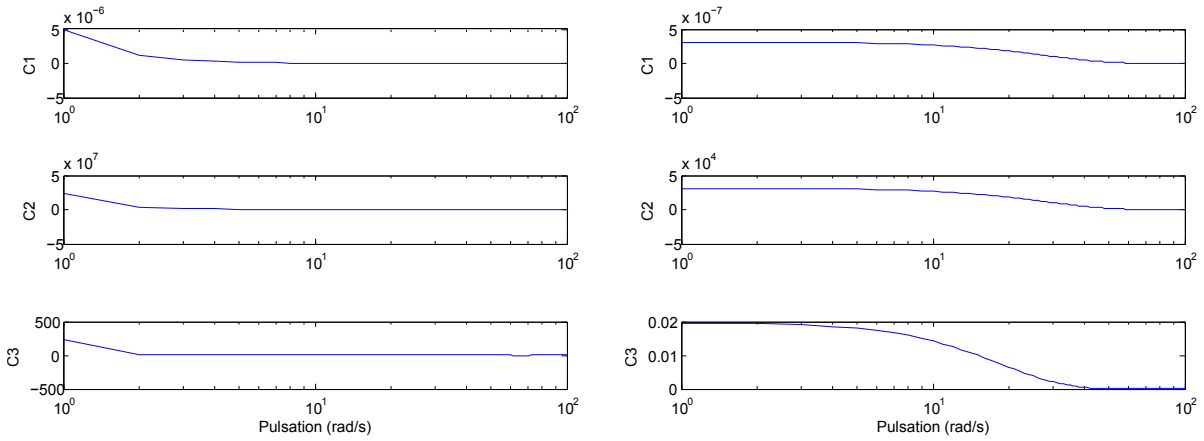


Figure 4.12 - *Modèle de la chaîne.*

Les termes de la matrice admittance, $p_{11}(z)$, $p_{12}(z)$, $p_{21}(z)$ et $p_{22}(z)$ exploités par le critère de Llewelyn sont calculés numériquement à partir du modèle de la chaîne illustré sur la figure 4.12 car leurs expressions analytiques sont en effet complexes. Le critère de Llewelyn est vérifié si et seulement si les conditions c_1,c_2 et c_3 suivantes sont respectées :

$$\begin{aligned} c_1 &: Re(p_{11}) \geq 0 \\ c_2 &: Re(p_{22}) \geq 0 \\ c_3 &: 2Re(p_{11})Re(p_{22}) - |p_{12}p_{21}| - Re(p_{12}p_{21}) \geq 0 \end{aligned}$$

Pour vérifier la stabilité globale de la chaîne pour les coefficients donnés précédemment, le critère de Llewelyn est appliqué. Les inégalités c_1, c_2 et c_3 sont tracées dans le domaine fréquentiel sur la figure 4.13(a). Le critère est vérifié sur toute la bande de fréquence de fonctionnement de la chaîne. Ce résultat met en évidence la stabilité inconditionnelle de la chaîne de micro téléopération, puisque aucune hypothèse n'est faite sur l'opérateur et l'environnement. Nous avons également tracé sur la figure 4.13(b) les conditions de stabilité de la chaîne dans le cas où le prototype est couplé directement à l'interface (dans ce cas, la sonde se déplace par rapport à la goutte fixe).



(a) **(b)**

Figure 4.13 - *c_1, c_2 et c_3 vérifient les conditions de stabilité de Llewelyn.*

3.2.2 Étude de la transparence de la chaîne

En plus de la stabilité, la transparence est une caractéristique importante d'une chaîne de téléopération. Cette notion traduit l'interaction naturelle que doit avoir l'opérateur avec l'environnement. Dans le cas idéal de la transparence, l'opérateur a l'impression de manipuler directement les objets distants sans ressentir la présence de la chaîne de téléopération. Cette transparence doit être assurée aussi bien en mode non contact qu'en mode contact. Elle est couramment mesurée en termes d'impédance et définie comme une comparaison entre l'impédance d'entrée coté opérateur, Z_{op} et celle de l'environnement Z_e. Dans le cadre de cette étude, l'environnement est modélisé selon l'hypothèse suivante : *l'échantillon est modélisé par une raideur k_e*. Cependant, aux échelles micro il convient de prendre en compte les coefficients homothétiques en force α_f et en déplacement α_d. La transparence idéale est atteinte dans le cas ou :

$$Z_{op} = \frac{\alpha_f}{\alpha_d} Z_e \tag{4.11}$$

La transparence du schéma de couplage est étudiée dans le domaine fréquentiel en mettant en évidence les comportements en basses et hautes fréquences. L'implémentation du

couplage est effectuée à une fréquence de 1 kHz. Néanmoins, comme la période d'échantillonnage est très faible, l'étude peut être réalisée aussi bien dans le plan de Laplace, en continu, qu'en discret. Par ailleurs, l'étude comporte deux cas particuliers, le premier est le mode non contact et le second est le mode contact.

1 Mode non contact : dans cette configuration, aucun effort n'est appliqué sur la sonde du capteur. L'impédance coté environnement est nulle ($Z_e = 0$). Pour ce mode, la transparence traduit la facilité de déplacement de l'opérateur le plus librement possible.
2 Mode contact : la sonde est au contact de l'échantillon (ex : goutte d'eau). Dans ce cas, l'échantillon est modélisé selon l'hypothèse émise auparavant. L'impédance de l'environnement est donc : $Z_{op} = \frac{k_e}{s}$. Bien que simplificatrice, l'hypothèse est utile pour analyser le schéma de couplage. La transparence évalue alors si la raideur du contact de la sonde avec l'échantillon est transmise à l'opérateur.

Mode non contact Lorsqu'aucune force n'est appliquée sur la sonde, l'impédance équivalente de l'environnement Z_e est nulle ($Z_e = 0$). Dans ce cas, l'impédance d'entrée s'écrit comme suit :

$$Z_{op} = b + J_2 s \tag{4.12}$$

L'impédance d'entrée ne dépend que des caractéristiques du petit moteur, puisque la dynamique du gros moteur est cachée par la loi de commande. En basses fréquences, l'impédance découle de la viscosité du petit moteur, alors qu'en hautes fréquences, l'inertie du petit moteur est le paramètre important. Comme illustré dans le chapitre 2, le choix de ce moteur est effectué pour avoir une faible inertie, un faible coefficient de viscosité et de faibles frottements. Par conséquent, ce choix approche la transparence idéale de la chaîne de téléopération en mode non contact.

Mode contact Lors du contact de la sonde avec l'échantillon, l'impédance côté opérateur est calculée entre la force (ou le couple) appliquée par l'opérateur sur la poignée du petit moteur et la vitesse du gros moteur (contrairement au cas précédent). En effet, le retour d'effort est assuré en régime établi par le gros moteur. Cette impédance est calculée numériquement à partir du schéma donné par la figure 4.12. La figure 4.14 représente, sur le même tracé, le diagramme de Bode de Z_{op} pour différentes valeurs de k_e et le diagramme de Bode de $\frac{\alpha_f}{\alpha_d} Z_e$. A partir de l'hypothèse effectuée précédemment sur l'échantillon, l'impédance Z_e est égale à $\frac{K_e}{s}$. Sur la bande passante de la chaîne, limitée par celle de la sonde, les deux courbes sont très proches. Ainsi l'impédance de l'environnement est transmise à l'opérateur sur toute la bande passante de la chaîne. Ce résultat approche la transparence idéale de la chaîne sur la bande passante en mode contact.

Cette étude montre l'intérêt de la conception d'interface haptique et d'outil dédiés à la manipulation aux échelles microscopique. En effet, l'approche d'actionnement à deux

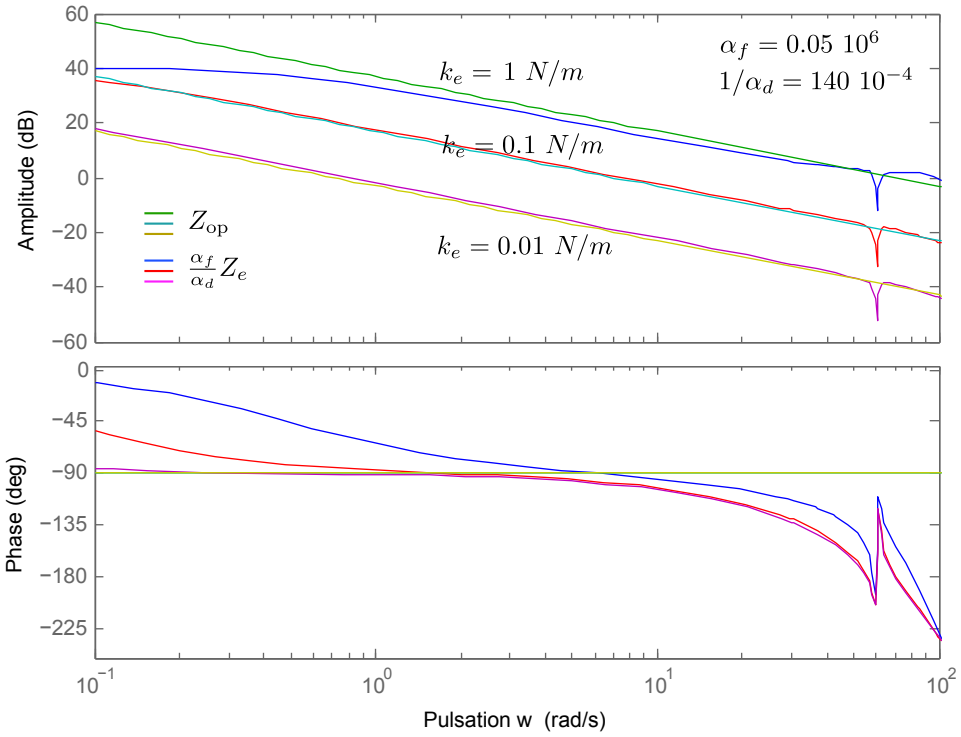


Figure 4.14 - *Diagramme de Bode des impédances du schéma de couplage, mode contact : les valeurs utilisées sont* k_e*=*$\{0.1\ ,\ 0.01\ ,\ 0.001\}$ *N/m ,*α_f*=0.05* 10^6 *et* $1/\alpha_d$*=140* 10^{-4}*.*

étages de l'interface offre un degré de liberté supplémentaire par rapport aux interfaces conventionnelles. Ce degré se traduit par la combinaison à la fois de deux moteurs de caractéristiques différentes avec deux rôles différents. Un petit moteur avec une faible inertie, un faible coefficient de viscosité et de faible frottement, compense le couple de sortie en régime transitoire. Un gros moteur fournit le couple en régime établi. Ainsi, la transparence de la chaîne qui dépend des caractéristiques du petit moteur en mode non contact et de celles du grand moteur en mode contact est assurée sur toute la bande passante du système, comme le montrent les résultats précédents. Par ailleurs, la conception d'un capteur actif à actionnement électrostatique offre une mesure d'effort, en temps réel, sur toute la bande passante sans apport d'énergie. Cette propriété essentielle contribue également à la transparence globale de la chaîne.

3.3 Validation de la chaîne sur un cycle d'approche-retrait

Cette section aborde les divers expérimentations effectuées pour valider la chaîne de micro téléopération. Pour mener à bien ces expériences, une plate forme de mesure est conçue. Celle-ci est tout d'abord décrite. Ensuite, des tests de validations sont effectués pour analyser finement le ressenti des utilisateurs et les résultats sont discutés.

3.3.1 Plate forme expérimentale

La plate forme expérimentale est schématiquement constituée du banc expérimental utilisé pour la validation du capteur de microforces (voir paragraphe 2.4.2) et de l'interface haptique à un seul degré de liberté présentée dans le chapitre 2. L'ensemble est placé dans un environnement contrôlé garantissant les conditions expérimentales les plus favorables pour mener à bien les expériences. La figure 4.15 présente une vue globale de la plate forme expérimentale. La goutte d'eau est disposée sur une seringue collée sur un haut parleur. Cet actionneur transcrit les déplacements de la poignée pour déplacer la goutte par rapport à la sonde. L'interface haptique est placée sur une autre table indépendante de la table anti-vibration. Pour comprendre les différentes phases d'interaction entre la sonde et la goutte d'eau, l'opérateur s'aide d'un retour visuel limité à une dimension (voir figure 4.9).

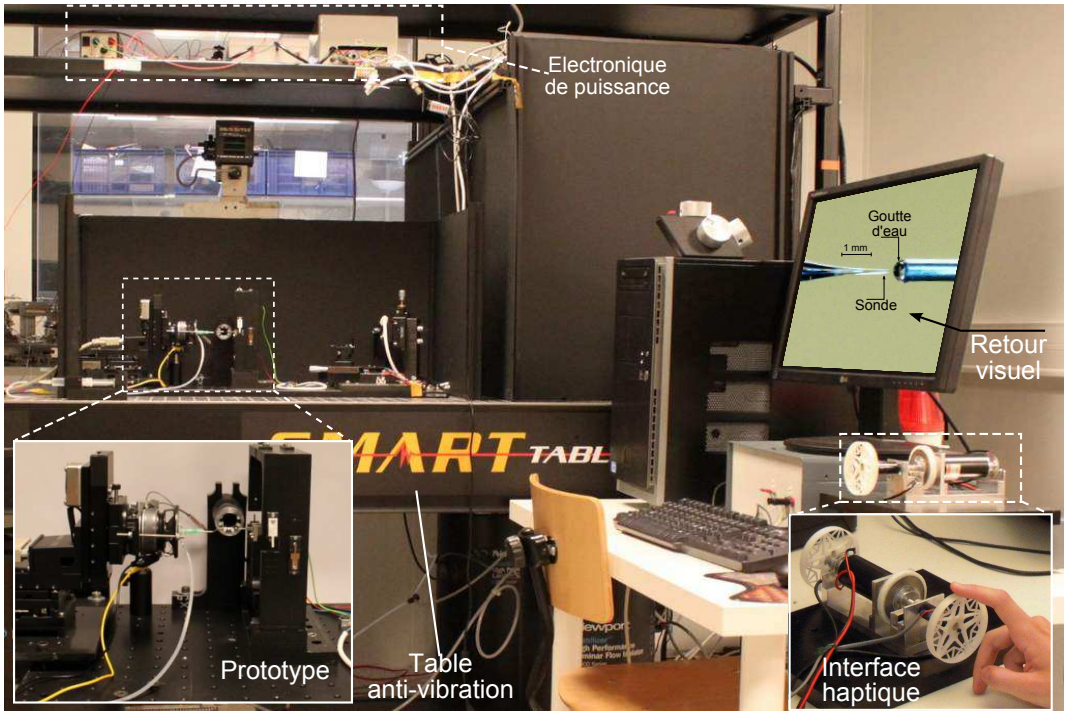


Figure 4.15 - *Plate forme expérimentale.*

L'ensemble est agencé autour d'un PC tournant sous RTAI/Linux. Ce système d'exploitation en temps réel est particulièrement adapté à l'implémentation du contrôle numérique pour ses performances et aussi pour sa simplicité d'utilisation.

3.3.2 Tests et résultats

Pour vérifier expérimentalement les performances de la chaîne de micro téléopération, une opération d'interaction avec le micromonde est effectuée. Elle consiste en une té-

léopération mono-dimensionnelle d'approche-retrait (voir section 2.4.1) sur une goutte d'eau lors de laquelle les efforts d'interaction sont renvoyés à l'opérateur via l'interface haptique. Cette expérience donne à l'opérateur l'occasion de ressentir les phénomènes caractéristiques à l'échelle microscoique, notamment les efforts de pull-in et pull-off.

Le coefficient α_d est choisi en fonction des courses respectives du haut parleur et de l'interface haptique. Pour un bon compromis entre confort et precision au cours de la manipulation, la valeur de $1/\alpha_d = 140\ 10^{-4}$ est retenue (un quart de tour de la poignée de l'interface correspond à un déplacement de 0.75 mm). Par ailleurs, le coefficient α_f est choisi aussi en fonction de la plage de mesure du capteur et de l'effort maximum et minimum perceptibles via l'interface. La valeur utilisée est $\alpha_f = 0.05\ 10^6$. La stabilité de la chaîne avec ces coefficients est assurée par l'application du critère de Llewelyn (voir partie 3.2.1). La transparence est également assurée avec ces coefficients pour des échantillons de raideur k_e inférieure à 1 N/m (voir partie 3.2.2).

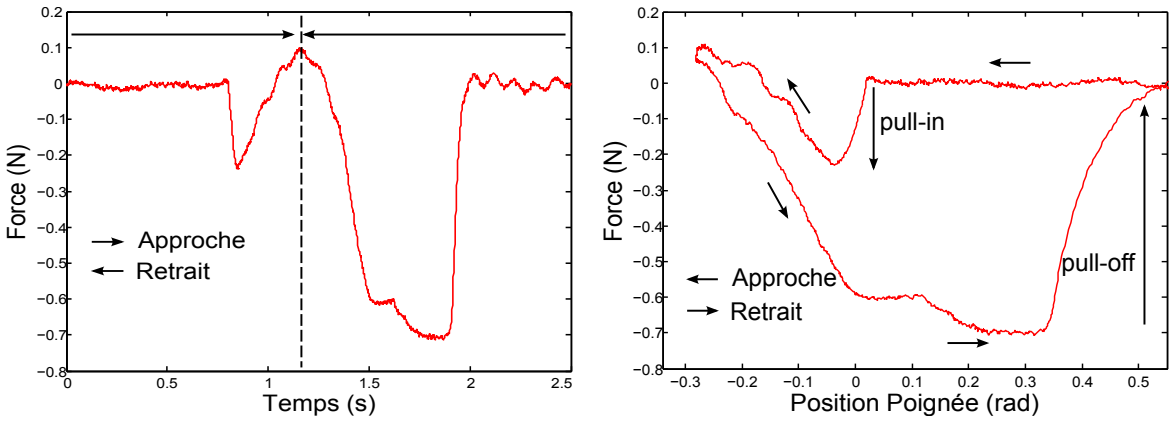


Figure 4.16 - *Courbe de force ressenti par l'opérateur.*

Le résultat obtenu est représenté sur la figure 4.16. La figure montre les efforts ressentis par l'opérateur en fonction de la position sonde/goutte d'eau. Lors de la phase d'approche, la goutte applique un effort qui attire la sonde, puis l'effort commence à diminuer. Lors de la phase de retrait, la goutte applique un effort croissant sur la sonde jusqu'à la limite de l'équilibre stable. A cet instant l'opérateur ressent l'effort de pull-off nécessaire pour vaincre la force capillaire et décoller la sonde de la goutte. Le système reste stable et les forces renvoyées à l'utilisateur sont égales à celles mesurées par le capteur. Elle sont amplifiées par α_f (d'après la structure du schéma de couplage, $F_h = \alpha_f F_n$). L'opérateur ressent donc les différents phénomènes physiques qui interviennent sur un cycle d'approche-retrait.

Pour démontrer la robustesse de l'approche de couplage choisie et de la chaîne de téléopération, la même expérience est réalisée avec trois sondes de rayons différents. Les résultats de l'expérience sont présentés sur la figure 4.17.

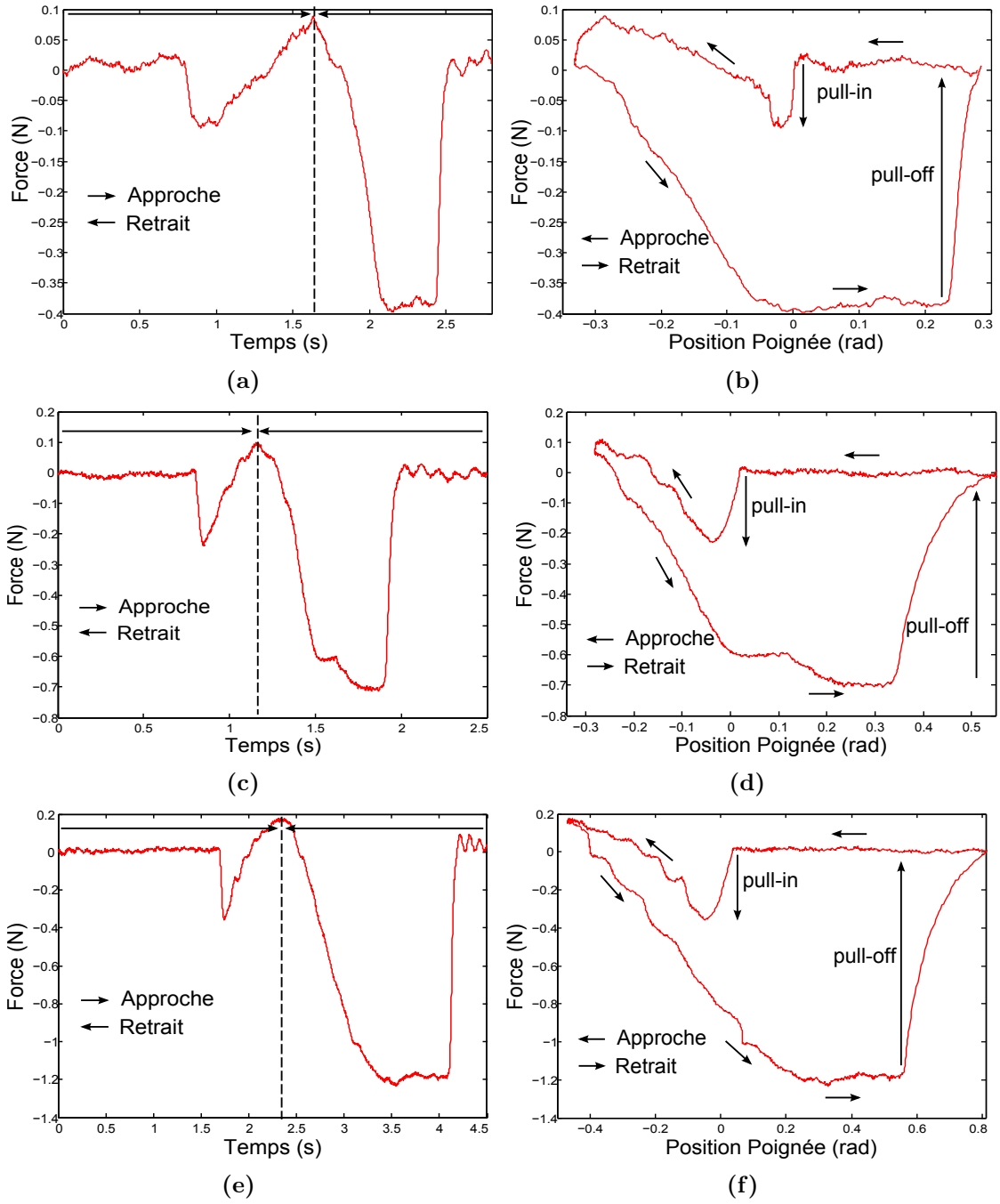


Figure 4.17 - *Courbes de force sur un cycle d'approche-retrait avec retour haptique*

3.4 Discussion

Dans l'ensemble, les performances de la chaîne de micro téléopération sont très semblables au cours des différentes expériences de téléopération mono-dimensionnelle. Les résultats obtenus reproduisent une courbe typique d'un cycle d'approche-retrait comme le montre la figure 4.17. Pour chaque sonde, deux courbes sont tracées. La première courbe donne la force ressentie par l'opérateur en fonction du temps. La deuxième courbe représente la même force en fonction de la position de la poignée (les efforts transmis à l'opérateur sont similaires aux efforts mesurés et amplifiés par α_f). Il est intéressant de voir que malgré la variation des rayons de la sonde, les propriétés énumérées ci-dessous sont observées sur toutes les courbes :

- la présence des phénomènes caractéristiques d'un cycle d'approche-retrait. Ceux-ci représentent respectivement les instants pendant lesquels la sonde est attirée par la goutte (pull-in) et l'instant où la sonde se détache de la goutte (pull-off).
- les forces ressenties par l'opérateur sont égales à celles mesurées par le capteur amplifiées par α_f (d'après la structure du schéma de couplage).
- le ressenti des forces par l'opérateur est en accord avec les différentes phases d'interaction sur un cycle d'approche-retrait.
- le ressenti est également en accord avec le retour visuel auquel a accès l'opérateur.
- la chaîne reste toujours stable au cours de toutes les expériences.

Par ailleurs, nous observons des fluctuations sur certaines courbes de force. Elles résultent principalement des vibrations de la main de l'opérateur. En effet, comme l'encodeur de la poignée est très précis, ces vibrations sont directement transmises à l'actionneur supportant la goutte d'eau. Une solution possible pour les réduire est d'utiliser un filtrage pour supprimer les vibrations inhérentes à la nature du système biomécanique humain. Enfin, plusieurs utilisateurs inexpérimentés ont testé la chaîne au cours de démonstrations publiques. Ceux-ci ont tous réussi à utiliser le système pour interagir avec la goutte d'eau en décrivant des cycles d'approche-retrait. Durant ces démonstrations, tous les utilisateurs ont pu ressentir les différents efforts d'interaction d'une manière naturelle.

Les résultats mettent ainsi en évidence les performances de la chaîne de micro téléopération notamment la stabilité et la transparence. Ils montrent également l'avantage de cette chaîne par rapport aux systèmes de micro téléopération existants, en particulier la combinaison d'un AFM avec une interface classique détaillée dans [Bolopion 10]. Outre les limitations imposées par l'interface classique et l'AFM, un compromis est nécessaire pour adapter le couplage bilatéral : soit le couplage est direct et transparent, soit le couplage est indirect et stable mais la composition d'une transparence parfaite et d'une stabilité inconditionnelle est impossible. Par exemple, pour retransmettre l'effort de pull-in d'une manière transparente, les expériences sont souvent lentes en raison de l'utilisation de gains très élevés au détriment de la stabilité. En toute généralité, il apparaît que l'approche exposée dans ce travail constitue le premier pas vers des systèmes de micro téléopération stables et transparents.

4 Étude de la miniaturisation du capteur de force

Bien que le capteur de microforces réalisé mette en avant les avantages des trois principes exploités pour sa conception et que les différents tests ont démontré ses performances, le capteur ne peut être exploité que pour des fréquences inférieures à 10 Hz. Cette propriété limite l'accès aux phénomènes très rapides, d'autant que l'interface haptique possède une très grande bande passante (de l'ordre du kHz). Il est donc intéressant d'examiner les facteurs ou paramètres qui affectent la plage de mesure du capteur. Par conception, la fréquence de résonance du capteur qui délimite la bande de fréquence accessible pour la mesure de microforces est donnée par :

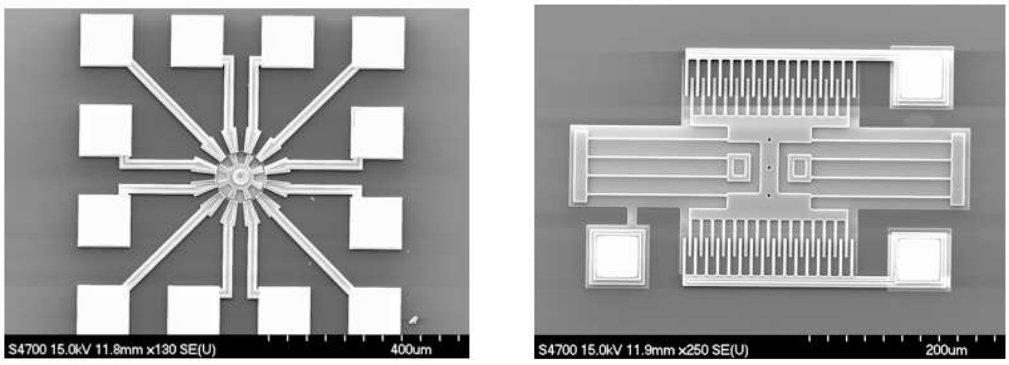
$$f_n = 1/2\pi\sqrt{k/m} \tag{4.13}$$

Le déplacement maximal x_M, la raideur de la suspension k et la force maximale développée par l'actionneur F_{am} sur la bande passante du capteur sont liées par :

$$x_M = kF_{am} \tag{4.14}$$

A partir des deux equations citées si dessus, il semble clair que pour augmenter la bande passante du capteur, deux solutions sont possibles :

- augmenter la raideur de la suspension,
- diminuer la masse de l'actionneur du capteur.



(a) *Micromoteur* **(b)** *Micro actionneur/capteur*

Figure 4.18 - *Exemples de composants MEMS disponibles sur http ://www.memsnet.org*

La première solution consiste à ajuster la raideur de la suspension. Toutefois, cette solution nécessite d'avoir une très grande raideur pour atteindre une bande passante de l'ordre du kHz. Par exemple pour avoir une bande passante de 100 Hz, la raideur doit être ajustée à 100 N/m. Cette solution reste insuffisante puisque l'amélioration de la bande passante entraîne une diminution de la plage de déplacement de la sonde du capteur.

La deuxième solution propose de diminuer la masse de la partie mobile et de réduire les dimensions du capteur. Le capteur présenté dans le chapitre 3 est conçu avec des

dimensions telles que : $l \sim 10^{-2}$ m, $m \sim 10^{-3}$ kg, $k \sim 10$ Nm^{-1}, $F_{am} \sim 10^{-4}$ N, et $x_M \sim 10^{-5}$ m. Par conséquent, la fréquence de résonance est $f_n = 9.4$ Hz. Les paramètres présentés ci-dessous varient en fonction de la dimension caractéristique du capteur l. Dès lors, les performances du capteur à de très faibles échelles de fabrication peuvent être estimées. Si la longueur caractéristique l est réduite de deux ordres de grandeur pour atteindre le niveau d'échelle de fabrication MEMS ($l \sim 10^{-4}$, la figure 4.18 illustre deux réalisations de composants MEMS), la masse de la partie mobile du capteur liée directement à son volume varie en l^3. A cette échelle, la suspension est réalisée avec des poutres. Contrairement à la suspension par fibre de verre où la raideur est ajustable, la raideur dans ce cas est dominée par la déformation des poutres qui décroissent avec l. Par conséquent, la fréquence de résonance qui est proportionnelle à $\sqrt{k/m}$ varie en $\sqrt{l/l^3} = 1/l$. Le micro-capteur aura donc une fréquence de résonance approximative de 1 kHz. Toutefois, la longueur des armatures du capteur qui décroit avec l est compensée par l'écart entre ces armatures qui décroit aussi avec l. Enfin, basée sur la loi de Paschen et les données relatives aux MEMS reportées dans [Carpick 97] et [Legtenberg 96], l'excitation électrique (voltage en entrée du capteur) reste inchangée avec la réduction d'échelle.

5 Conclusion

La conception d'une chaîne de téléopération présente plusieurs intérêts. Tout d'abord, l'opérateur peut piloter un robot esclave pour réaliser des tâches complexes de micro-manipulation. Le couplage entre le macromonde et le micromonde donne à l'opérateur la capacité de ressentir les phénomènes propres au micromonde, inaccessibles à l'échelle humaine.

Une partie essentielle de ce chapitre s'est concentrée sur la caractérisation, la commande et la validation du capteur. Ensuite le chapitre s'est focalisé sur la construction de la chaîne de téléopération. A cet effet, un schéma de couplage homothétique direct est utilisé pour coupler l'interface à l'environnement microscopique. Une étude théorique est réalisée pour vérifier les propriétés de ce couplage, notamment la stabilité et la transparence.

Au cours de ce chapitre, plusieurs expériences sont réalisées. La première expérience a pour objectif de valider la mesure active de microforces. Les différents phénomènes d'interaction au cours d'un cycle d'approche-retrait sont mesurés par le capteur. Le résultat obtenu montre la prédisposition du capteur pour la mesure de microforces et la possibilité d'obtenir toute la dynamique de l'effort de pull-in pour une large bande passante. La seconde expérience est réalisée pour valider le couplage homothétique direct, autrement dit, la chaîne de téléopération. Il s'agit d'une exploration haptique sur une goutte d'eau avec des sondes de rayons différents. Le retour d'effort est utilisé dans ce cas pour transmettre à l'opérateur les informations d'interaction, notamment pour la première fois dans le domaine haptique, les efforts de pull-in et de pull-off. Le résultat obtenu montre la capacité de la chaîne à donner aux utilisateurs un ressenti naturel de l'interaction sonde-goutte.

Enfin, une solution de miniaturisation du capteur est présentée pour palier aux limitations engendrées par la masse de la partie sensible du capteur, notamment la bande passante. La solution consiste à utiliser le même principe et à exploiter les techniques d'usinage des technologies MEMS. La conclusion générale qui suit ce chapitre présente les avantages et les limites de cette chaîne de micro téléopération ainsi que le potentiel important de ses futures évolutions.

Conclusions et Perspectives

Le développement des systèmes de micro téléopération directe constitue un enjeu majeur de recherche en microrobotique. Le rôle de tels systèmes est de rendre les échelles microscopiques accessibles à l'opérateur humain. En effet, le comportement des micro-objets est difficilement modélisable, par conséquent difficilement prédictible. Ainsi, ces systèmes ont pour objectif de contribuer à mieux comprendre les phénomènes physiques propres aux échelles microscopiques afin de les maîtriser, voire de les exploiter pour améliorer les tâches de micromanipulation.

En téléopération, les performances d'une chaine de téléopération sont mesurées par deux propriétés importantes, la transparence et la stabilité. La première traduit le fait que le ressenti opérateur, lorsqu'il manipule un objet, doit être le plus proche possible de l'effort nécessaire s'il manipulait directement l'objet. La deuxième exprime l'instabilité et les risques de dommages sur les outils utilisés, les objets manipulés et l'opérateur.

Bien que plusieurs travaux aient donné lieu à des systèmes performants, des insuffisances apparaissent, notamment la prise en compte de la spécificité du couplage haptique liée au changement d'échelle, la mesure de la force d'interaction microscopique, la nature des efforts renvoyés à l'opérateur, l'inertie importante des interfaces haptiques utilisées, etc. Ces limitations affectent étroitement la transparence et la stabilité. Une solution possible pour pallier à ces limitations est de s'intéresser à la transparence et à la stabilité du système maître et esclave de la chaine de téléopération afin de garantir l'intuitivité de cette dernière. Cette approche repose sur plusieurs verrous scientifiques : le choix adéquat d'une interface haptique commandée, le développement d'un nouvel outil de mesure de microforces actif, l'exploitation des outils de l'automatique et l'établissement d'un couplage homothétique direct pour cette chaîne.

L'interface haptique choisie dans ce travail repose sur une approche d'actionnement à deux étages. Elle est composée d'un gros moteur et d'un petit moteur couplé à un unique arbre. Le petit moteur compense le couple ressenti par l'opérateur en régime transitoire et s'occupe des composantes hautes fréquences. Le gros moteur fournit la puissance en régime établi. Les deux moteurs sont couplés en série par un coupleur visqueux basé sur le principe des courants de Foucault, donc sans contact. Pour réduire l'effet de l'inertie du gros moteur sur la transparence de l'interface une commande polynomiale (RST) est implémentée pour découpler le couple généré par l'interface haptique de la dynamique du gros moteur. La commande contribue, d'une part, à améliorer la transparence de l'interface haptique, et d'autre part, à élargir la plage dynamique des efforts accessibles par l'interface de 5.2 mN à 5 N. Par ailleurs, les résultats des tests réalisés sur l'interface haptique ont montré que cette dernière se prête bien à l'exploration des échelle microscopiques.

L'outil de mesure de microforces développé dans ce travail repose sur trois principes : la suspension, l'actionnement électrostatique sans contact et la mesure de force active. La suspension de la partie mobile de l'outil est rendue possible par l'utilisation de fibres de verre. Cette partie mobile est constituée d'armatures supportant un effecteur sur lequel est fixée une sonde. L'actionnement de la partie mobile est assuré par l'effet des forces de Coulomb, exercées par un actionneur bipolaire différentiel. L'outil possède l'avantage d'avoir un comportement d'actionnement linéaire et il est possible de modifier la raideur de la suspension par simple réglage de la tension des fibres. Un correcteur H_∞ est utilisé pour asservir la partie mobile. Dans ce cas, les forces d'interaction à l'échelle microscopique s'exerçant sur la sonde apparaissent comme des perturbations à rejeter par le correcteur. Celui-ci compense, en temps réel, l'effet de ces perturbations et maintient ainsi la partie mobile à sa position d'équilibre. L'image de la mesure de force d'interaction est donnée directement par le signal prédit par le correcteur à un coefficient près. L'outil est actuellement mis au point pour effectuer des mesures de microforces selon la direction normale. La plage de mesure de l'outil ($\pm$400 μN) dans cette direction n'est conditionnée que par la plage de mesure du capteur de position utilisé ($\pm$ 387 μm) et les niveaux de tensions d'excitation de l'actionneur ($\pm$ 200 V). Les différents tests effectués au cours du travail ont montré l'efficacité et les performances de l'outil en termes de mesure de microforces, notamment pour les efforts de pull-in et de pull-off.

La chaine de téléopération conçue dans le cadre de ce travail repose sur un couplage bilatéral entre l'interface haptique et l'outil développé, intrinsèquement passifs en termes d'énergie. A cet effet, un schéma de couplage homothétique direct est utilisé pour réaliser le couplage. Une étude théorique est réalisée pour démontrer la transparence et la stabilité de la chaine. Des téléopérations haptiques d'approche-retrait sont effectuées sur une goutte d'eau. L'opérateur reçoit un retour d'effort et visuel, en temps réel, des interactions sonde-goutte. La chaine de micro téléopération a pu être testée au cours de plusieurs démonstrations publiques organisées en salle blanche du laboratoire par de nombreux utilisateurs inexpérimentés. Ceux-ci ont tous réussi à utiliser le système pour interagir avec une goutte d'eau en décrivant des cycles d'approche-retrait. Durant ces démonstrations, ils ont pu ressentir clairement et de manière naturelle les différents efforts d'interaction entre la sonde et la goutte, notamment le pull-in et le pull-off.

Enfin, les perspectives sont nombreuses. Il serait intéressant dans un premier temps de réduire la taille de l'outil dont la bande passante est insuffisante et les dimensions restent encombrantes. La réduction ou la miniaturisation peut passer par l'utilisation des procédés de micro-fabrication dédiés aux MEMS. Une proposition est discutée dans la fin du chapitre 4 et préconise une réduction d'échelle de 10^{-2} pour atteindre une bande passante de l'ordre du kHz. Cette amélioration contribuera d'une part, à obtenir toute la dynamique des interactions microscopiques notamment la force de pull-in, et d'autre part, à disposer d'un capteur de taille microscopique. Dans un deuxième temps, il serait utile de concevoir un outil à deux degrés de liberté, tout en gardant le même principe. Il serait aussi pratique d'exploiter l'effet capacitif pour la mesure de la position de la partie mobile de l'outil afin de s'affranchir d'une mesure externe de la position de la partie sensible du capteur.

Un travail est également initié pour la conception d'une interface haptique à deux degrés de liberté avec le même principe, tout en utilisant des encodeurs et des moteurs de qualité moyenne pour réduire le coût de fabrication. Une solution prometteuse est le pantographe dont l'architecture bien réfléchie apparaît plus simple pour la conception d'une interface planaire à deux degrés de liberté. De plus, l'intégration d'un retour tactile à cette interface semble être aussi une perspective intéressante pour retransmettre la dynamique très large des phénomènes physiques de l'échelle microscopique. Le cadre de cette interface avec retour haptique et tactile dépasse aussi le capteur et pourra être utilisé pour de vraies opérations en téléopération.

Annexe A

Notations et abréviations

Cette section regroupe l'ensemble des notations et des abréviations. Ces dernières sont valables pour l'ensemble du manuscrit, sauf indication contraire.

Notations :

t	Variable temporelle
s, z	Variable de Laplace continue, variable discrète
F	Force
E	Module d'élasticité
l, b, e_p, S, A	Longueur, Largeur, Épaisseur, Section, Surface
δ	Déformation
ρ	Résistivité
R	Résistance isotronique
μ	Mobilité moyenne des porteurs
K_n	Nombre d'onde de la poutre
n	Nombre de porteurs par unité de volume
e	Charge de l'électron
V	Potentiel
ε	Constante diélectrique
a	Écart entre les armatures
k	Raideur

k_e	Raideur de l'échantillon
d	Déplacement
F_{ext}	Force extérieure
Q	Charge électrique
Ref,$r(z)$	Référence, consigne
$u(t)$, $u(z)$	Commande
$s(t)$, $y(z)$	Sortie du système
M_h, J, J_1, J_2	Inertie
B_h	Amortissement
$H(s)$	Fonction de transfert en s
F_{op}, f_h	Force haptique opérateur
F_e	Force d'interaction outil-environnement
X_h, X_e	Position poignée, Position Esclave
V_h, V_e	Vitesse poignée, Vitesse Esclave
Z, Y, G, P	Matrices d'immittance
Z_{op}	Impédance côté opérateur
Z_e	Impédance côté environnement
b	Coefficient visqueux
$C_{2\text{fric}}$	Couple de frottement
$C_{1\text{max}}$	Couple maximum
k_2	Constante de couple
M_1, M_2	Grand moteur, Petit moteur
θ_1, θ_2	Position arbre petit moteur, Positon arbre gros moteur
$\dot{\theta_1}$, $\dot{\theta_2}$	Vitesse petit moteur, Vitesse gros moteur
τ_1, τ_2	Couple petit moteur, Couple gros moteur
τ_{user}	Couple utilisateur
τ_{out}	Couple de sortie
τ_{coupler}	Couple du coupleur
τ_d	Couple désiré
$T(z)$, $S(z)$, $R(z)$, $T(z)$	Polynômes du correcteur RST
$B(z)$, $A(z)$, $P(z)$	Polynômes
$H_m(z)$	Modèle de référence
K_T	Gain
f_e	Fréquence d'échantillonnage
T_e	Période d'échantillonnage
w_0, w_n	Pulsation naturelle
ζ	Coefficient d'amortissement
f_s	Friction sèche
θ, θ_0	Position texture, position initiale
h_0	Amplitude
Θ	Largeur texture

λ	Fréquence spatiale
α	Coefficient empirique
v	Vitesse
x, x_0, $\dot{x}$	Position, Position initiale, Vitesse
W_e	Énergie emmagasinée
C	Capacité
U	Tension d'excitation
F_r	Force de rappel
P	Profondeur des armatures
N, N_t	Nombre de doigts sur un peigne
T	Tension
k_{ressort}, d_{ressort}	Raideur ressort, Déformation ressort
Δd	Déformation fibre
C_{ij}	Capacités
c_t	Constante capacitive
E	Energie électrostatique
ϵ_0, ϵ_r	Permittivité du vide et de l'air
v_t	Tension de contrôle
v_1	Tension constante
F_a	Force développée par l'actionneur bipolaire
F_{am}	Force maximale développée par l'actionneur bipolaire
U_{Tl}, U_{Tr}, U_{Bl}, U_{Br}	Tension quadrant photodiode
U_v, U_h	Tension de sortie photodiode, verticale et horizontale
F_n	Force d'interaction sonde-environnement
m	Masse
W_1, W_2, W_3	Pondérations
K	Correcteur H_∞
k_1, k_2,	Constantes de calibration
f_n	Fréquence de résonance
k_n	Gain statique

Abréviations :

AFM	*Atomic Force Microscope* (Microscope à force atomique)
SEM ou MEB	*Scanning Electron Microscope* (Microscope Electronique à Balayage)
STM	*Scanning Tunneling Microscope* (Microscope à effet tunnel)

MEMS	*Micro Electro Mechanical Systems* (MicroSystème ElectroMécanique)
PVDF	*Polyfluorure de vinylidéne*
SFA	*Surface Force Apparatus*
LQR	*Correcteur Linéaire quadratique*
DFF	*Direct Force Feedback*
FP	*Force-Position*
ISIR	*Institut des Systèmes intelligents et de Robotique*
CEA	*Commissariat à l'Energie Atomique et aux Energies Alternatives*
SAMSON	*Système Adaptatif pour la Modélisation et la Simulation d'Objets Nanoscopiques*
INRIA	*Institut National de Recherche en Informatique et en Automatique*

Annexe B

Problème standard H_∞

Commande H_∞, approche standard

La commande H_∞ standard propose un cadre général pour la commande robuste de système linéaire, à partir de la norme H_∞ et de concepts fréquentiels. Elle influe sur certains transferts du système asservi, tout en garantissant les objectifs de stabilité en boucle fermée, de marge de stabilité et de modelage de différents transferts. Cette technique de commande, qui aboutit à un correcteur $K(s)$, nécessite d'écrire le système à commander sous la forme d'un problème standard [Duc 03], [Grossard 08].

Dans la suite, ε désigne l'erreur d'asservissement, $K(s)$ la fonction de transfert du correcteur, $G(s)$, la fonction de transfert du système, $b(t)$ la perturbation que subit le système et $y(t)$ la mesure disponible. L'étude de la commande du prototype par l'approche H_∞ standard se ramène à celle d'un système monovariable.

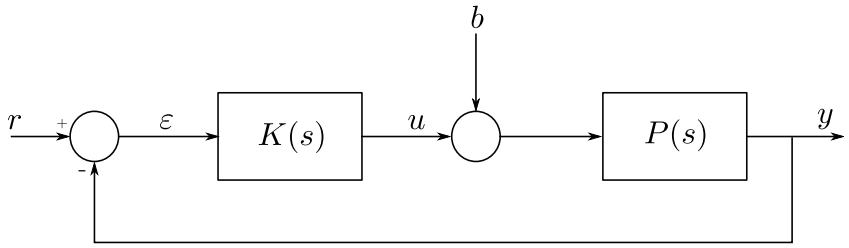


Figure B.1 - *Schéma de synthèse considéré.*

Les fonctions de transfert qui lient les signaux d'entrées (r et b) d'une part, et l'erreur d'asservissement ε et la commande u d'autre part sont données par la relation matricielle

suivante.

$$\begin{pmatrix} \varepsilon \\ u \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} S & -SG \\ KS & -KSG \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} r \\ b \end{pmatrix} \tag{B.1}$$

avec $S = (I + GK)^{-1}$ la fonction de sensibilité.

L'étude de la réponse fréquentielle de ces fonctions de transfert renseigne sur les propriétés de l'asservissement. On peut déduire le comportement asymptotique de ces réponses fréquentielles, en faisant des hypothèses sur le gain de la boucle ouverte.

- Si le gain de la boucle ouverte est grand, $|K(s)G(s)| \gg 1$. Le correcteur $K(s)$ agit sur le transfert de r vers ε et de b vers ε, tandis qu'il est sans effet sur le transfert de r vers u et de b vers u. Cette approximation intervient généralement en basse fréquence, ainsi, si le correcteur présente un pôle en zero, une erreur statique nulle est assurée pour r et b constants.
- A l'inverse, si le gain de la boucle ouverte est petit, $|K(s)G(s)| \ll 1$. Le correcteur $K(s)$ agit sur le transfert de r vers u et de b vers u, tandis qu'il est sans effet sur le transfert de r vers ε et de b vers ε. Cette approximation intervient notamment en hautes fréquences puisque le gain du système corrigé a naturellement tendance à décroitre avec la fréquence (roll-off important). De plus, le correcteur doit éviter d'exciter la commande en dehors de la bande passante de l'asservissement.

Problème standard

La synthèse H_∞ standard utilise la notion du problème standard représenté sur la figure B.2 : la matrice de transfert $P(s)$ modélise les interactions dynamiques entre deux ensembles, d'une part un ensemble d'entrée et d'autre part, un ensemble de sortie. Le vecteur w représente les entrées extérieures à l'asservissement (il comprend la consigne et la perturbation) ; le vecteur u, scalaire dans le cas monovariable, représente la commande. Le vecteur e rassemble les signaux d'observation (l'erreur d'asservissement et la commande u) et enfin, z est la mesure disponible pour élaborer la commande. Sous sa forme la plus simple, le problème H_∞ est un problème de rejet de perturbation. Il consiste à synthétiser une loi de commande $u = K(s)y$ qui minimise l'effet de la perturbation introduite par w sur le comportement du système.

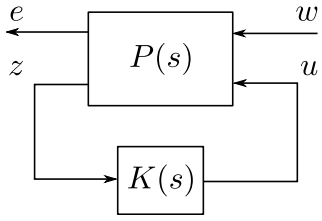


Figure B.2 - *Problème H_∞ standard.*

En effectuant une partition de la matrice $P(s)$ de façon cohérente avec les dimensions de w, u, e et z, on obtient :

$$P(s) = \begin{pmatrix} P_{ew}(s) & P_{eu}(s) \\ P_{zw}(s) & P_{zu}(s) \end{pmatrix} \tag{B.2}$$

La matrice de transfert entre les signaux externes à l'asservissement w et les signaux d'observation e du système en boucle fermée est donnée par :

$$\begin{array}{rcl} E(s) & = & (P_{ew}(s) + P_{eu}K(s)(I - P_{zu}(s)K(s))^{-1}P_{zw}(s))W(s) \\ & = & F_l(P(s), K(s))W(s) \end{array} \tag{B.3}$$

Cette fonction de transfert, notée $F_l(P(s), K(s))$, est appelée aussi Transformation fractionnaire Linéaire [1], l'indice «l» (low) indique que le correcteur $K(s)$ est appliqué à la partie inférieur de $P(s)$.

Problème H_∞ standard

P(s) et $\gamma > 0$ étant donnés, déterminer $K(s)$ qui stabilise de manière interne le système bouclé de la figure B.2, et assurant $\| F_l(P(s), K(s)) \|_\infty < \gamma$. Les correcteurs assurant la plus petite valeur de γ possible sont dits "optimaux" [Duc 03].

Mise en forme du problème de la commande H_∞ standard

L'exemple de mise en forme basique du problème de synthèse H_∞ prend comme point de départ le schéma donné par la figure B.1. $G(s)$ est le modèle du système et $K(s)$ le correcteur à déterminer, pour asservir la sortie y sur la référence r en présence d'une perturbation b. Toutefois, l'application du problème standard s'avère en pratique très rigide. Il ne laisse aucun élément de choix pour l'utilisateur. L'introduction de pondérations fréquentielles sur les différents signaux offre plus de flexibilité pour atteindre les objectifs cités précédemment. Ces pondération privilégient un domaine de fréquence suivant le signal auquel elles s'appliquent. Dans le schéma B.3, l'erreur est pondérée par le filtre $W_1(s)$, la commande U par le filtre $W_2(s)$, et l'entrée de perturbation par le filtre $W_3(s)$.

Le problème H_∞ standard qui résulte du schéma de la figure B.3 est le suivant : déterminer un nombre $\gamma > 0$, et le correcteur $K(s)$ stabilisant le système bouclé en assurant :

$$\left\| \begin{pmatrix} W_1(s)S(s) & -W_1(s)S(s)G(s)W_3(s) \\ W_2(s)K(s)S(s) & -W_2(s)K(s)S(s)G(s)W_3(s) \end{pmatrix} \right\|_\infty < \gamma \tag{B.4}$$

1. En anglais, Linear Fractional Transformation, ou LFT

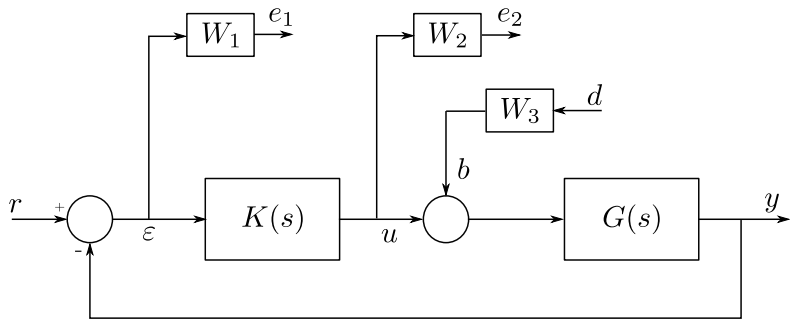


Figure B.3 - *Mise en place des pondérations.*

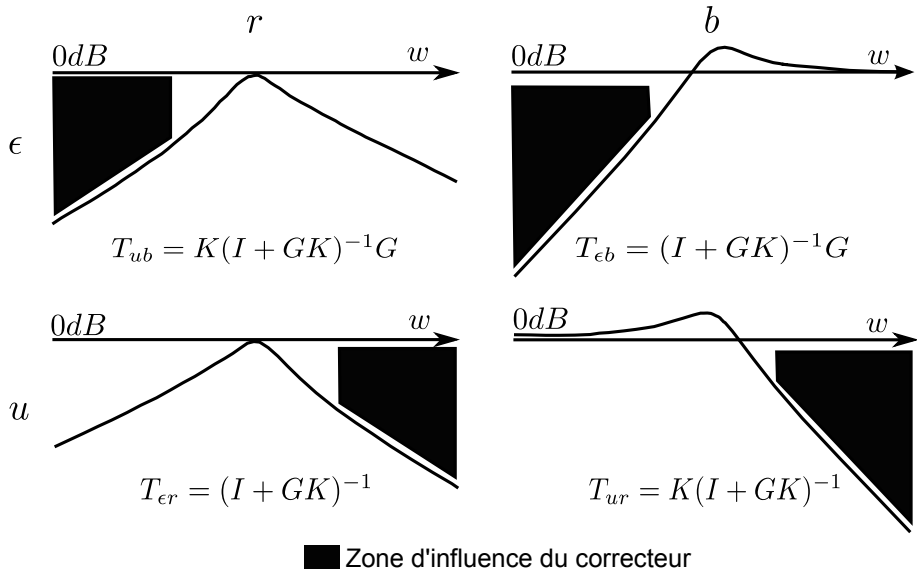


Figure B.4 - *Comportement asymptotique des transferts principaux de la boucle fermée.*

L'avantage de l'utilisation de pondérations, plutôt que le problème initial (figure B.1), est que les filtres offrent la possibilité de modeler les différents transfert en boucle fermée du système. Les propriétés de la norme H_∞ assurent que si la condition B.4 est vérifiée, alors les quatres conditions suivantes le sont aussi :

$$\| W_1(s)S(s) \|_\infty < \gamma \Longleftrightarrow \forall w \in \mathbf{R} |S(jw)| < \frac{\gamma}{|W_1(jw)|} \tag{B.5}$$

$$\| W_2(s)K(s)S(s) \|_\infty < \gamma \Longleftrightarrow \forall w \in \mathbf{R} |K(jw)S(jw)| < \frac{\gamma}{|W_2(jw)|} \tag{B.6}$$

$$\| W_1(s)S(s)G(s)W_3(s) \|_\infty < \gamma \Longleftrightarrow \forall w \in \mathbf{R} |S(jw)G(jw)| < \frac{\gamma}{|W_1(jw)W_3(jw)|} \tag{B.7}$$

$$\| W_2(s)K(s)S(s)G(s)W_3(s) \|_\infty < \gamma \Longleftrightarrow \forall w \in \mathbf{R} | K(jw)S(jw)G(jw)| < \frac{\gamma}{|W_2(jw)W_3(jw)|} \tag{B.8}$$

Plusieurs méthodes sont utilisées pour résoudre le problème $H\infty$ standard (approche par *Inégalité Matricielles Affines*[2], ou par equation de *Riccati*, aussi connue sous le nom d'algorithme de *Glover-Doyle* [Glover 88], dans laquelle la valeur de γ est recherchée par dichotomie).

La figure B.4 montre l'allure typique des différents gabarits à imposer sur les différents transferts, compte tenu des hypothèses faites sur le gain de la boucle ouverte au début de cette section. En pratique, les filtres de pondération sont choisis d'après ces considérations, et le problème H_∞ est résolu pour avoir une valeur de γ et un correcteur $K(s)$. Bien que la valeur de γ ne soit pas connue à l'avance, elle intervient dans les gabarits. Le choix des filtres est orienté de façon à garder la valeur de γ proche de 1.

2. En anglais Linear Matrix Inequalities, ou LMI

Annexe C

Choix des pondérations

Les pondérations $W_1(s)$, $W_2(s)$ sont choisies selon les critères illustrés ci-dessous :

Pondération $W_1(s)$

le gabarit de la fonction de sensibilité $S(jw)$ est fixé à une valeur k_1 faible en basse fréquence, pour assurer les objectif de précision. La pulsation $w_1$pour laquelle le gabarit coupe l'axe indique la bande passante minimale souhaitée pour l'asservissement. La valeur K_1 du gabarit en haute fréquence limite le maximum de $S(jw)$, ce qui impose une marge de module au moins égale à $1/K_1$. Enfin aucune contrainte ne peut être imposée à $S(jw)$ en haute fréquence, car sa valeur tend vers 1.

$$W_1(s) = \frac{s + w_1 k_1}{s + w_1 K_1}$$

Dans le cas du correcteur H_∞ utilisé dans ce travail, la valeur de k_1 est fixée à 0.1% pour garantir une erreur statique faible. La valeur de w_1 est fixée à 60 rad/s. La bande passante de l'asservissement est contrainte par la pulsation de résonance et la saturation de l'actionnement. Enfin la valeur de K_1 est fixée à 1.7 pour garantir une marge de module minimale d'environ 0.6. Ce choix donne une pondération W_1 de la forme suivante :

$$W_1 = \frac{s + 102}{1.7s + 0.6}$$

Pondération $W_2(s)$

La valeur de K_2 n'impose aucune contrainte sur le gabarit de $K(jw)S(jw)$ en basse fréquence, tandis que la valeur k_2 impose une contrainte en haute fréquence, au delà de la bande passante choisie pour l'asservissement, qui sera plus au moins sévère suivant la valeur de w_2. En général les valeur de k_2 et K_2 ont peu d'importance par rapport à la valeur de w_2.

$$W_2(s) = \frac{s + w_2/K_2}{k_2 s + w_2}$$

Après plusieurs itérations, la valeur de W_2 est fixée à 2000 rad/s pour éviter de solliciter les dynamiques non-modélisées du système. La valeur de k_2 est fixée à 0.01 pour que la commande l'excitation de l'actionneur ne dépasse par ∓ 100 V. Ce choix donne une pondération W_2 de la forme suivante :

$$W_2 = \frac{s + 200}{0.001s + 2000}$$

Bibliographie

[Adams 99] **R. J. Adams et B. Hannaford**. *Stable haptic interaction with virtual environnements.* IEEE Transaction on Robotics and Automation, vol. 15, n° 3, pages 465–474, 1999.

[Alvo 12] **S. Alvo**. *Étude, modélisation et mesure des forces d'adhésion à l'échelle microscopique.* Thèse de doctorat, Université Pierre et Marie Curie (Paris6), 2012.

[Ando 00] **N. Ando**, **M. Ohta et H. Hashimoto**. *Micro teleoperation with haptic interface.* Industrial Electronics Society. IECON 2000. 26th Annual Confjerence of the IEEE, vol. 1, pages 13–18, 2000.

[Ando 02] **T. Ando**, **N. Kodera**, **D. Maruyama**, **E. Takai**, **K. Saito et A. Toda**. *A hig-speed atomic for microscope for studing biological macromolecules in action.* Jpn. J. Appl Phys, vol. 41, pages 4851–4856, 2002.

[Astrom 96] **K. J. Astrom et B. Wittenmark**. Computer-controlled systems : theory and design. Prentice Hall, New York, 1996.

[Beyeler 07] **F. Beyeler**, **A. Neild**, **S. Oberti**, **D. J. Bell**, **Y. Sun**, **J. Dual et B.J. Nelson**. *Monolithically Fabricated Microgripper With Intergrated Force Sensor for Manipulating Microobjects and Biological Cells Aligned in an Ultrasonic Field.* Journal of Microelectromechanical Systems, vol. 16, pages 7–15, 2007.

[Binning 86] **G. Binning**, **C.F. Quate et C. Gerber**. *Atomic force microscope.* Phys. Rev. Lett., vol. 56, pages 930–933, 1986.

[Bolopion 09] **B. Haliyo S. Bolopion A. Cagneau et S. Régnier**. *Tuning the gains of haptic couplings to improve force feedback stability in nanorobotics*. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pages 4320–4325, 2009.

[Bolopion 10] **A. Bolopion**. *Couplage haptiques pour la téléopération à l'échelle nanoscopique*. Thèse de doctorat, Université Pierre et Marie Curie, 2010.

[Boukallel 03] **M. Boukallel**. *Étude, conception et réalisation d'un capteur micro et nano-forces*. Thèse de doctorat, Université de Franche-Comté, 2003.

[Boukhnifer 06] **M. Boukhnifer et A. Ferreira**. *Wave-based passive control for transparent micro-teleoperation system*. Robotics and Autonomous Systems, vol. 54, n° 7, pages 601–615, 2006.

[Boukhnifer 07] **M. Boukhnifer et A. Ferreira**. *H_∞ loop shaping bilateral controller for a two-fingered tele-micromanipulation system*. IEEE Transactions on Control Systems Technology, vol. 15, n° 5, pages 891–905, 2007.

[Campion 08] **G. Campion**, **A. H. Gosline et V. Hayward**. *Passive Viscous Haptic Textures*. In Proceedings of the 16th Symposium on Haptic Interfaces For Virtual Environment And Teleoperator Systems, pages 379–380, 2008.

[Carpick 97] **W. R Carpick et M. Salmeron**. *Scratching the surface fundamental investevigations of tribology with atomic force microscopy*. Chen. Rev., vol. 97, pages 1163–1194, 1997.

[Cayer-Barrioz 05] **J. Cayer-Barrioz**, **A. Tonck**, **D. Mazuyer**, **P. Kapsa et A. Chateauminois**. *Nanoscale mechanical characterization of polymeric fibers*. J Polym Sci : Part B Polym Phys., 2005.

[Cherry 07] **A. Cherry**. *Étude, conception et optimisation d'une plate forme de mesure de micro et nano force par flottaison magnétique*. Thèse de doctorat, Université de franche-comté, 2007.

[Cherry 11] **A. Cherry**, **J. Abadie et E. Piat**. *Analysis of a passive microforce sensor based on magnetic springs and upthrust buoyancy*. Sensors and Actuators, A Physical, vol. 169, n° 1, pages 27–36, 2011.

[Courtier 03] **J.C. Courtier et P. Giacomo**. *Vocabulaire de la mesure*. Technique de l'ingénieur, 2003.

[Cugat 02] **O. Cugat et al.** Micro-actionneurs électroactifs. Hermés science, 2002.

[Cui 09] **Y. Cui**, **H. CHen**, **J. Xia**, **J. Zhao**, **J. Wang et L. Wang**. *Study on the PSZT Thin Films for Microforce Sensors*. In Proceedings of

the 4th IEEE International conference on Nano/Micro Engineered and Molecular Systeme, Shenzhen, China, pages 286–290, January 5-8 2009.

[Daniel 04] **S. Daniel et H. Vincent**. *Calibrated measurement of the behaviour of mechanical junctions from micrometre to subnanometre scale : the friction force scanner.* Meas. Sci. Technol, vol. 15, pages 451–459, 2004.

[Diolaiti 06] **N. Diolaiti**, **G. Niemeyer**, **F. Barbagli et J.K. Salisbury**. *Stability of Haptic Rendering : Discretization, Quantization, Time Delay, and Coulomb Effects.* IEEE Transactions on Robotics, vol. 22, n° 2, pages 256–268, 2006.

[Dionnet 05] **F. Dionnet**. *Télé-micromanipulation par adhésion.* Thèse de doctorat, Université Pierre et Marie curie, Paris 6, 2005.

[Donald 06] **B. Donald**, **C. Levey**, **C. Mcgray**, **I. Papronty et D. Rus**. *An untethered, electrostatic globally controllable MEMS micro-robot.* Journal of Microelectromechanical Systems, vol. 15, n° 1, 2006.

[Duc 03] **G. Duc**. Commande robuste multivarialbe. Ecole supérieur d'électricite, 2003.

[Fahlbush 02] **S. Fahlbush**, **A. Shirinov et S. Fatikow**. *AFM-based micro force sensor and haptic interface for nanohandling robot.* IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and System, vol. 2, pages 1772–1777, 2002.

[Fatikow 03] **S. Fatikow et A. Shirinov**. *Haptic Interface for a Microrobot cell.* In Euro Haptics, pages 68–79, 2003.

[Felekis 12] **D. Felekis**, **A. Weber**, **S. Muntwyler**, **A. L. Routier-Kierzkowska**, **F. Beyeler**, **R. S. Smith et B. J. Nelson**. *Automated stiffness characterization of living tobacco BY2 cells using the Cellular Force Microscope.* 8th IEEE International Conference on automation Science and Engeneering, August 20-24, 2012, Seoul, Korea, pages 285–290, 2012.

[Friconneau 02] **J.P. Friconneau**, **P. Garrec**, **F. Gosselin et A. Riwan**. *Status and trends in force feedback master arms at CEA.* Workshop on Human Robot Interfaces, November 2002.

[Frisoli 99] **A. Frisoli**, **G.M. Prisco et M. Bergamasco**. *Hi 2 : a two degrees-of-freedom planar, highly isotropic interface for the desktop.* In Proceeding of Photonics East SPIE99, (Boston, MA, USA), International Society for Optical Engineering, 1999.

[Garrec 02] **P. A. Garrec**, **O. Riwan David et Y. Measson**. *Téléopération-principe et technologie.* Technique de l'ingénieur, 2002.

[Glover 88] **P. K. Glover et J. C. Doyle**. *state-space formulae for all stabilizing controllers that satisfy an h_∞-norm bound and relations to risck sensivity.* systems and Control Letters, vol. 11, pages 167–172, 1988.

[Goldfarb 99] **M. Goldfarb et N. Celanovic**. *Flexure-based gripper for small-scale manipulation.* Robotica, vol. 17, pages 181–187, 1999.

[Gosselin 05] **F. Gosselin**. *Optimisation des interfaces haptiques : problèmes, méthodes, applications.* 17 éme congrés français de mécanique, Troyes, aoôt septembre 2005.

[Grossard 08] **M. Grossard**. *Contribution à la conception optimale et la commande de système mécatronique flexible á actionnement piézoélectrique integré-Application en microbotique.* Thèse de doctorat, Université de franche-comté, 2008.

[Haddab 10] **Y. Haddab**, **B. Lang et G. Laurant**. *Matlab/Simulink pour l'analyse et la commande de système.* Technique de l'ingénieur, 2010.

[Hannaford 89] **B. Hannaford**. *A design framework for teleoperations with kinesthetic feedback.* IEEE Transaction on Robotics and Automation, vol. 5, n° 4, pages 424–434, 1989.

[Hanson 01] **B.M. Hanson**, **M.D. Brown et J. Fisher**. *Self-sensing : Closed-Loop Estimation for a Linear Electromagnetic Actuator.* Proceedings of the American control conference, Arlington, June 2001.

[Hatamura 90] **Y. Hatamura et H. Morishita**. *Direct coupling system between nanometer world and human world.* In IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems, pages 203–208, 1990.

[Hayward 95] **V. Hayward**. *Toward a Seven Axis Haptic display.* Proc. Int. Conf. On Intelligent Robots ans Sytems, IROS 95, Pittsburgh, Pennsylvnie, USA, Août 1995.

[Hayward 96] **V. Hayward et O. R. Astley**. *Performance Measures For Haptic Interfaces.* In **G. Giralt et G. Hirzinger**, éditeurs, Robotics Research : The 7th International Symposium, pages 195–207, Heidelberg, 1996. Springer Verlag.

[Hayward 00] **V. Hayward et B. Armstrong**. *A New Computational Model of Friction Applied to Haptic Rendering.* In Experimental Robotics VI , P. I. Corke and J. Trevelyan (Eds.), Lecture Notes in Control and Information Sciences, pages 403–412. Springer-Verlag, 2000.

[Hayward 07] **V. Hayward et K.E. Maclean**. *Do it yourself haptics, part-i.* IEEE Robotics and Automation Magazine, vol. 14, n° 4, pages 88–104, 2007.

[Hollis 90] **R.L. Hollis**, **S. Salcudean et D.W. Abraham**. *Toward a tele-nanorobotic manipulation system with atomic scale force feedback and motion resolution.* In IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems, pages 115–119, 1990.

[Israelachvili 91] **J. Israelachvili**. Intermolecular and surface forces. ACADEMIC PRESS, 1991.

[Ivan 09a] **A. Ivan**, **M. Rakotondrabe**, **P. Lutz et N. Chaillet**. *Current integration force and displacement self-sensing method for cantilevered piezoelectric actuators.* Review of Scientific Instruments (RSI), vol. 80, n° 12, December 2009.

[Ivan 09b] **A. Ivan**, **M. Rakotondrabe**, **P. Lutz et N. Chaillet**. *Quasi-static displacement self-sensing method for cantilevered piezoelectric actuators.* Review of Scientific Instruments (RSI), vol. 80, n° 6, 2009.

[Landau 90] **I. D. Landau**. System identification and control design. Prentice Hall, Englewood Cliffs, N.J, 1990.

[Landau 93] **I. D. Landau**. Identification et commande des systèmes. Editions Hermés, Paris, 1993.

[Lee 99] **C.D. Lee**, **D.A. Lawrence et L.Y. Pao**. *Guaranteed convergence rates for five degree of freedom in-parallel haptic interface kinematics.* In Proceeding of the IEEE Conference on Robotics and Automation, vol. 4, pages 3267–3274, 1999.

[Legtenberg 96] **W. A Legtenberg R. Groeneveld et M Elwenspoek**. *Comb-drive actuators for large displacement.* J. Micromech. Microeng, pages 320–329, 1996.

[Letier 03] **P. Letier**, **T. Saive et I. Burda**. *Interface haptique pour nano-manipulateur AFM.* National Congress on Theorical ans Applied mechanics, vol. Ghent, 2003.

[Liu 07] **M. Liu**, **T. Cui et L. Wang**. *Fabrication and Caractrization of the Piezoelectric Microcantilever Integrated with PZT Thin-Film Microforce sensor and Actuator.* The 14th International conference on Solide-state Sensors, actuators and Microsystems, Lyon, France, pages 2255–2258, June 10-14 2007.

[Llewellyn 52] **F.B. Llewellyn**. *Some fundamental properties of transmission systems.* IRE, vol. 40, n° 3, pages 271–283, 1952.

[Maxime 07] **G. Maxime**. *Plate-forme d'étude de la mécanotransduction cellulaire.* Thèse de doctorat, université pierre et maris curie, Paris 6, 2007.

[Meyer 88] **G. Meyer et N. Amer**. *Novel approach to atomic force microscopy.* Appl. Phys. Lett., vol. 53, n° 24, pages 2400–2402, 1988.

[Micaelli 02] **A. Micaelli**. Téléopération et télérobotique, chapitre 6, asservissement et lois de couplage en téléopération. Hermés science, 2002.

[Millet 09a] **G. Millet**. *Perception et interface haptique pour les nanosciences.* Thèse de doctorat, université Pierre et Marie Curie, octobre 2009.

[Millet 09b] **G. Millet**, **S. Haliyo**, **S. Regnier et V. Hayward**. *The Ultimate Haptic Device : First Step.* In Proceedings of the Third Joint Eurohaptics Conference and Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems. World Haptics 2009, pages 273–278, Salt Lake City, UT, mars 2009. IEEE.

[Millet 13] **G. Millet**, **A. Lécuyer**, **J. M. Burkhardt**, **S. Haliyo et S. Régnier**. *Haptics and graphic analogies for the understanding of atomic force microscopy.* Int. J. Human-Computer Studies, 2013.

[Mohand-Ousaid 11] **A. Mohand-Ousaid**, **G. Millet**, **S. Regnier**, **S. Haliyo et V. Hayward**. *Haptic interface transparency achieved through viscous coupling.* The International Journal of Robotics Research, vol. 31, n° 3, pages 319–329, décembre 2011.

[Ogata 95] **K. Ogata**. Discrete-time control systems. Prentice Hall, 1995.

[Ostertag 04] **E. Ostertag**. Systèmes et asservissement continus. modélisation, analyse, synthése des lois de commande. Ellipses, 2004.

[Ostertag 05] **E. Ostertag et E. Godoy**. *RST-Controller Design for Sinewave Referances by Means of an Auxiliary Diophantine Equation.* In Proceedings of the 44th IEEE Conference on Decision and Control and the European Control Conference (CDC-ECC '05), pages 6905–6910, 2005.

[Peiner 05] **E. Peiner**, **A. Tibrewala**, **R. Bandorf**, **S. Biehl**, **H. L. üthje et Doring**. *Micro Force Sensor With Piezoresistive Amorphous carbon Strain Gauge.* In The 13th International conference on Solid-state Sensors, Actuators and Microsystems, Seoul, Korea, pages 551–554, June 5-9 2005.

[Ramstein 03] **C. Ramstein et Hay**. *The PANTOGRAPH : a Large Worckspace Haptic Device for a Multi-Modal Human-Computer Interaction.* in Proceding of CHI94 Conference, (Boston, Massachussetts), pages 35–39, 2003.

[Régnier 08] **S. Régnier et N. Chaillet**. La microrobotique. Edition Hermés, 2008.

[Sato 91] **M. Sato**, **Y. Hirata et H. Kawarada**. *Space interface device for artificiel reality-spidar.* Transaction of the institut os electronics, Information and communication engineers, vol. 7, pages 887–894, 1991.

[Scheller 98] **T. Scheller**, **J. Juhasz et R. Eberhardt**. *A force sensing system detecting adhesive thickness during microassembly processes.* MST 98, Potsdam, VDE-Verlag, pages 718–720, 1998.

[Shen 03] **Y. Shen**, **N. Xi**, **W. Li et J. Tan**. *A high sensitivity force sensor for microassembly : design and experiments.* IEEE/ASME Int. on advanced intelligent mechatronics, pages 703–708, 2003.

[Shen 05] **Y. Shen**, **N. Xi**, **C. Pomeroy**, **C. Wejinya et W. J. Lm**. *An Active Micro-Force Sensing System with Piezoelectric Servimechanism.* IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and System, pages 2381–2386, 2005.

[Shen 06] **Y. Shen**, **E. Winder**, **N. Xi**, **C.A. Pomeroy et C. Wejinya**. *Closed-Loop Optimal Conttrol-Enabled Piezoelectric Microforce Sensors.* IEEE/ASME Int. on Advanced Intelligent Mechatronics, vol. 11, n° 14, August 2006.

[Shirinov 04] **A. Shirinov**, **J. Kamenik et S. Fatikow**. *Haptic interface for a nanohandling robot.* Assembly Automation, vol. 24, n° 1, pages 78–87, 2004.

[Sitti 98a] **M. Sitti et H. Hashimoto**. *Macro to nano tele-manipulation throuh nanoelectromechanical systems.* In IEEE Industrial electronics society, pages 98–103, 1998.

[Sitti 98b] **M. Sitti et H. Hashimoto**. *Tele-nanorobobotics using atomic force microscope.* In IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Systems, vol. 3, pages 1739–1746, 1998.

[Sitti 03] **M. Sitti et H. Hashimoto**. *Teleoperated touch feedback from the surface at the nanoscale ; modeling and experiments.* IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, vol. 8, pages 287–298, 2003.

[Tonck 99] **A. Tonck**, **S. Bec**, **D. Mazuyer**, **J. Georges et A. Lubrecht**. *The ecole centrale de lyon surface force appartus : an application overview.* Proc Inst Mech Eng, vol. 213, pages 353–361, 1999.

[Tosolini 11] **G. Tosolini**, **F. Perez-Murano**, **J. Bausells et L. G. Villanueva**. *Self-sensing Cantilevers for the Measurement of (biomolecular) Forces.* In Proceeding of the 8th spanish conference on electron Devices, 2011.

[Venture 06] **G. Venture**, **D. S. Haliyo**, **A. Micaelli et S. Régnier**. *Force-feedback micromanipulation with inconditionnally stable coupling.* International Journal of Micromechatronics, special issue on Microhandling, vol. 3, n° 3, pages 307–327, 2006.

[Vitard 08] **J. Vitard**. *Manipulation submicroscopique interactive sous différents environnement de microscopie.* Thèse de doctorat, Université

Pierre et Marie Curie, 2008.

[Xie 08] **H. Xie**, **J. Vitard**, **S. Haliyo et S. Régnier**. *Enhanced accuracy of force application for AFM nonomanipulation using nonlinear calibration of the optical lever*. IEEE Sensors Journal, vol. 8, n° 8, pages pages 1478–1485, 2008.

[Xie 09] **H. Xie et S. Régnier**. *Three-dimensional automated micromanipulation using a nanotip gripper with multi-feedback*. Journal of Micromechanics and Microengineering, vol. 19, n° 7, 2009.

[Xu 09] **Y. Xu et J. Zhu**. *The Analysis and Optimum Design on Compliant Micro-Gripper with Micro-Force Sensor*. In CISP '09. 2nd International Congress on Image and Signal Processing, pages 1–5, oct. 2009.

[Yu 03] **S. Yu**, **D.P. Potasek**, **D. Piyabongkarn**, **A. Sezen**, **R. Rajamani et B.J. Nelson**. *Actively servoed multi-axis microforce sensor*. Proc. of the International conference of Robotics and automation, pages 2300–2306, 2003.

Liste des publications

Revue internationale avec comité de lecture :

1. **A. Mohand Ousaid**, G. Millet, S. Régnier, S. Haliyo and V. Hayward
   Haptic Interface Transparency Achieved Through Viscous Coupling.
   IJRR : The International Journal of Robotics Research. Vol 31 N° 3, pages 319-329, 2012.

Communication avec actes (conférence internationale) :

2. **A. Mohand Ousaid**, M. Grossard and M. Boukallel
   Adaptive Control Based on an Extended Kalman Filter for Hammerstein System -Application to Piezoelectric Actuators.
   5th IFAC Symposium on Mechatronic Systems. Pages 311-316, 2010.

Communication soumise avec actes (conférence internationale) :

3. **A. Mohand Ousaid**, S. Haliyo, S. Régnier and V. Hayward
   Active Electrostatic Force-Sensing Probe in the microNewton range.
   soumis à AIM2013 (IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics).