



HAL
open science

Interfaces et capteurs pour une chaîne de micro-téléopération

Antoine Weill-Duflos

► **To cite this version:**

Antoine Weill-Duflos. Interfaces et capteurs pour une chaîne de micro-téléopération. Robotique [cs.RO]. Université Pierre et Marie Curie - Paris VI, 2017. Français. NNT : 2017PA066147. tel-02176228v2

HAL Id: tel-02176228

<https://theses.hal.science/tel-02176228v2>

Submitted on 8 Jul 2019

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

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

Thèse

présentée à

L'Université Pierre et Marie Curie

par

Antoine Weill-Duflos

pour obtenir le diplôme de

Doctorat de l'Université Pierre et Marie Curie

Spécialité : Robotique

Interfaces et capteurs pour une chaîne de micro-téléopération

soutenance prévue le 06 Juillet 2017

JURY

M.	Cédric CLEVY	Maître de conférences à l'Université de Franche-Comté	Rapporteur
M.	Gérard POISSON	Professeur à l'Université d'Orléan	Rapporteur
Mme.	Betty LEMAIRE-SEMAIL	Professeur à l'Université de Lille 1	Examinatrice
M.	Abdenbi MOHAND-OUSAI	Maître de conférences à l'Université de Franche-Comté	Examinateur
M.	Sinan HALIYO	Maître de conférences à l'Université Pierre et Marie Curie	Examinateur
M.	Vincent HAYWARD	Professeur à l'Université Pierre et Marie Curie	Examinateur
M.	Stéphane RÉGNIER	Professeur à l'Université Pierre et Marie Curie	Directeur de thèse

«Il y a toujours un multiple du plus petit qui est supérieur au plus grand.»

—Archimède

Résumé

Interfaces et capteurs pour une chaîne de micro-téléopération

La téléopération ouvre des possibilités nouvelles d'interaction avec le micro-monde. Avec des systèmes adaptés il devient possible de manipuler des éléments aux échelles microscopiques. L'ajout d'un retour haptique apporte une information supplémentaire nécessaire à une interaction naturelle. Un couplage bilatéral direct entre les éléments de la chaîne de téléopération apporte une manipulation transparente. Cette thèse aborde la problématique de la conception d'une chaîne de téléopération haptique par la conception de ses éléments clés. Trois parties sont détaillées.

La première partie décrit l'optimisation de l'interface haptique à un degré de liberté haute fidélité issue des précédents travaux du laboratoire. Un premier travail augmente la précision des efforts produits. Cette amélioration est liée à une optimisation de la mesure de la vitesse de l'interface à des fréquences d'échantillonnage élevées. Un second point traite de la validation et quantification précise des forces de l'interface.

La deuxième partie décrit deux nouveaux capteurs de force conçus spécifiquement pour les interactions avec le micro-monde. Ces fonctionnent sur le même principe de mesure par compensation. Deux approches sont suivies pour augmenter les fréquences des forces mesurable par le capteur. La première s'attache à réduire la masse en concevant un nouveau capteur à l'échelle micrométrique avec des technologies MEMS. Une deuxième approche modifie la conception du capteur et supprime la raideur dans le guidage.

La troisième partie décrit la conception d'une nouvelle interface haptique à plusieurs degrés de liberté. Cette interface combine les performances de l'interface à un degré de liberté avec une possibilité de déplacement plans. Les éléments clés de sa conception sont l'utilisation d'un palier à air, pour un guidage sans frottement, et de moteurs linéaires à induction, pour une inertie réduite.

Mots clés : capteur de force, interface haptique, téléopération, micro-monde, couplage bilatéral, microscopie.

Abstract

Sensors and devices for a micro-teleoperation system

Teleoperation opens up new possibilities for interaction with the micro-world. Adequate systems make it possible for human to manipulate elements on microscopic scales. An added haptic feedback provides information crucial for a natural interaction. A bilateral coupling between the subsystems offers the best haptic transparency. This thesis addresses the design of a complete haptic teleoperation chain by focusing on its key elements. Three parts are detailed :

The first part describes improvements of the high fidelity one degree of freedom haptic interface designed previously. First, the precision of the forces produced is improved. This improvement is related to the measurement of the motor velocity at high sampling frequencies. Then, the device is precisely characterized.

The second part describes the design of two new force sensors designed specifically for interactions with the micro-world. The forces are measured by compensation. Two approach are observed to expand the frequencies of forces measurable by the sensors. First approach try to reduce the mass, a new sensor on a micrometric scale is built with MEMS technologies. The second approach offer a new design of the sensor. In particular, the stiffness in the guidance is removed.

The third part describes the design of a new haptic interface with multiple degrees of freedom. This interface combines the performances of the one degree of freedom interface with a 2D configuration. The key elements of its design are the an air bearing for frictionless guidance and linear induction motors for reduced inertia.

Keywords : force sensor, haptic device, teleoperation, micro-world, bilateral coupling, microscopy.

Remerciements

Les travaux présentés dans ce manuscrit n'auraient pu aboutir sans le soutien et les conseils de nombreuses personnes. Je tiens à exprimer ici toute ma gratitude à ceux qui ont contribué de près ou de loin à cette thèse.

Je remercie tout d'abord mon directeur de thèse Stéphane RÉGNIER, d'avoir su trouver un financement et de m'avoir permis de me lancer dans cette aventure. Au long de ces quatre années, il a su être présent et attentif au bon déroulement de ma thèse. Les compliments qu'il a reçus des précédents étudiants parlent d'eux même. Je tiens à le remercier particulièrement pour sa patience, pour ses conseils, et pour son aide à la construction de l'«histoire» de ce manuscrit.

Je tiens à remercier aussi Vincent HAYWARD pour ses nombreux conseils et discussions scientifiques passionnantes. Ses intuitions sont la source de beaucoup des travaux présentés dans ce manuscrit. Je le remercie aussi pour sa bonne volonté à corriger les tournures anglaises de mes articles.

Je ne saurais oublier Sinan HALIYO qui, après m'avoir accueilli dans l'équipe et encadré pour mon stage de Master, a su être toujours présent tout au long de cette thèse. Son soutien moral, ses conseils scientifiques, ses nombreuses relectures et son aide à la mise en place des expériences ont été des atouts précieux.

Je souhaite aussi remercier les collègues et amis des équipes de l'ISIR. En particulier Abdenbi MOHAND-OUSSAID et Guillaume MILLET qui m'ont fournis une aide précieuse au début de ma thèse. J'aimerais remercier en particulier Thomas DAUNIZEAU, Bruno INDRIGO DOS SANTOS, Mirko MALDARI, Alberto ORTEGA et Olga PETIT pour leur aides dans le développement et la caractérisation des différents systèmes. Merci aussi à tous les occupants de la salle H09 de ces 4 dernières années pour l'agréable ambiance de travail et les bons moments passés ensemble. J'exprime ma gratitude à tous les personnels de l'ISIR : Michèle VIÉ, Adela KABAKLIJA, Anne-Claire CHEMINANT, Ludovic BILLARD, Yves GERMAIN, pour ne citer que les premiers noms qui me viennent à l'esprit.

Enfin, j'adresse de vifs remerciements à mes amis et à ma famille, mes parents pour leur soutien moral. Un immense merci à Pauline, pour son soutien de tous les jours et sa patience dans cette «dernière ligne droite» de presque un an, sans oublier les relectures de manuscrit.

Table des matières

Table des figures	v
Liste des symboles	ix
Introduction générale	1
1 Téléopération pour le micro-monde	3
1 Chaîne de téléopération	4
1.1 Définition d'une chaîne de téléopération	4
1.2 Caractérisation des chaînes de téléopération	6
2 Chaînes de téléopération aux petites échelles	10
2.1 Particularité des gains homothétiques	10
2.2 Synthèse de l'état de l'art en micro téléopération	12
3 Téléopération aux petites échelles à l'ISIR	14
3.1 Approches conventionnelles	14
3.2 Conception complète d'une chaîne de téléopération	16
3.3 Performance de la chaîne à couplage direct	20
4 Objectifs de la thèse	22
2 Caractérisation et optimisation des performances de l'interface	25
1 Fréquence d'échantillonnage de l'interface	26
2 Optimisation des performances de l'interface	27
2.1 Problématique de la résolution des encodeurs	28
2.2 Tolérances sur la mesure de vitesse	29
2.3 Comparaison des différentes méthodes de mesure de vitesse	30
2.4 Synthèse des méthodes de mesure de vitesse	33
3 Caractérisation de la force générée par l'interface	33
3.1 Conception d'un capteur adapté	34
3.2 Validation de la force produite	36
4 Étude de la sensibilité aux changements de force	42
4.1 Hypothèse de l'adaptation aux forces	42

4.2	Pilote de l'Expérience	44
4.3	Expérience sur un plus grand nombre de sujets	45
5	Conclusion	52
3	Capteurs de forces à grande bande passante	53
1	Mesure de force par boucle d'asservissement pour les petites échelles	54
1.1	Petites échelles, micro-monde et champs de forces	54
1.2	Précédent capteur et objectifs d'optimisation	57
2	Capteur à l'échelle micrométrique	58
2.1	Conception du capteur	58
2.2	Instrumentation et caractérisation	59
2.3	Adhésion électrostatique	61
2.4	Vers un capteur fonctionnel	62
3	Capteur à un degré de liberté sans raideur	63
3.1	Conception du capteur	64
3.2	Caractérisation du capteur	69
4	Conclusion	74
4	Interface planaire haute fidélité	75
1	Objectifs et analyse de l'état de l'art	76
1.1	État de l'art des interfaces haptiques planaires	76
1.2	Synthèse et objectifs de performances	80
2	Interface plane avec actionnement sans contact	81
2.1	Conception de l'interface	82
2.2	Caractérisation et première validation de l'interface	94
3	Conclusion	97
	Conclusion générale et perspectives	99
	Bibliographie	103
	Liste des publications	119
A	Couplage	121
B	États de l'art	123
1	État de l'art de la téléopération	123
1.1	Historique de la téléopération bilatérale aux petites échelles	123
2	Mesure de force	128
3	Interfaces haptiques	139
3.1	Interfaces à structure série	139
3.2	Interfaces à structure parallèle	141
C	Méthodes d'estimation de vitesse	147
1	Différences finies	147
2	Utilisation d'un filtre passe-bas	148
3	Fenêtrage adaptatif de premier ordre	149
4	Filtre de Kalman	150
4.1	Modèle triple intégrateur	150

4.2	Modèle réaliste	152
D	Conception et fabrication du prototype d'interface plane	155
1	Plaque mobile	155
1.1	Premier moule	155
1.2	Deuxième moule	157
2	Fabrication des moteurs à induction	157
2.1	Alimentation des moteurs	158
3	Mesure de la position	159
4	Assemblage	159
E	Conception du capteur de force	161
1	Problématique de latence	161
2	Capteur de forces à plusieurs degrés de liberté	163

Table des figures

1.1	Système de téléopération Da Vinci ^{®1}	4
1.2	Chaîne de téléopération sans retour	5
1.3	Principe de la téléopération bilatérale (système de frein à disque de voiture) . . .	5
1.4	Quadripôle «chaîne»	6
1.5	Télémanipulateur idéalisé	7
1.6	Microtéléopération bilatérale	11
1.7	Schémas de couplage	11
1.8	Plateforme de l’université de Waterloo(MEHRTASH, X. ZHANG et KHAMESEE, 2015)	13
1.9	Téléopération d’un robot autopropulsé (PACCHIEROTTI <i>et al.</i> , 2015)	14
1.10	Système de téléopération à deux poutres	15
1.11	Pincés optiques utilisées à l’ISIR	16
1.12	Système de téléopération à 1 degré de liberté (MOHAND OUSAID <i>et al.</i> , 2014) . .	17
1.13	Première conception de l’interface TIMoN	17
1.14	Schéma de fonctionnement de l’interface	18
1.15	Détails de la transmission des efforts	18
1.16	Détails de fonctionnement du capteur	19
1.17	Schéma de contrôle de la chaîne complète(MOHAND OUSAID <i>et al.</i> , 2014)	20
1.18	représentation en quadripôles de la chaîne de téléopération	21
2.1	Illustration du théorème d’échantillonnage	26
2.2	Version optimisée	27
2.3	Codeurs incrémentaux	28
2.4	Mesure de vitesse avec encodeur faible résolution et intervalle de tolérance	30
2.5	Réponses des méthodes d’estimation pour un régime transitoire	32
2.6	Histogramme de synthèse sur les méthodes d’estimation de vitesse	32
2.7	Simulations numériques du capteur	35
2.8	Capteur de force	35
2.9	Étalonnage du capteur de force	36
2.10	Profil de force	37
2.11	Temps d’établissement	38

2.12	Mesures des différents efforts	39
2.13	Influence des oscillations	40
2.14	Schéma de commande en boucle fermée	41
2.15	Exemple de stimulus utilisé dans l'expérience	43
2.16	Exemple de l'évolution de τ pour deux sujets	44
2.17	Résultats du pilote	45
2.18	Interface de test pour les expériences	46
2.19	Histogramme de répartition de l'expérience 1	47
2.20	Résultats de l'expérience 3	48
2.21	Relation entre les paramètres τ et σ	48
2.22	Densités de probabilité	49
2.23	Fonctions psychométriques généralisées	50
2.24	Courbe pour un $\tau = 20$ s	50
2.25	Illusion haptique	51
3.1	Échelle des tailles avec délimitation du micromonde	55
3.2	Effet de la réduction d'échelle sur les forces	55
3.3	Principe de fonctionnement du capteur capacitif actif(MOHAND OUSAID <i>et al.</i> , 2013)	57
3.4	Premier capteur à l'échelle micrométrique	59
3.5	Techniques de contacts électriques pour MEMS	60
3.6	Mesures de la bande passante du premier prototype de capteur	60
3.7	Capteur avec un problème de développement	61
3.8	Deuxième prototype de capteur MEMS	61
3.9	Deuxième prototype monté sur un PCB	62
3.10	Détail du troisième prototype	63
3.11	Schéma simplifié du fonctionnement du capteur	64
3.12	Courbes de temps de réponse des capteurs en fonction de la force	65
3.13	Tracé de l'erreur en fonction de la force et de la fréquence	66
3.14	Premières conceptions des capteurs de force à voice coil	67
3.15	Prototype du capteur	68
3.16	Tracé de la force en fonction du courant	69
3.17	Erreur en fonction de la force et de la fréquence	71
3.18	Système d'excitation en régime dynamique	72
3.19	Mesures dynamiques	73
4.1	Exemples d'interfaces planes	77
4.2	Proactive Desk (YOSHIDA, NOMA et HOSAKA, 2006; NOMA <i>et al.</i> , 2004)	79
4.3	Utilisations d'interfaces 1DDL	80
4.4	Concept d'interface plan	81
4.5	Schéma d'un moteur à induction à double primaire	82
4.6	Disposition des phases A, B et C	84
4.7	Facteur de qualité équivalent en fonction du nombre de pôles (BOLDEA, 2013)	84
4.8	Moteurs à inductions enrobés	85
4.9	Influence du nombre de moteurs, la zone de déplacement est indiquée en jaune et les moteurs en bleu	86
4.10	Exemples de placements à 3 moteurs, la zone de déplacement est indiquée en jaune et les moteurs en bleu	87

4.11	Sensibilité aux déplacements	88
4.12	Schéma du système de vide et air comprimé	89
4.13	Partie mobile de l'interface	90
4.14	Marqueurs de Hamming	92
4.15	Capteurs optiques LASER	92
4.16	Présentation de l'interface finale	93
4.17	Fonctionnement général de l'interface	94
4.18	Interface en utilisation	95
4.19	Mesure de force	96
4.20	Mesure du temps de réponse	97
A.1	Shéma de couplage à retour d'effort direct (DFF).	122
A.2	Schéma de couplage force position (FP).	122
B.1	Système de téléopération développé par l'équipe de H. Hashimoto.	124
B.2	Système de nanomanipulation, Institut of Industrial Sciences, Tokyo.	125
B.3	Interfaces haptiques à retour d'effort.	126
B.4	Système de téléopération à deux poutres.	127
B.5	Plateforme de l'université de Waterloo(MEHRTASH, X. ZHANG et KHAMESEE, 2015)	127
B.6	Pinces optiques utilisées à l'ISIR	128
B.7	Principe d'un outil de mesure passif.	129
B.8	Principe de mesure de forces avec un AFM.	130
B.9	Structure d'un capteur de forces PVDF à 2 axes.	131
B.10	Préhenseur avec jauges piézorésistives intégrées.	132
B.11	Principe du capteur capacitif	133
B.12	Capteur reposant sur le principe électrostatique.	133
B.13	Capteurs de forces capacitifs.	134
B.14	Mesure de forces par lévitation magnétique.	134
B.15	Principe de la méthode de self-sensing.	135
B.16	Principe d'un capteur actif.	136
B.17	Principe d'un capteur de forces piézoélectrique (SHEN <i>et al.</i> , 2006).	137
B.18	Capteur de force avec diapason	138
B.19	Principe de fonctionnement du capteur capacitif actif(MOHAND OUSAID <i>et al.</i> , 2013)	138
B.20	Capteur développé en version MEMS (COSKUN <i>et al.</i> , 2014)	139
B.21	Interfaces haptiques séries	140
B.22	Interfaces à structure série.	141
B.23	Interfaces à structure parallèle de type Omega	142
B.24	Falcons modifiés (SHAH <i>et al.</i> , 2010)	143
B.25	Quanser HD ²	143
B.26	Interfaces à structure parallèle.	144
B.27	Interfaces Maglev et ERGOS.	145
C.1	Utilisation d'un filtre passe-bas d'ordre 1	148
C.2	Fenêtrage adaptatif	149
C.3	Filtre de Kalman triple intégrateur	152
C.4	Filtre de Kalman avec modèle réaliste	153
D.1	Stratification des fibres de carbone	156

D.2	Moule mis sous vide	156
D.3	Premier essai de noyau feuilleté	157
D.4	Moteur avec noyau découpé	158
D.5	Moteurs à inductions enrobés	158
D.6	Assemblages du prototype	159
E.1	Mesure de latence	161
E.2	Solutions de mesure sans latence	162
E.3	Exemple de conception d'un capteur 3D	163

Liste des symboles

$2p$	Nombre de pôles du moteur	-
α_d, α_x	Coefficient homothétique en déplacement	-
α_f	Coefficient homothétique en force	-
α_f	Forme de la loi asymétrique	-
ΔF	Intervalle de force	N
Δs	Intervalle de temps	s
$\Delta\omega$	Différence de vitesse de rotation entre les deux moteurs	rad/s
$\delta\omega$	Tolérance sur la variation de vitesse	rad/s
$\gamma_t, \gamma(t)$	Accélération angulaire à l'instant t	rad/s ²
μ_0	Perméabilité de l'air	0,125 664 nH/m
μ_{force}	Densité de force	N/m ³
ω	Pulsation	1/s
ω_1	Période d'excitation	1/s
ω_s	Échelle de la loi asymétrique	-
$\omega_t, \omega(t)$	Vitesse angulaire à l'instant t	rad/s
ρ_s	résistivité de surface du secondaire	Ω/m^2
σ	Forme de la fonction psychométrique	-
τ	Constante de temps	s
τ_b	Pas du bobinage primaire	m

$\theta_t, \theta(t)$	Position angulaire à l'instant t	rad
ε	Erreur de mesure du capteur de force	-
ξ	Position de la loi asymétrique	-
b	Coefficient de couplage du coupleur à courants de Foucault	mN·m·s/rad
C	Capacité linéique du capteur capacitif	F/m
$C_{Consigne}$	Consigne de l'interface en couple	N·m
C_{GrosM}	Couple du gros moteur	N·m
$C_{Mesuré}$	Couple mesuré par le capteur de couple	N·m
C_{PetitM}	Couple du petit moteur	N·m
C_{Total}	Couple total de l'interface	N·m
D	Diamètre de la poignée de l'interface	m
d_m	Déplacement du manipulateur	m
d_{Al}	Épaisseur d'aluminium du secondaire	m
f	Fréquence d'excitation	Hz
f_a	Force développée par le capteur capacitif	N
f_e	Force de l'environnement	N
f_i	Force du moteur i	N
f_m	Force du manipulateur	N
F_p	Force de poussée	N
f_{i_a}	Force entrant dans un quadripôle a	N
f_{o_a}	Force sortant d'un quadripôle a	N
F_{shd}	Seuil de perception de la plus petite force	N
F_{surf}	Force surfacique	N
F_{vol}	Force volumique	N
G	Facteur de qualité	-
g	Entrefer	m
G_c	Gain du capteur de force	-
I_1	Courant d'alimentation du moteur	A
I_3	Matrice identité en dimension 3	s
k_{jnd}, JND	Just-noticeable difference	-
k_{ss}	Coefficient de saturation magnétique	-
L^1	Norme d'un système linéaire continu	-
l^1	Norme d'un système linéaire discret	-

$L_m(W_1)$	Inductance de magnétisation	H
m	Masse de la partie mobile du capteur de force	kg
S_{objet}	Surface d'un objet	m ²
t	Temps	s
T_e	Période d'échantillonnage	s
V	Potentiel variable du capteur capacitif	V
V_1	Potentiel de la partie mobile du capteur capacitif	V
V_2, V_3	Potentiels des parties fixes du capteur capacitif	V
v_{i_a}	Vitesse entrant dans un quadripôle a	m/s
v_{o_a}	Vitesse sortant d'un quadripôle a	m/s
V_{objet}	Volume d'un objet	m ³
W_1	Nombre de tour	-
x	Position de la partie mobile du capteur de force	m
x, y	Position du doigt de l'utilisateur i	m
Z_e	Impédance côté environnement	N/m
Z_m	Impédance côté utilisateur	N/m
$2a$	Largeur du feuilletage	m
DDL	Degré de liberté	

Introduction générale

Comment toucher une cellule ? Comment offrir la possibilité d'interagir avec le micro ou même le nanoscopique ? La téléopération est un moyen unique de pallier aux limites de perception sensorielle et de manipulation humaines. En imaginant que l'on manipule une molécule aussi naturellement qu'un objet usuel, il devient possible d'envisager de nouvelles applications dans de nombreux domaines : de nouveaux moyens d'assemblages de composants nanoscopiques, de nouveaux moyens pédagogiques d'appréhender la chimie, de nouveaux outils pour la manipulation de cellules... Cependant, avant d'arriver à ce résultat, il est important de poser certaines questions fondamentales dont la principale est : comment rendre la manipulation de micro et nanoéléments aussi simple qu'avec des objets macroscopiques ?

Cette thèse aborde cette question avec une approche sur les éléments constitutifs d'une chaîne de téléopération haptique pour le micro-monde. Notre démarche s'articule suivant plusieurs axes. Dans un premier temps, le détail du fonctionnement d'une chaîne de téléopération est présenté. Deux critères de performances sont identifiés : la transparence caractérise la qualité du ressenti ; la stabilité est un critère essentiel de sécurité. Des travaux de l'état de l'art ressort une constatation essentielle : les chaînes de téléopération transparentes utilisent un couplage direct. L'utilisation de systèmes passifs apporte la stabilité de la chaîne de téléopération. La suite des travaux s'intéresse ainsi à la conceptions d'interfaces haptiques et de capteurs de forces passifs. Ces capteurs sont ensuite couplés avec un couplage direct pour former une chaîne de téléopération transparente, la passivité garantit la stabilité.

Dans un premier temps, l'interface à un degré de liberté issue de précédents travaux du laboratoire est optimisée. Cette interface utilise un couplage à courants de Foucault pour produire des efforts. La précision des efforts produits dépend de la précision de la vitesse mesurée. Un compromis apparaît alors entre la fréquence d'échantillonnage du système et la précision de la vitesse mesurée. L'utilisation de méthode d'estimation de vitesse apporte une augmentation de la précision des vitesses tout en gardant une fréquence d'échantillonnage élevée. Les performances de l'interface sont ensuite caractérisées. Un capteur spécifique est conçu pour réaliser les mesures

de forces. Enfin, le coupleur à courants de Foucault chauffe quand des forces importantes sont produites pendant une utilisation prolongée. Une étude sur la perception humaine des changements lents de forces apporte des solutions à cette problématique. Cette étude explore la notion de transparence et de ressenti au sens des perceptions et fournit une approche nouvelle à la conception d'interfaces.

Dans un second temps, un capteur de force spécifique est étudié. En effet, aux échelles du micro-monde, les champs de forces prédominants ne sont plus les forces volumiques comme les poids ou l'inertie mais les forces surfaciques telles que les forces capillaires, les forces de Van der Waals ou les forces électrostatiques. Pour mesurer ces forces, de précédents travaux présentent un capteur à mesure par compensation. Des résultats prometteurs sont obtenus avec ce capteur cependant il est pénalisé par une fréquence mécanique de résonance de 10 Hz. Une première approche pour augmenter cette fréquence est une diminution d'échelle. La conception d'un capteur micrométrique est proposée. Ce capteur présente une fréquence de résonance de l'ordre du kilohertz, cependant des problèmes liés aux technologies MEMS sont rencontrés. Une deuxième approche modifie la conception du capteur de force dans l'optique d'augmenter les fréquences mesurables. Un nouveau capteur est proposé, la clé de son fonctionnement repose sur l'utilisation d'un guidage par palier à air. Ce guidage sans frottement ne comporte pas de raideur et la problématique de la fréquence de résonance est ainsi évitée.

Dans un troisième temps, une nouvelle interface haptique est conçue. Les interactions naturelles impliquent généralement des déplacements sur plusieurs degrés de liberté. La nouvelle interface est conçue avec comme objectif des déplacements dans le plan et des performances similaires à l'interface à un degré de liberté. La nouvelle conception repose sur l'utilisation d'un palier à air et de moteurs linéaires à induction. Le palier à air apporte un guidage plan sans frottements. Les moteurs à induction contribuent à réduire l'inertie, avec des secondaires en aluminium léger, tout en produisant des forces importantes. Les performances de l'interface sont ensuite caractérisées par des mesures et des tests utilisateurs.

Ces travaux sont décomposés en 4 chapitres. Le premier chapitre aborde la définition et les problématiques liées aux chaînes de téléopération haptiques pour le micro-monde. Le deuxième chapitre présente les travaux sur l'interface haptique à un degré de liberté. Le troisième chapitre traite des problématiques de mesures de forces. Le quatrième chapitre présente la conception de la nouvelle interface haptique planaire. Enfin une conclusion rappelle les points fondamentaux de ce travail et propose des perspectives.



Téléopération pour le micro-monde

Sommaire

1	Chaîne de téléopération	4
1.1	Définition d'une chaîne de téléopération	4
1.2	Caractérisation des chaînes de téléopération	6
2	Chaînes de téléopération aux petites échelles	10
2.1	Particularité des gains homothétiques	10
2.2	Synthèse de l'état de l'art en micro téléopération	12
3	Téléopération aux petites échelles à l'ISIR	14
3.1	Approches conventionnelles	14
3.2	Conception complète d'une chaîne de téléopération	16
3.3	Performance de la chaîne à couplage direct	20
4	Objectifs de la thèse	22

Les interactions avec l'environnement mobilisent plusieurs sens. La combinaison des informations reçues est utilisée pour appréhender les phénomènes. Le sens du toucher est le premier à se développer chez le fœtus, c'est aussi un sens qui donne une très bonne reconnaissance des objets (R. L. KLATZKY, LEDERMAN et METZGER, 1985). Le toucher, combiné à la vision, peut d'ailleurs grandement faciliter des tâches comme l'apprentissage de la lecture (FREDEMBACH, BOISFERON et GENTAZ, 2009). Concernant l'exploration, l'importance du toucher est résumée dans (HATWELL, STRERI et GENTAZ, 2000) :

«Le toucher est un outil perceptif puissant et efficace, un partenaire essentiel de la vision pour l'accès à la connaissance de l'espace et des propriétés des objets.»

Le micro-monde englobe l'ensemble des éléments de taille comprise entre 1 mm et 1 µm. Ces dimensions sont en dessous des seuils de perception visuelle ou tactile humains. Cette propriété en fait un milieu impossible à observer sans l'aide d'outils. Le rôle de ces outils est de convertir les caractéristiques du milieu à des échelles perceptibles. Les microscopes optiques, depuis le milieu du XVIIe siècle, ont permis d'observer des phénomènes de plus en plus petits. L'arrivée en 1931 des microscopes électroniques a permis de franchir une étape supplémentaire. Pour le toucher, il n'existe pas de réel équivalent à la microscopie, à part des mécanismes cinématiques exotiques et la téléopération robotique à retour d'effort. Les travaux de ce manuscrit s'inscrivent dans une

démarche de conception d'outils de téléopération robotique. Les différents aspects d'une chaîne de téléopération pour l'accès au micro-monde sont développés.

Ce premier chapitre donne la définition d'une chaîne de téléopération. Les critères de performances important pour la manipulation aux petites échelles sont abordés. Un état de l'art des systèmes de téléopération aux petites échelles est ensuite présenté. De cet état de l'art se dégage une chaîne de téléopération haptique issue de précédents travaux de l'équipe. Cette chaîne propose l'utilisation de deux sous-systèmes innovants et d'un couplage bilatéral stable. Les performances de cette chaîne sont ensuite étudiées. Le chapitre se conclut par la définition des objectifs de la thèse.

1 Chaîne de téléopération

1.1 Définition d'une chaîne de téléopération

La téléopération désigne l'emploi de deux systèmes, qualifiés respectivement de maître et d'esclave. Ces systèmes sont couplés afin de transférer en temps réel les efforts et actions. La distance entre le système maître et le système esclave varie de quelques dizaines de centimètres à plusieurs milliers de kilomètres en fonction du domaine d'application. Ces techniques sont employées pour créer un accès à des systèmes naturellement inaccessibles par leurs caractères dangereux, leurs échelles, ou leurs distances.

Le système de chirurgie Da Vinci[®], représenté sur la figure 1.1 est un exemple de chaîne de téléopération. Le chirurgien sur la gauche de l'image manie le système maître. Le système esclave, au centre de l'image, est utilisé pour opérer le patient. L'utilisation d'un tel système donne une manipulation plus précise et rend possible des opérations jusque là trop complexes à main nue.

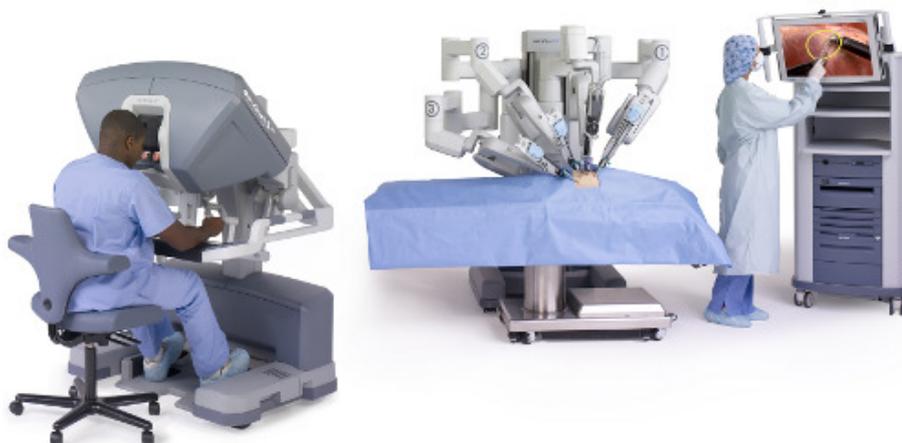


Figure 1.1: *Système de téléopération Da Vinci[®]*¹

1. www.intuitivesurgical.com

1.1.1 Particularité des chaînes de téléopération haptiques

Un opérateur peut agir sur un milieu avec une chaîne de téléopération. Dans le cas d'une chaîne de téléopération classique (figure 1.2), l'opérateur pilote un système maître et le couplage transmet des commandes au système esclave qui va agir sur l'environnement. Ce type de chaîne de téléopération ne fournit pas de retour d'information, l'opérateur ne connaît pas la force exercée sur l'environnement.

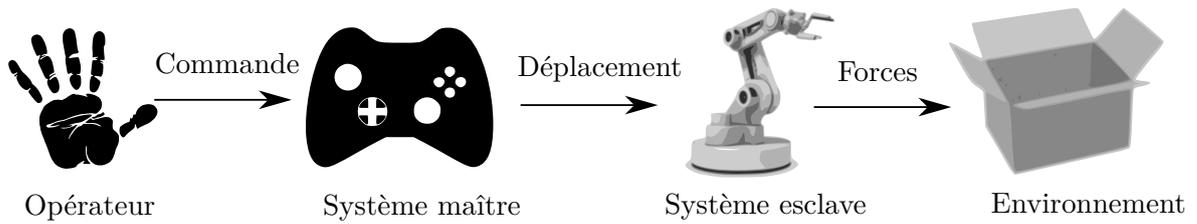


Figure 1.2: Chaîne de téléopération sans retour

Dans une chaîne de téléopération haptique, le couplage du système maître et du système esclave est un couplage bilatéral. La particularité du couplage bilatéral est d'apporter un retour d'effort au manipulateur. Les paramètres échangés entre les deux systèmes peuvent être la force et la vitesse (ONAL et SITTI, 2009; AMMI et FERREIRA, 2007; N. ANDO, OHTA et HASHIMOTO, 2000), ou la force et la position. Le choix de cette structure de couplage détermine les performances de la chaîne de téléopération et le ressenti de l'utilisateur. La figure 1.3 propose un exemple de chaîne de téléopération avec une mise en évidence des paramètres échangés. Cet exemple représente le système de freinage d'une voiture, avec un retour sur la pression exercée par le système esclave. L'opérateur appuie sur la pédale du système maître, le couplage transmet la force du système maître au système esclave. Le cylindre esclave exerce une force sur le disque (environnement).

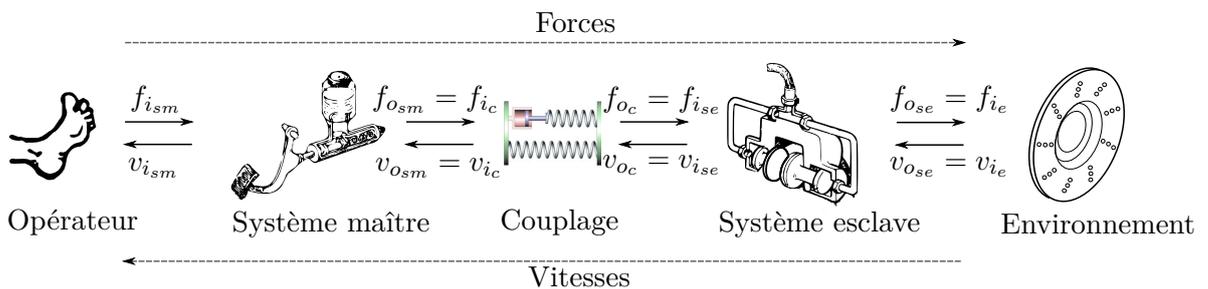


Figure 1.3: Principe de la téléopération bilatérale (système de frein à disque de voiture)

Pour chaque sous-système de la chaîne de téléopération, on distingue les efforts et vitesses entrants, notés respectivement $f_{i_{système}}$ et $v_{i_{système}}$, et les efforts et vitesse sortants $f_{o_{système}}$ et $v_{o_{système}}$. La notion d'«entrant» et de «sortant» est définie du point de vue de la chaîne de commande allant de l'opérateur vers le milieu. Sur la figure 1.3 les déplacements «entrants» d'un système sont en pratique des déplacements imposés par ce même système.

1.1.2 Modélisation des chaînes de téléopération

En téléopération, une pratique courante est d'emprunter au domaine de l'électronique le formalisme des quadripôles. Ce formalisme donne une représentation claire des différents éléments et de la chaîne complète. Il facilite aussi la caractérisation des performances de la chaîne. Les systèmes sont représentés par leurs quadripôles. Soit f_i, f_o les efforts et v_i, v_o les déplacements, le quadripôle illustré en figure 1.4 est obtenu.

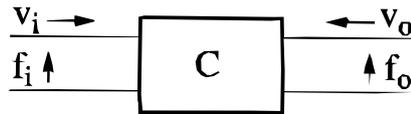


Figure 1.4: Quadripôle «chaîne»

Il est possible de définir les matrices d'immitance (impédance, admittance ou hybride) pour représenter les transferts d'énergie du système (ADAMS et HANNAFORD, 1999), les différentes matrices sont :

- la matrice d'impédance \mathbf{Z} :
$$\begin{bmatrix} f_i \\ f_o \end{bmatrix} = \mathbf{Z} \begin{bmatrix} v_i \\ v_o \end{bmatrix}$$
- la matrice d'admittance \mathbf{Y} :
$$\begin{bmatrix} v_i \\ v_o \end{bmatrix} = \mathbf{Y} \begin{bmatrix} f_i \\ f_o \end{bmatrix}$$
- la matrice hybride \mathbf{G} :
$$\begin{bmatrix} f_i \\ v_o \end{bmatrix} = \mathbf{G} \begin{bmatrix} v_i \\ f_o \end{bmatrix}$$

Ces matrices sont ensuite utilisées dans des calculs de stabilité ou de transparence.

1.2 Caractérisation des chaînes de téléopération

Les performances des couplage peuvent être évaluées en termes de transparence et de stabilité. La transparence conditionne la qualité du retour d'effort et la stabilité la sécurité d'utilisation de la chaîne. Ces deux notions sont explicitées dans la suite.

1.2.1 Notion de transparence en haptique

De la même façon qu'une vitre parfaitement transparente n'est pas détectable à l'œil, une interface haptique transparente ne doit pas être détectable par l'utilisateur. Le ressenti d'un utilisateur manipulant un objet avec la chaîne de téléopération doit être le plus proche possible du ressenti qu'il aurait en manipulant directement l'objet. Idéalement, le système de téléopération serait un bâton infiniment rigide et sans masse (figure 1.5)(HAYWARD et MACLEAN, 2007).

À chaque instant la force appliquée par l'environnement est égale à la force appliquée par la main sur le bâton. L'opérateur sent donc l'objet touché comme si le bâton n'existait pas. En l'absence d'objet, il ne sent aucun effort. De manière analogue, tous les déplacements de l'utilisateur sont reproduits à l'identique. En reprenant le formalisme de la figure 1.5, soit f_m, f_e les forces et d_m, d_e les déplacements, la transparence est donc ici définie telle que :

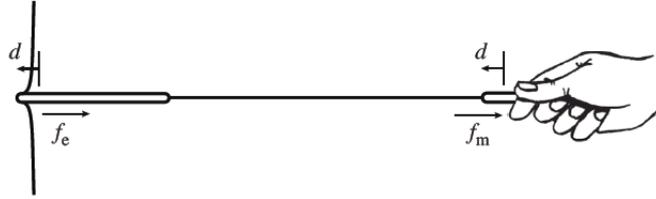


Figure 1.5: Télémanipulateur idéalisé (sans masse et infiniment rigide (HAYWARD et MACLEAN, 2007)).

$$\forall t : \begin{cases} f_m(t) &= f_e(t) \\ d_e(t) &= d_m(t) \end{cases}$$

Cette définition de la transparence est partagée par (YOKOKOHJI et YOSHIKAWA, 1994). En revanche (D. A. LAWRENCE, 1993; HOKAYEM et SPONG, 2006) définissent la transparence en utilisant la notion d'impédance. Soit l'impédance côté utilisateur $Z_m = \frac{f_m}{d_m}$ et l'impédance environnement $Z_e = \frac{f_e}{d_e}$, la transparence idéale est atteinte pour :

$$Z_m = Z_e$$

Cette définition utilisant l'impédance présente l'intérêt de s'intégrer dans les formulations usuelles de schémas de commande. Les deux approches se rejoignent dans la définition de la transparence comme l'annulation des dynamiques propres aux systèmes maîtres et esclaves. Ces différentes approches sont abordées plus en détail dans (DE GERSEM, 2005).

En plus du couplage, d'autres facteurs conditionnent la transparence de la chaîne de téléopération complète. Les systèmes maîtres et esclaves sont susceptibles de présenter des défauts qui altèrent la transparence de la chaîne. La transparence de tous les sous-systèmes est donc étudiée pour qualifier la transparence globale du système.

La transparence est le premier critère recherché dans la conception de systèmes de téléopération avec retour haptique. Ce critère conditionne la qualité de l'expérience de manipulation du manipulateur. Une manipulation la plus transparente possible s'approche d'un ressenti naturel. Cependant, la transparence est souvent obtenue au détriment d'un deuxième critère de performance : le critère de stabilité.

1.2.2 Stabilité des systèmes utilisés

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. Un système instable risquerait d'entrer en oscillations incontrôlées et pourrait blesser l'utilisateur ou abîmer les objets manipulés. Deux approches existent pour étudier la stabilité d'un système de téléopération : les critères de stabilité et la passivité.

1.2.2.1 Les critères de stabilité

La définition de la stabilité utilisée est celle «entrée bornée/sortie bornée» (EBSB) :

Définition 1. Un système est dit stable au sens EBSB si toute entrée bornée produit une sortie qui tend vers une limite finie lorsque le temps est infiniment grand.

Le cas des systèmes continus et discrets sont traités dans les paragraphes suivants. Plus de précisions sont données dans (OSTERTAG, 2004) pour le cas continu et dans (OGATA, 1995) pour le cas discret.

Systèmes continus

Pour qu'un système asservi soit stable au sens EBSB, il faut qu'il vérifie le théorème suivant :

Théorème 1 (temporel). *Un système linéaire invariant à temps continu dont la fonction de transfert est rationnelle et strictement propre est stable EBSB si et seulement si sa réponse impulsionnelle est absolument intégrable.*

En d'autres termes, sa norme L^1 existe :

$$L^1 = \int_{-\infty}^{\infty} |h(t)| dt = \|h\|_1 < \infty \quad (1.1)$$

h représentant le système, t le temps. Ce théorème utilise un raisonnement temporel ; un autre théorème raisonne dans le domaine fréquentiel :

Théorème 2 (fréquentiel). *Soit le système linéaire invariant à temps continu défini par la matrice de fonctions de transfert rationnelles irréductibles $G(p)$. Le système est stable EBSB si et seulement si tous les pôles de $G(p)$ sont à partie réelle strictement négative.*

Dans le cadre de la téléopération, cette condition doit être vérifiée sur la fonction de transfert de la chaîne complète. En pratique, les chaînes de téléopération modélisées comme des systèmes continus sont rares. L'utilisation de microcontrôleurs impose une modélisation en système discret.

Systèmes discrets

L'utilisation de systèmes informatiques dans les actionneurs, capteurs ou organes de commande impose un échantillonnage du temps. Cette discrétisation introduit des retards. Les schémas de commande doivent prendre en compte cette spécificité et leur stabilité doit être étudiée à l'aide de critères propres aux systèmes discrets. De manière équivalente au cas continu, pour qu'un système discret asservi soit stable au sens EBSB, il faut qu'il vérifie le théorème suivant :

Théorème 3 (temporel). *En temps discret, un système est stable EBSB si et seulement si sa réponse impulsionnelle est absolument sommable.*

En d'autres termes, sa norme l^1 existe :

$$l^1 = \sum_{n=-\infty}^{\infty} |h[n]| = \|h\|_1 < \infty \quad (1.2)$$

n représentant les échantillons de temps. Le raisonnement dans le domaine fréquentiel est donné par le théorème suivant :

Théorème 4 (fréquentiel). *Soit le système linéaire invariant à temps discret défini par la matrice de fonctions de transfert rationnelles irréductibles $G(z)$. Le système est stable EBSB si et seulement si tous les pôles de $G(z)$ ont un module strictement inférieur à 1.*

Pour prouver la stabilité d'une chaîne de téléopération, ce théorème est utilisé sur la fonction de transfert de la chaîne. D'autres critères sont utilisés pour vérifier la stabilité d'un système. Les plus utilisés sont le critère de Nyquist (NYQUIST, 1932) et du revers, appliqués sur la fonction de transfert du système en boucle ouverte. Ces critères peuvent être appliqués directement dans le cas continu. Dans le cas discret il faut préalablement appliquer une transformation bilinéaire $z = \frac{2+\omega T_e}{2-\omega T_e}$, où z est une variable discrète, T_e est la période d'échantillonnage et ω est la pulsation. D'autres critères algébriques, comme celui de Routh-Hurwitz (ROUTH, 1877; HURWITZ, 1895) pour le cas continu ou de Jury (JURY, 1962) dans le cas discret, peuvent être exploités. Cette approche donne des conditions nécessaires et suffisantes de stabilité.

Les méthodes présentées ci-dessus nécessitent néanmoins la connaissance du modèle des interactions entre l'outil et l'environnement. Ce modèle se révèle parfois délicat du fait de la complexité des interactions environnementales. Une autre approche propose d'utiliser les hypothèses de passivité pour démontrer la stabilité d'un système.

1.2.2.2 La passivité

La seconde approche pour garantir la stabilité d'un système est la passivité. Un système est passif si, à tout moment, l'énergie fournie par le système est toujours inférieure à l'énergie apportée à ce même système. Le système ne produit donc pas d'énergie.

À tout instant t , l'énergie sortant du système doit être inférieure (ou égale) à la somme de l'énergie entrant et de l'énergie initiale du système. La passivité peut s'appliquer sans aucune connaissance de l'environnement avec l'hypothèse que celui-ci est passif. Pour l'utilisateur, bien que l'opérateur agisse comme une source d'énergie, notre système biomécanique et notre contrôle moteur sont tels qu'une main est passive dans les hautes fréquences, à partir de 10 Hz (MILLET, 2009). Des fréquences plus élevées sont atteintes pour les roulements de tambour avec des oscillations jusqu'à 30 Hz. Ces fréquences sont atteintes avec une modulation de l'impédance des muscles (HAJIAN, SANCHEZ et HOWE, 1997).

L'approche de recherche de passivité propose des conditions de stabilité suffisantes mais qui ne sont pas forcément nécessaires. Il existe des solutions pour rendre moins strictes ces conditions de stabilité. Dans l'une de ces solutions, l'étude de la stabilité se fait en termes de stabilité inconditionnelle dont une condition nécessaire et suffisante est donnée par le critère de Llewellyn (LLEWELLYN, 1952) :

Théorème 5. *Un système représenté par la matrice d'immittance $P = \begin{bmatrix} p_{11} & p_{12} \\ p_{21} & p_{22} \end{bmatrix}$ (impédance, admittance ou hybride) est inconditionnellement stable si et seulement si les conditions suivantes sont vérifiées (MICAELLI, 2002) :*

$$c_1 : \operatorname{Re}(p_{11}) \geq 0 \quad (1.3)$$

$$c_2 : \operatorname{Re}(p_{22}) \geq 0 \quad (1.4)$$

$$c_3 : 2\operatorname{Re}(p_{11})\operatorname{Re}(p_{22}) - |p_{12}p_{21}| - \operatorname{Re}(p_{12}p_{21}) \geq 0 \quad (1.5)$$

Cette approche suffit pour démontrer la stabilité d'une chaîne de téléopération. Aucune hypothèse n'est posée sur l'environnement et l'opérateur excepté leurs passivités. Un résultat important de la stabilité inconditionnelle en mode couplé est la propriété corollaire suivante :

Corollaire 1. *La mise en cascade de plusieurs quadripôles «chaîne» qui sont «inconditionnellement stables en mode couplé» forme un nouveau quadripôle «chaîne» qui est «inconditionnellement stable en mode couplé» (MICAELLI, 2002)*

Avec cette propriété, le calcul de la stabilité d'une chaîne est décomposé en calculs des stabilités des sous-éléments. Avec ces hypothèses, il est possible de concevoir un élément de chaîne stable et de l'utiliser dans une autre chaîne de téléopération sans compromettre la stabilité.

Les propriétés de stabilité inconditionnelle en mode couplé simplifient la démonstration de la stabilité des chaînes de téléopération. Ces hypothèses sont utilisées dans ce manuscrit pour démontrer la stabilité des chaînes de téléopération avec une étude des sous-systèmes.

2 Chaînes de téléopération aux petites échelles

Les critères détaillés précédemment s'appliquent à toutes les chaînes de téléopération. Les interactions avec les micros-échelles imposent des modifications sur certaines caractéristiques.

2.1 Particularité des gains homothétiques

Dans le cas de la téléopération aux échelles micro et nanoscopiques, pour prendre en compte la différence d'échelle, il faut ajouter des coefficients homothétiques, α_f et α_d tels que :

$$\forall t : \begin{cases} f_m(t) & = \alpha_f f_e(t) \\ d_e(t) & = \alpha_d d_m(t) \end{cases}$$

Un exemple de chaîne de téléopération aux petites échelles est donné sur la figure 1.6 avec les gains ajoutés dans le couplage. D'après (GOLDFARB, 1998) la relation optimale, pour la stabilité, entre ces coefficients homothétiques est $\alpha_f = \alpha_d$. En pratique, il existe une différence de plusieurs ordres de grandeurs entre les forces et les dimensions. De tels coefficients impliqueraient soit des

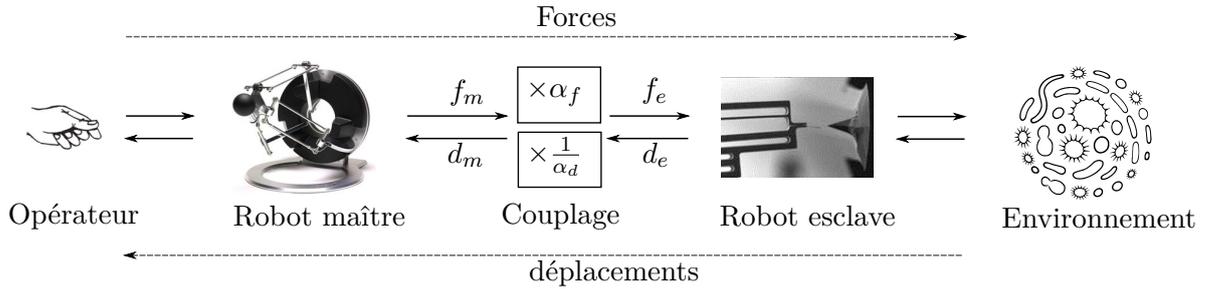


Figure 1.6: Microtéléopération bilatérale

espaces de travail démesurés soit un opérateur capable de sentir des forces bien en dessous des seuils de force minimale perceptible. (BOLOPION *et al.*, 2008 ; BOLOPION, 2010).

Un travail peut être effectué sur les schémas de couplage pour apporter plus de stabilité et de transparence. Deux schémas de couplages sont utilisés dans le cadre de la micro et nanotéléopération. Ces deux schémas sont représentés sur la figure 1.7 :

- Le couplage à retour d'effort direct (DFF^2) : ce couplage est dans la suite appelé couplage direct. Dans ce couplage la force et le déplacement sont traités de façon indépendante. Ce couplage est représenté sur la figure 1.7a.
- Le couplage force-position (FP) : dans la suite, ce couplage est appelé couplage indirect (BOLOPION, 2010). La force développée par l'interface est une combinaison de la force mesurée et des déplacements, de même pour le déplacement du capteur. Les correcteurs $C_1(s)$ et $C_2(s)$ sont ajoutés pour stabiliser le système. Ce couplage est représenté sur la figure 1.7b.

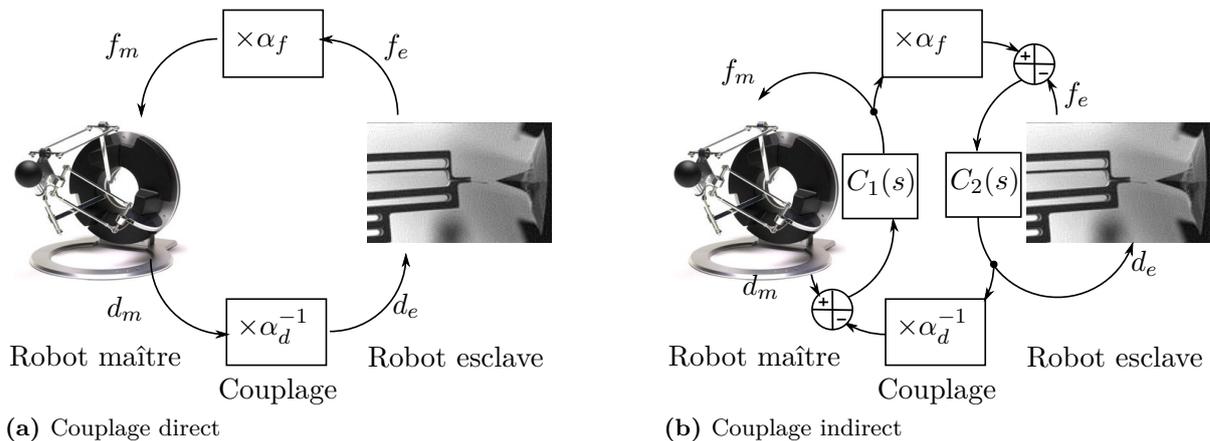


Figure 1.7: Schémas de couplage

Ces deux schémas de couplages sont explicités plus en détail dans l'annexe A. L'utilisation de gains asymétriques est une source d'instabilité (BOLOPION, 2010) de la chaîne de téléopération. L'amplification crée une boucle d'instabilité. Ce phénomène est assimilable au larsen dans le cas d'une installation audio. Le couplage indirect est couramment utilisé dans les systèmes de téléopération aux échelles micro. La possibilité de relier la force avec le déplacement, par

une raideur virtuelle, est exploitée pour ajouter des amortissements et améliorer la stabilité. En revanche, celle-ci se fait au détriment de la transparence car l'impédance est modifiée par l'amortissement.

2.2 Synthèse de l'état de l'art en micro téléopération

Les premières chaînes de téléopération apparaissent à la fin des années 1940. Dans les années 1990, l'apparition de l'AFM ouvre la voie pour la micro-téléopération. De nombreux travaux de recherche ont depuis été menés sur la conception de chaînes de téléopération pour les petites échelles. Une représentation synthétique de ces interfaces est présentée dans le tableau 1.1. Cet état de l'art est basé sur les travaux de (MOHAND OUSAID, 2013) et (PACCHIEROTTI *et al.*, 2016). Pour chaque réalisation, les systèmes maîtres (Interfaces) et esclaves (capteurs) sont détaillés.

Auteur	Interface	Capteur
(HATAMURA et MORISHITA, 1990)	Nanorobot sytem	Aiguille
(HOLLIS, SALCUDEAN et ABRAHAM, 1990)	Magic Wrist	STM
(SITTI et HASHIMOTO, 1998a ; SITTI et HASHIMOTO, 2003)	Personnalisée	AFM
(FERREIRA <i>et al.</i> , 2001)	Personnalisée	AFM
(FAHLBUSCH, SHIRINOV et FATIKOW, 2002)	Freedom 7DDL ³	Basé sur AFM
(SHIRINOV, KAMENIK et FATIKOW, 2004 ; FATIKOW et SHIRINOV, 2003)	HIMiC	Pince piézorésistive
(LETIER, SAIVE et BURDA, 2003)	Personnalisée	AFM
(MENCIASSI <i>et al.</i> , 2003)	Phantom 3DDL	Jauges de contraintes
(PILLARISSETTI <i>et al.</i> , 2005)	Phantom 3DDL	PVDF
(AMMI et FERREIRA, 2005)	Phantom 3DDL	Capteur optique
(VOGL, MA et SITTI, 2006)	Phantom 6DDL	AFM
(VENTURE <i>et al.</i> , 2006)	Moteur CC ⁴	AFM
(BOUKHNIFER et FERREIRA, 2006)	Interface 1DDL	Micropince piézoélectrique
(S.-G. KIM et SITTI, 2006)	Omega 3DDL	AFM
(J. KIM, JANABI-SHARIFI et J. KIM, 2008)	Phantom 3DDL	Capteur optique
(BOLOPION, 2010)	Omega 3DDL	Pince AFM
(VIJAYASAI <i>et al.</i> , 2010)	Novint Falcon	Capteur capacitif
(Ni <i>et al.</i> , 2012)	Omega 3DDL	Capteur optique asynchrone
(IWATA <i>et al.</i> , 2013)		AFM
(MOHAND OUSAID <i>et al.</i> , 2015)	Personnalisée 1DDL	Capteur par boucle d'asservissement
(MEHRTASH, X. ZHANG et KHAMESEE, 2015)	Phantom 3DDL	Capteur laser et à effet hall
(PACCHIEROTTI <i>et al.</i> , 2015)	Omega 6DDL	Capteur optique

Tableau 1.1: Récapitulatif des travaux de téléopération à l'échelle microscopique

Les réalisations les plus récentes sont celles de (MEHRTASH, X. ZHANG et KHAMESEE, 2015; PACCHIEROTTI *et al.*, 2015). Elles font l'objet d'une étude plus détaillée dans les paragraphes suivants. Ces systèmes sont représentatifs de l'état de l'art récent en micro-téléopération.

Le département de mécatronique et mécanique de l'université de Waterloo a développé un système avec une plateforme de micromanipulation magnétique (MEHRTASH, X. ZHANG et KHAMESEE, 2015). Le système, illustré en figure 1.8, réalise un positionnement 3D d'un micro-système attaché à un aimant permanent. Le couplage entre le système maître et esclave utilise une liaison réseau et permet une téléopération depuis un site distant. Lorsque l'opérateur déplace l'interface haptique, le champ magnétique déplace le micro-système. La mesure de force est produite par comparaison de la position imposée au micro-système par le champ magnétique et de sa position effective. La position réelle du micro-système est mesurée en utilisant des capteurs laser. Le couplage employé est un couplage indirect.

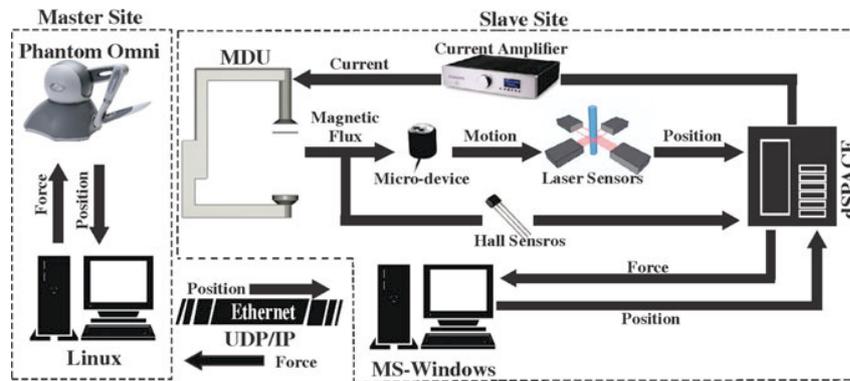


Figure 1.8: Plateforme de l'université de Waterloo (MEHRTASH, X. ZHANG et KHAMESEE, 2015)

Le système décrit par (PACCHIEROTTI *et al.*, 2015) utilise des micro-robots autopropulsés. Les éléments principaux du système sont détaillés dans la figure 1.9. Le «microjet» rejette des bulles d'oxygène qui permettent de le propulser. Un système de bobines oriente la propulsion. Le couplage employé dans ce système est un couplage hybride (FRANKEN *et al.*, 2011).

Les systèmes du tableau 1.1 présentent tous des possibilités d'interaction et d'exploration du micro-monde. Néanmoins, ces systèmes restent perfectibles. D'une part, certains de ces systèmes souffrent d'une mesure d'effort inexistante (HATAMURA et MORISHITA, 1990) ou perturbée par du bruit (HOLLIS, SALCUDEAN et ABRAHAM, 1990). D'autre part, certains systèmes utilisent l'erreur en position comme mesure d'effort sans que ce soit représentatif des phénomènes en présence dans le milieu. L'utilisation de systèmes AFM ou de techniques similaires apporte une mesure de force précise. Cependant, cette technique utilise une mesure de déformation et certains phénomènes dynamiques sont mal mesurés.

Le deuxième point critique est l'utilisation d'interfaces haptiques commerciales dans la plupart des travaux. Ces interfaces présentent des jeux mécaniques, des inerties importantes et des frottements qui masquent certaines informations. Les interfaces privilégient la stabilité et la

3. Degré De Liberté

4. Courant Continu

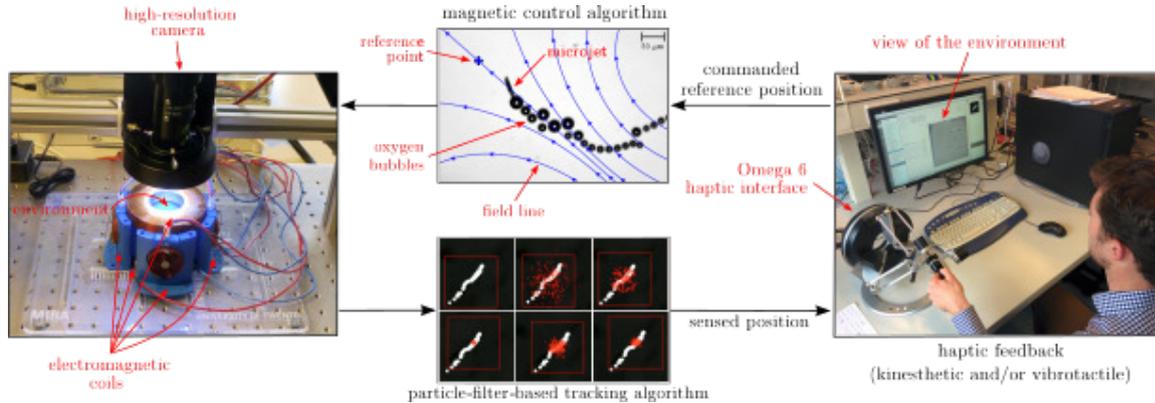


Figure 1.9: Téléopération d'un robot autopropulsé (PACCHIEROTTI et al., 2015)

robustesse au détriment de la transparence. Ce choix détériore les performances en transparence de toute la chaîne de téléopération et la perception de l'utilisateur.

Enfin, la majorité des réalisations, ainsi que les plus récentes (MEHRTASH, X. ZHANG et KHAMESEE, 2015 ; PACCHIEROTTI *et al.*, 2015) privilégient des couplages complexes. Des amortissements sont ajoutés au couplage pour stabiliser la chaîne de téléopération. L'approche de couplage direct plus transparent est rare dans l'état de l'art en micro-téléopération.

Les performances du schéma de couplage influent sur la transparence du système. Cependant même le meilleur schéma de couplage dépend des performances du capteur et de l'interface utilisés. Un capteur avec une bande passante limitée pénalise le reste de la chaîne de téléopération, tout comme l'utilisation d'une interface avec une inertie importante. Le choix de ces deux éléments est donc crucial dans le développement d'une chaîne de téléopération.

En synthèse, peu de systèmes de l'état de l'art proposent des chaînes de téléopération axées sur une grande transparence car ils privilégient la stabilité. Par conséquent, ces systèmes conviennent peu à des applications réelles dans les manipulations transparentes et stables aux petites échelles.

3 Téléopération aux petites échelles à l'ISIR

Plusieurs approches ont été suivies pour la conception de systèmes de téléopération à l'ISIR. La particularité des travaux est de s'attacher à une mesure réelle des forces mises en jeu. Une majorité des travaux de l'état de l'art utilise une différence de mesure de position ou une déformation transformée en mesure d'effort, les phénomènes physiques ne sont pas toujours respectés. Les premiers travaux s'appuient sur les approches classiques observées dans l'état de l'art.

3.1 Approches conventionnelles

Une partie des travaux menés à l'ISIR s'inscrit dans les approches conventionnelles de l'état de l'art. Des interfaces haptiques commerciales sont employées et les systèmes maîtres et esclaves

sont reliés par un couplage indirect. Une particularité se dégage au niveau du système esclave. Les travaux utilisent une mesure d'effort réelle.

Les travaux de (BOLOPION, 2010) s'intéressent aux couplages haptiques pour la micro-téléopération. Un système de téléopération pour de la dépose d'objets en utilisant deux poutres AFM, figure 1.10 est utilisé pour appliquer les couplages. Ces deux poutres sont un élément clef du système et produisent une mesure d'effort réelle. Un couplage direct et un couplage indirect sont étudiés. Les paramètres de ces deux couplages sont optimisés pour fournir la meilleur transparence et stabilité. Une tâche de micromanipulation est conduite pour tester les deux couplages. L'utilisation d'une vraie tâche de micromanipulation ouvre des perspectives d'utilisation du système pour des assemblages de microéléments. Les expériences lors de la réalisation de cette tâche mettent en évidence le besoin de transparence dans la manipulation et les limites du couplage indirect.

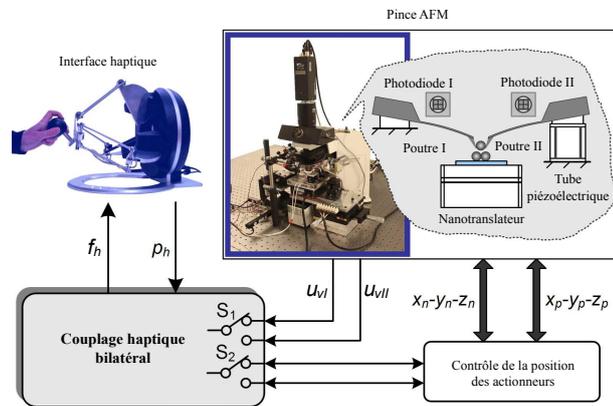


Figure 1.10: Système de téléopération à deux poutres

Les travaux sur une pince optique haptique, figure 1.11, présentés par (PACORET, 2011 ; NI *et al.*, 2012 ; YIN *et al.*, 2016) proposent une approche originale. Les pinces optiques utilisent la force de pression de radiation exercée par un laser pour piéger une microsphère transparente. L'approche originale tient dans l'utilisation d'un suivi visuel à haute fréquence pour fournir un retour d'effort en trois dimensions lors de la manipulation. L'utilisation d'une caméra asynchrone ATIS est la clef de ce système pour obtenir le retour d'effort à haute fréquence. Les informations de cette caméra sont utilisées par un algorithme de suivi pour mesurer le décalage entre le laser et la microsphère. Ce décalage est utilisé pour calculer les efforts appliqués sur la microsphère. En première approche, le couplage utilisé est un couplage direct. Cependant le milieu dans lequel se déplace la microsphère joue le rôle de stabilisateur en introduisant des frottements visqueux.

Dans ces réalisations l'interface haptique employée est une interface commerciale. (LU *et al.*, 2016) propose la conception d'une nouvelle interface haptique pour les interactions aux petites échelles. L'utilisation d'un vibreur tactile sur un pantographe apporte une solution haptique

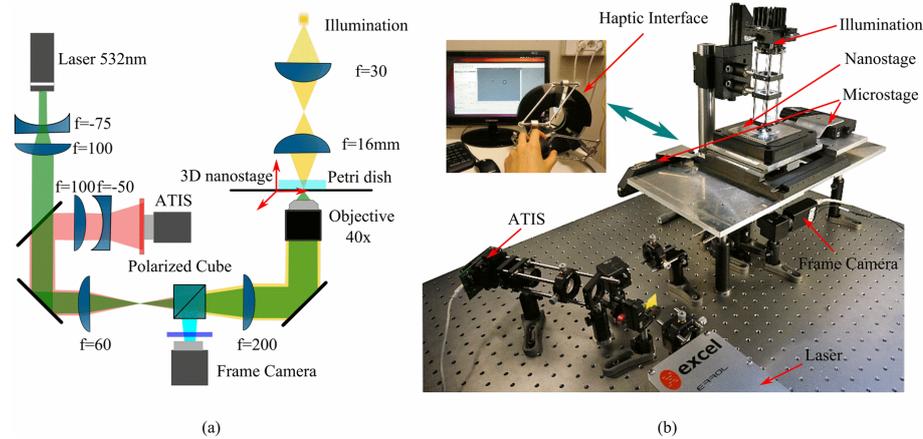


Figure 1.11: Pinces optiques utilisées à l'ISIR

haute fidélité pour la manipulation. Cette interface est ensuite employée avec les pinces optiques haptiques et le mouvement brownien est ressenti.

En synthèse, ces travaux utilisent des mesures d'effort calibrées, représentatives des interactions aux petites échelles. L'intérêt d'un ressenti des efforts est démontré dans la réalisation de tâches réelles de micro-manipulation. Ces travaux suivent l'approche conventionnelle et privilégient la stabilité à l'aide d'un couplage indirect. Une limite est identifiée au niveau de la dynamique des efforts ressentis, cette limite est produite par l'inertie des interfaces et la dynamique des capteurs. Des travaux abordent la problématique sous un autre angle et s'intéressent à la conception des éléments de la chaîne de téléopération. Ces travaux mènent à la conception d'une nouvelle chaîne de téléopération.

3.2 Conception complète d'une chaîne de téléopération

La conception d'une chaîne de téléopération peut aussi être abordée sous un autre angle. Au lieu d'assembler des systèmes déjà existants et de rechercher un couplage stable, une autre approche consiste à concevoir des systèmes stables pour un couplage direct.

Les premières étapes de conception d'une interface spécifique pour les interactions avec le micro-monde sont abordées par (MILLET, 2009). L'interface proposée est une interface transparente, stabilisée par sa commande passive.

Les travaux de (MOHAND OUSAID, 2013) proposent la conception d'une chaîne de téléopération stable et transparente. Cette chaîne repose sur une conception d'éléments passifs garantissant un couplage stable. La figure 1.12 présente les différents éléments de la chaîne. Ce système a été utilisé pour ressentir les efforts d'interaction entre une aiguille et une goutte d'eau (MOHAND OUSAID *et al.*, 2015). La précision du système a rendu possible la mesure des forces de capillarité sur les pattes d'une fourmi (MOHAND OUSAID *et al.*, 2014).

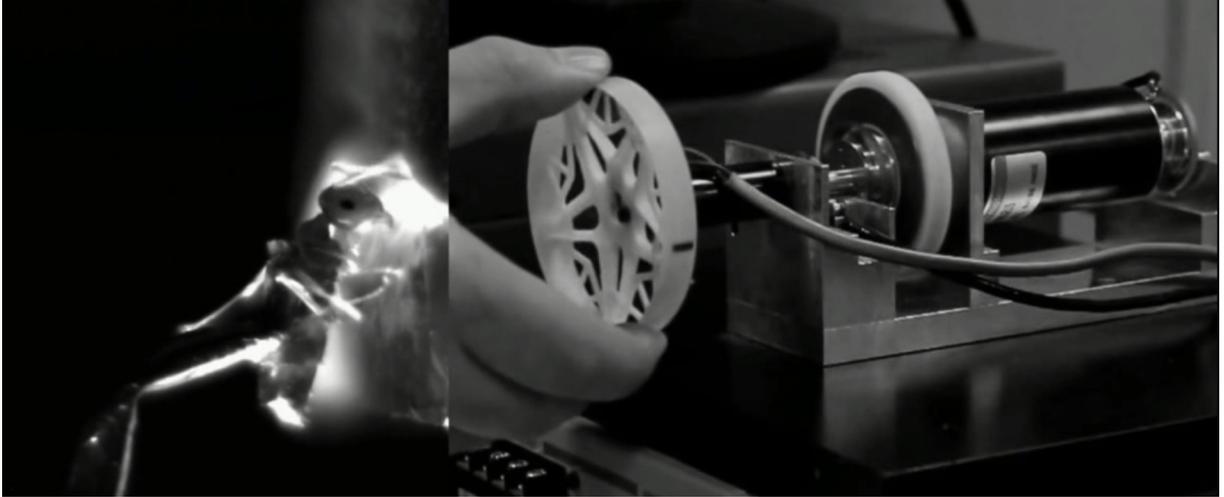


Figure 1.12: Système de téléopération à 1 degré de liberté (MOHAND OUSAID et al., 2014)

3.2.1 Interface haptique

L'interface utilisée dans la chaîne de téléopération est composée de 2 moteurs qui fournissent 1 degré de liberté (MILLET *et al.*, 2009). Cette interface est initialement présentée dans les travaux de (MILLET, 2009) et des améliorations de la commande sont apportées par (MOHAND OUSAID, 2013). Les deux moteurs sont reliés par un coupleur à courants de Foucault qui masque l'inertie du plus gros des deux moteurs. Cette interface, représentée sur la figure 1.13, appartient à la famille d'interfaces TIMoN⁵. Cette famille d'interfaces développées à l'ISIR est conçue spécifiquement pour les interactions avec le micro-monde.

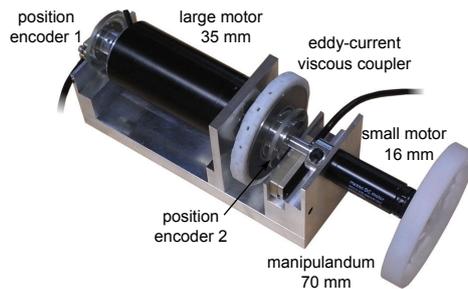


Figure 1.13: Première conception de l'interface TIMoN

L'inertie totale ressentie est très faible. Seules les inerties intrinsèques au petit moteur, à la poignée et au disque en aluminium à l'intérieur du coupleur sont ressenties. Le gain sur le compromis habituel entre inertie ressentie et couple maximum est considérable. Cette combinaison de deux moteurs et d'un couplage visqueux octroie une grande plage dynamique ainsi qu'une très faible inertie. Une raideur maximale de 1 N/mm pour une inertie ressentie de 6 g est atteinte. Le couple maximal atteignable est de 200 mN·m et la friction de 0,004 N. En revanche les performances du prototype dépendent de la précision des encodeurs et de la commande employée

5. Transparent Interface for Manipulation of Nanoscales

pour le contrôle des moteurs. Le fonctionnement de l'interface est explicité sur le schéma 1.14. Il repose sur les deux moteurs ($Gros_M$ et $Petit_M$) et le couplage à courants de Foucault.

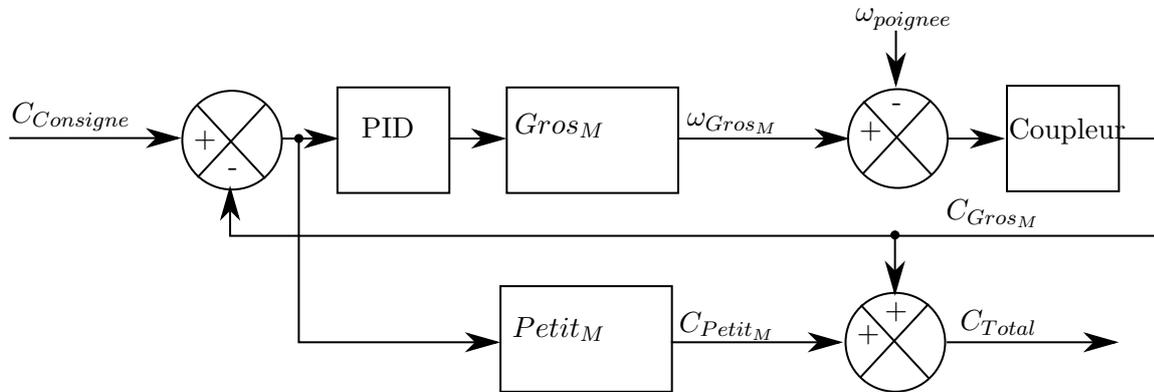


Figure 1.14: Schéma de fonctionnement de l'interface

Le fonctionnement de la transmission du gros moteur est illustré sur le schéma 1.15 : une différence de vitesse $\Delta\omega$ entre le gros moteur et la poignée tenue par l'utilisateur produit un déplacement relatif entre les aimants et le disque en aluminium (figure 1.15b). Ce déplacement induit des courants de Foucault dans le couplage. Ces courants de Foucault produisent des forces résistives qui forment le couple C_{Gros_M} en sortie du couplage. Un coefficient $b = 0,96 \text{ mN}\cdot\text{m}\cdot\text{s}/\text{rad}$ relie la différence de vitesse des deux moteurs et le couple produit.

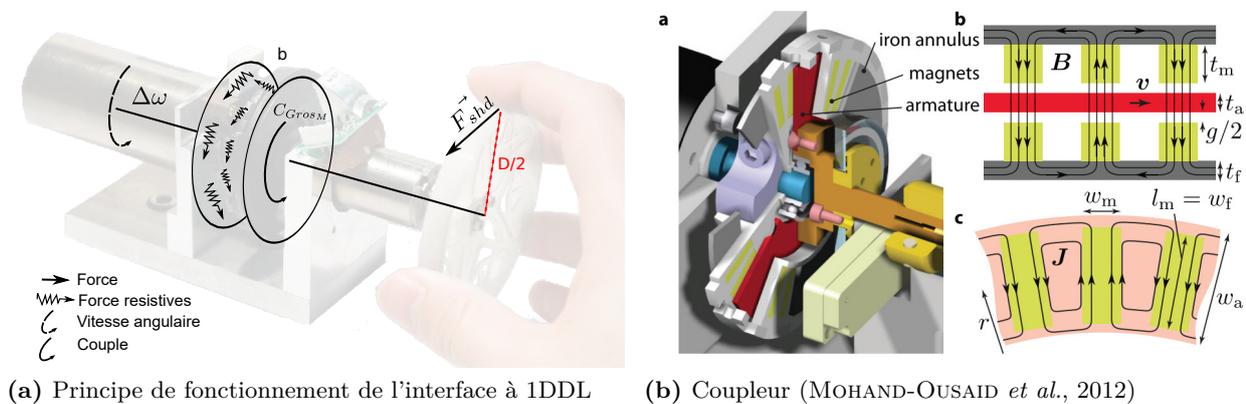


Figure 1.15: Détails de la transmission des efforts

Le petit moteur est utilisé dans une configuration dite «direct-drive», directement reliée à la poignée tenue par l'utilisateur. Ce moteur est commandé de façon à fournir la différence entre le couple de consigne $C_{Consigne}$ et le couple de gros moteur C_{Gros_M} . L'intégrateur au sein du contrôleur du gros moteur donne une erreur nulle en régime établi. Le petit moteur fonctionne ainsi seulement pendant les régimes transitoires. Ce fonctionnement intermittent autorise une utilisation du petit moteur au delà de son couple nominal sans surchauffe des bobinages.

Le couple C_{Gros_M} s'additionne à celui du petit moteur C_{Petit_M} et forme le couple total C_{Total} de l'interface. Le couple total de l'interface bénéficie de la rapidité de réaction du petit moteur et de la capacité du gros moteur à fournir des efforts importants de façon continue.

3.2.2 Capteur de force à 1 degré de liberté

Le capteur, illustré sur la figure 1.16, utilise un principe de mesure avec asservissement en position fixe. Une photodiode mesure la position de la partie mobile du capteur, en cas de déplacement l'actionnement électrostatique ramène le système à sa position initiale. Le système est considéré à l'équilibre et la force développée par l'actionnement correspond à la force appliquée sur le capteur. La partie mobile est guidée en translation par 5 fibres optiques. Cette solution apporte un guidage suivant une direction sans hystérésis.

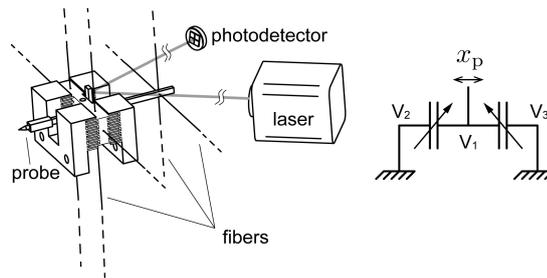


Figure 1.16: Détails de fonctionnement du capteur

La preuve de concept de ce capteur a été réalisée à l'échelle microscopique. L'actionnement employé est un peigne électrostatique utilisant des différences de potentiels allant jusqu'à 400 V en courant continu. La figure 1.16 représente le fonctionnement de l'actionnement, la partie mobile du capteur est relié à un potentiel fixe $V_1 = 200 \text{ V}$. Les deux armatures fixes sont relié à des potentiels variables tels que $V = -V_2 = V_3$ variant de -200 V à 200 V . La force développée par l'actionnement électrostatique est $f_a = 2CV_1V$, avec C la capacité linéique de l'actionneur.

Ce capteur présente des performances intéressantes (synthétisées dans le tableau 1.2) pour la mesure de forces à l'échelle du micro-monde. Une augmentation des performances de mesures est constatée pour la mesure de phénomènes à grande dynamique. Une amélioration significative est observée dans la mesure de forces capillaires par exemple. En revanche la bande passante limitée à 10 Hz est un inconvénient pour les phénomènes à haute dynamique de fréquence.

Caractéristique	Valeur
Fréquence de résonance	10 Hz
Résolution	0,4 μN
Masse	1,2 g
Plage de fonctionnement	$-400 \mu\text{N}$ à $400 \mu\text{N}$
Raideur	4 N/m

Tableau 1.2: Caractéristiques du capteur à peigne millimétrique (MOHAND OUSAID *et al.*, 2013)

3.2.3 Couplage bilatéral

Le schéma de commande de la chaîne de téléopération complète est représenté sur la figure 1.17. Les indications en bleu représentent des grandeurs numériques échantillonnées et le rouge des grandeurs réelles continues. En dehors de la commande de l'interface haptique et du

capteur de force, un couplage direct, similaire à celui de la figure 1.7a est identifié. Les gains homothétiques sont α_f pour les forces et α_x pour les déplacements.

Le schéma de couplage direct apporte une transmission des efforts la plus transparente. La stabilité est assurée par la passivité des systèmes maître et esclave. La suite de ce chapitre vérifie les conditions de stabilité de la chaîne de téléopération.

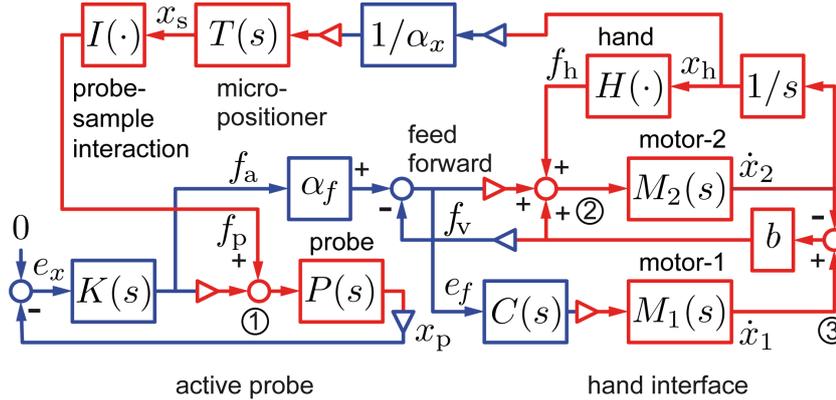


Figure 1.17: Schéma de contrôle de la chaîne complète (MOHAND OUSAID et al., 2014)

3.3 Performance de la chaîne à couplage direct

La conception repose sur des éléments conçus indépendamment et couplés ensemble. Des expériences ont été conduites en laboratoire et attestent de la transparence de l'ensemble. Aucune démonstration de la stabilité n'a pour l'instant été proposée et la suite de ce chapitre montre que cette solution est stable.

3.3.1 Caractérisation de la stabilité

La stabilité de la chaîne de téléopération peut être démontrée en vérifiant la passivité des éléments la composant. L'hypothèse retenue est que l'utilisateur et le milieu étudié sont des systèmes passifs. Cette hypothèse est communément admise dans l'étude de la stabilité de systèmes de téléopération. (COIFFET et KHEDDAR, 2002).

L'interface employée est un système à un degré de liberté utilisant deux moteurs couplés par un frein à courant de Foucault. Le coupleur dissipe de l'énergie et peut être assimilé à un système passif. Les seuls éléments actifs sont les moteurs lorsqu'ils sont couplés aux amplificateurs. Le petit moteur est contrôlé de façon à compenser les frottements et l'inertie. Un soin est apporté au réglage des gains pour ne pas sur-compenser. L'interface est alors assimilée à un système passif. Lorsque l'amplification du gros moteur est reliée au schéma de couplage, le moteur devient un système passif. Pour la description en quadripôles, l'interface est modélisée comme une masse dotée d'un frottement visqueux

$$C_m = \begin{bmatrix} 1 & M_m s - B_m \\ 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & z_m \\ 0 & 1 \end{bmatrix}$$

Le capteur utilisé est un système capacitif à mesure par compensation d'effort. La compensation d'effort met en jeu un schéma de commande et des amplifications qui nécessitent une étude plus poussée que pour l'interface haptique. Il est nécessaire d'étudier la fonction de transfert du système. La fonction de transfert, donnée dans (MOHAND OUSAID *et al.*, 2015; MOHAND OUSAID, 2013), possède une partie réelle positive sur toute la plage. Le système est passif d'après (1.3,1.4,1.5). Le capteur est modélisé par la matrice :

$$C_s = \begin{bmatrix} 1 & z_s \\ 0 & 1 \end{bmatrix}$$

Isolé, le schéma de couplage est un simple couplage direct. L'ajout des gains d'amplifications du capteur et des moteurs change la topologie du système. Les gains non symétriques ne satisfont pas les hypothèses de passivité dans le cas d'utilisation d'amplificateurs. En revanche il est possible de modéliser le couplage comme un système inconditionnellement stable en mode couplé. Le couplage est modélisé par une homothétie :

$$C_c = \begin{bmatrix} h_f & 0 \\ 0 & h_v \end{bmatrix}$$

En se basant sur une description en quadripôles «chaîne», le système de téléopération général est représenté sur la figure 1.18.

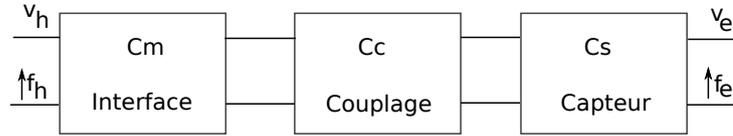


Figure 1.18: représentation en quadripôles de la chaîne de téléopération

La matrice de la chaîne de téléopération étudiée s'écrit alors :

$$C_T = C_m C_c C_s = \begin{bmatrix} 1 & z_m \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} h_f & 0 \\ 0 & h_v \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & z_s \\ 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} h_f & h_v z_m + h_f z_s \\ 0 & h_v \end{bmatrix}$$

La transparence mesure la capacité des systèmes à s'approcher d'un système idéal caractérisé par :

$$\begin{cases} f_h & = h_f f_e \\ v_h & = h_v v_e \end{cases}$$

Soit $C_{idéale} = \begin{bmatrix} h_f & 0 \\ 0 & h_v \end{bmatrix}$ où h_f et h_v représentent les homothéties en effort et en vitesse respectivement. La matrice C_T s'approche de la matrice $C_{idéale}$ au terme résiduel $h_v z_m + h_f z_s$ près. Ce terme est fonction de la dynamique de l'organe de commande et du manipulateur.

Si les homothéties du couplage sont définies telles que $Re(h_f) \geq 0$ et $Re(h_v) \geq 0$, alors :

$$2Re(h_f)Re(h_v) - |(h_v z_m + h_f z_s) \times 0| - Re((h_v z_m + h_f z_s) \times 0) = 2Re(h_f)Re(h_v) \geq 0$$

Le système vérifie alors les hypothèses (1.3,1.4 et 1.5) d'un système linéaire «inconditionnellement stable en mode couplé». D'après le critère de Llewellyn la chaîne de téléopération est stable.

3.3.2 Synthèse sur la chaîne de téléopération

Les travaux de (MOHAND OUSAID, 2013) présentent la conception d'une chaîne de téléopération à couplage bilatéral direct avec des systèmes maîtres et esclaves passifs. La stabilité de cette chaîne avec des gains asymétrique est montrée. Le couplage direct est une solution transparente pour relier les deux systèmes.

Ces résultats apportent la possibilité de concevoir les éléments de la chaîne de téléopération de manière indépendante. Le capteur et l'interface haptique sont vus comme deux sous-systèmes indépendants.

4 Objectifs de la thèse

Le projet de ma thèse s'inscrit dans les développements de chaîne de téléopération transparentes et stables pour interagir avec le micro-monde. Ces chaînes sont utilisées pour la réalisation de tâches concrètes. Des tâches d'injections ou d'assemblages, par exemple, bénéficient de l'apport de la manipulation transparente et stable.

La particularité de l'approche est d'exploiter les résultats obtenus sur la chaîne de téléopération proposée par (MOHAND OUSAID, 2013). La conception de la chaîne utilise des systèmes passifs. L'intérêt est porté sur deux systèmes de la chaîne de téléopération en particulier. Le premier système est l'interface haptique dédiée. Ce système doit être capable de restituer des efforts sans introduire de biais. Le second système est un outil de mesure spécifique. Il doit être adapté aux particularités dynamiques des interactions à du micro-monde.

Plusieurs aspects scientifiques sont pris en considération dans continuité de ce travail. Trois grandes problématiques sont dégagées. La première contribution scientifique concerne **l'optimisation de l'interface haptique avec des considérations sur la perception humaine**. Des critères inspirés des performances sensorimotrices et un capteur de force spécifique sont utilisés pour la caractérisation d'interfaces haptiques. La deuxième contribution porte sur **l'amélioration des performances du capteur de force**. Dans l'optique de mesurer précisément les interactions à l'échelle du micro-monde, une dynamique élevée est nécessaire. Une grande bande passante est obtenue sur une plage de mesure importante. La troisième contribution apporte une **extension à plusieurs degrés de libertés** des performances de l'interface haptique. Une nouvelle interface haptique est proposée. Cette nouvelle interface conserve les performances de stabilité et de transparence de l'interface à un degré de liberté.

Ces différents aspects sont abordés au travers des chapitres 2, 3 et 4 de ce manuscrit.

- Le chapitre 2 aborde **l'optimisation de l'interface haptique à un degré de liberté sur la base des limites de perception humaine**. Des optimisations de la commande sont proposées en prenant les seuils humains en compte. Ces optimisations concernent la précision du ressenti en effort. Un capteur de force est aussi proposé pour mesurer la force effective de l'interface et ainsi caractériser en détail ses performances. Enfin une expérience de mesure de seuil humain caractérise la sensibilité aux changements lents de forces et ouvre un nouvel axe d'optimisation : les forces à grandes dynamiques sont favorisées. Cette expérience a pour but la possibilité d'adapter la commande de l'interface haptique et obtenir une limitation de l'échauffement et de la perte d'énergie.
- Le chapitre 3 présente la conception de capteurs d'efforts basés sur la réalisation précédente. Le fonctionnement général du précédent capteur à un degré de liberté est conservé et deux axes d'optimisation sont étudiés. La principale problématique technique est **l'optimisation de la bande passante en fréquence**. Une première approche consiste en une miniaturisation du capteur afin de réduire la masse. Un prototype à l'échelle microscopique est conçu en utilisant des techniques de fabrication MEMS. Une fréquence de résonance supérieure au kilohertz est obtenue. Les procédés de fabrication des MEMS présentent des délais importants. En réponse à ces délais, un second prototype est développé en parallèle à l'échelle macroscopique. Ce prototype présente une nouvelle approche conçue pour augmenter la bande passante. Un nouveau guidage est proposé, sur une base d'un coussin d'air, sans raideur. Les performances des capteurs sont caractérisées et comparées aux objectifs.
- Le chapitre 4 a pour objectif d'obtenir sur **plusieurs degrés de liberté les performances de l'interface précédente**. Une nouvelle interface transparente est présentée. Les objectifs de cette interfaces sont une inertie réduite, pas de frottement et une production de force à haute dynamique. Cette interface utilise une combinaison novatrice (HAYWARD *et al.*, 2017) de moteurs à induction linéaire et d'un palier à air. Le palier à air apporte une solution de guidage plan sans frottement. L'utilisation de moteurs à induction contribue à réduire l'inertie de l'interface. Ces moteurs produisent un actionnement à distance. Les problématiques de conception sont abordées, en particulier la conception des moteurs et la mesure de position de l'interface. Les performances de l'interface sont caractérisées par des mesures et des tests utilisateurs.

Une conclusion générale rappelle les éléments essentiels et présente des perspectives autour de ce projet.



Caractérisation et optimisation des performances de l'interface

Sommaire

1	Fréquence d'échantillonnage de l'interface	26
2	Optimisation des performances de l'interface	27
2.1	Problématique de la résolution des encodeurs	28
2.2	Tolérances sur la mesure de vitesse	29
2.3	Comparaison des différentes méthodes de mesure de vitesse	30
2.4	Synthèse des méthodes de mesure de vitesse	33
3	Caractérisation de la force générée par l'interface	33
3.1	Conception d'un capteur adapté	34
3.2	Validation de la force produite	36
4	Étude de la sensibilité aux changements de force	42
4.1	Hypothèse de l'adaptation aux forces	42
4.2	Pilote de l'Expérience	44
4.3	Expérience sur un plus grand nombre de sujets	45
5	Conclusion	52

L'interface haptique, ou système maître, est le lien entre l'utilisateur et la chaîne de téléopération. C'est un élément déterminant de la conception de notre chaîne de téléopération. Sa capacité à rendre les efforts conditionne directement les performances de la totalité du système. Les travaux de l'ISIR s'intéressent à la téléopération à des échelles micro et nanoscopiques. À ces échelles les forces sont peu intuitives et il est d'autant plus crucial de fournir un rendu précis afin d'optimiser la compréhension des phénomènes.

Dans ce chapitre, une optimisation de l'interface à un degré de liberté est proposée. Les objectifs sont principalement une amélioration de la performance et de la fiabilité tout en apportant une plus grande transportabilité. Une première recherche s'intéresse à améliorer le compromis entre la mesure de vitesse et la fréquence d'échantillonnage du système. Cette optimisation apporte une mesure de la vitesse fiable, pour les grandes et les petites vitesses, sur des systèmes fonctionnant aux fréquences utiles pour les systèmes haptiques. Dans le cas de l'interface utilisée dans ce chapitre, cette mesure de vitesse est reliée à la force produite. La qualité de la mesure de vitesse conditionne ainsi la précision des efforts produits.

Motivé par la volonté de fournir un retour d'effort plus précis et plus fiable, un deuxième thème concerne la caractérisation des efforts produits par l'interface. Une partie de l'interface fonctionnant en boucle ouverte, les efforts produits n'ont jamais été mesurés. Les études sur les performances de l'interface sont basées sur des retours utilisateurs. Un capteur de couple est intégré à l'interface et fournit une mesure fiable du couple. Ce travail de caractérisation des efforts induit une meilleure modélisation de la réponse de l'interface et des perspectives d'application renforcées.

Pour exploiter l'interface, l'un des enjeux est de limiter les variations de température du coupleur. De trop grandes variations de température modifient le coefficient de couplage et les efforts produits par l'interface ne sont plus précis. Afin de réduire l'échauffement de l'interface au cours du temps, une nouvelle approche s'intéresse à la capacité de ressentir les changements de force. L'objectif est de diminuer progressivement la force de l'interface pour refroidir le coupleur, sans que la variation ne soit ressentie. Le temps nécessaire pour qu'une variation d'effort ne soit pas ressentie est mesuré. Ces résultats sont implémentés dans un filtre en sortie de commande.

Une première problématique est liée au fonctionnement discret de l'interface. La fréquence d'échantillonnage de l'interface est un paramètre à optimiser en fonction des fréquences des forces à produire. Cette fréquence est définie dans la suite de ce chapitre. Des considérations sur les fréquences perceptibles sont utilisées pour définir cette fréquence de fonctionnement.

1 Fréquence d'échantillonnage de l'interface

L'interface présentée précédemment présente un fonctionnement discret. Le système de contrôle fonctionne à une fréquence fixée et les calculs de forces et de vitesses dépendent des pas de temps liés à cette fréquence. La restitution transparente de phénomènes haptiques impose un fonctionnement haute fréquence. Le doigt est en effet capable de détecter des phénomènes à des fréquences allant jusqu'à 500 Hz (VERRILLO, 1985; BRISBEN, HSIAO et K. JOHNSON, 1999). Cette fréquence peut être reliée à la fréquence de fonctionnement, ou d'échantillonnage, de l'interface. Le théorème d'échantillonnage (SHANNON, 1949) ci-dessous, relie la fréquence d'échantillonnage et la fréquence des signaux traités.

Théorème 6 (Théorème d'échantillonnage). *L'échantillonnage d'un signal exige un nombre d'échantillons par unité de temps supérieur au double de l'écart entre les fréquences minimale et maximale qu'il contient.*

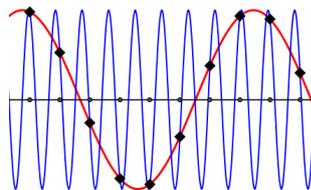


Figure 2.1: Illustration du théorème d'échantillonnage

La figure 2.1 illustre la problématique de sous-échantillonnage, la courbe bleue et la courbe rouge présentent les mêmes échantillons pour la fréquence d'échantillonnage représentée. Afin

de restituer des phénomènes à des fréquences allant jusqu'à 500 Hz il est donc nécessaire d'avoir une boucle de commande s'exécutant à une fréquence supérieure à 1 kHz.

Un objectif de fonctionnement de l'interface est ainsi une fréquence d'échantillonnage supérieure à 1 kHz. Cette fréquence est imposée par la volonté de produire des forces à des fréquences s'approchant de 500 Hz.

2 Optimisation des performances de l'interface

L'interface précédemment développée repose sur l'utilisation de deux moteurs couplés par un embrayage à courants de Foucault (MILLET, 2009). L'inertie ressentie de cette interface est de 6 g et la friction de 0,004 N. Le couple maximal de l'interface est de 200 mN·m. Le principe de fonctionnement de l'interface est emprunté aux systèmes hi-fi audio, un gros moteur fournit les basses fréquences et le petit moteur apporte la haute dynamique. Le couplage visqueux masque l'inertie du gros moteur, l'utilisateur ne ressent que l'inertie de la poignée et du rotor du petit moteur.

La première version de cette interface a été conçue comme une preuve de concept. Les travaux de cette thèse présentent notamment une optimisation de cette interface afin de la rendre plus fiable et facilement transportable. Cette amélioration est nécessaire pour utiliser l'interface avec plusieurs systèmes de téléopération et passer d'une preuve de concept à un prototype.

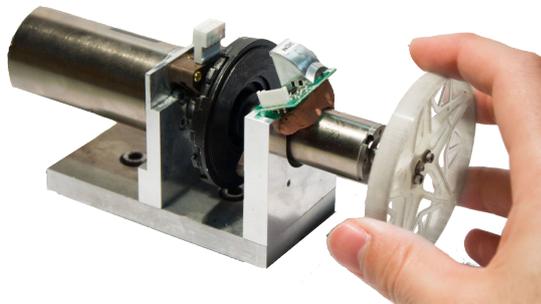


Figure 2.2: *Version optimisée*

Un premier objectif d'optimisation a constitué en un travail sur les différents éléments afin d'obtenir une version de cette conception plus fiable tout en gardant des performances similaires. Un nouveau modèle est conçu, illustré en figure 2.2. Il comporte des moteurs spécifiquement choisis et configurés pour cette application. Le coupleur à courant de Foucault est optimisé et les parties imprimées en 3D sont en aluminium usiné. Ce choix améliore la dissipation de chaleur. Cette amélioration a pour conséquence directe un coefficient de couplage b avec moins de variations pendant les utilisations prolongées de l'interface.

Dans la conception de l'interface précédente, le système temps réel sur lequel la commande est implémentée s'exécute sur un ordinateur de bureau. Le lien entre cet ordinateur et l'interface est assuré par une carte de contrôle de National Instrument. Cette solution apporte un fonctionnement à haute fréquence ainsi qu'une grande fiabilité dans le traitement des signaux. En revanche un inconvénient majeur est l'encombrement ainsi que la difficulté à déplacer l'inter-

face et à l'utiliser avec d'autres systèmes. La commande de la nouvelle interface est portée sur un microprocesseur. Ce microprocesseur remplace le système de traitement temps réel et apporte une solution portable. Ce changement contribue à améliorer la polyvalence de l'interface et l'utilisation sur différentes chaînes de téléopération.

Une attention particulière est accordée au choix des codeurs de position. Une volonté d'utiliser des codeurs de résolutions courantes conduit à une réduction de la précision de la mesure de vitesse. Cette problématique est détaillée dans la suite de ce chapitre.

2.1 Problématique de la résolution des encodeurs

La mesure de la vitesse du gros moteur conditionne directement la précision des forces ressenties au niveau de la poignée par l'utilisateur. Le couple en sortie du coupleur n'est pas mesuré mais estimé en utilisant le coefficient de couplage et la différence de vitesse entre les moteurs.

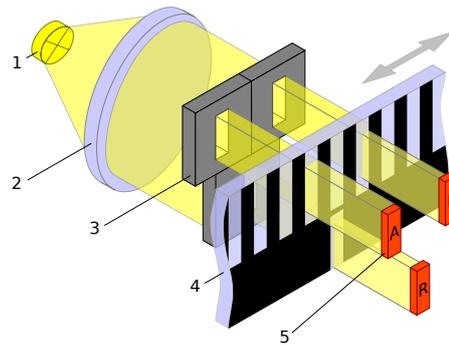


Figure 2.3: Codeurs incrémentaux

Cette mesure de vitesse est obtenue en dérivant le signal de deux encodeurs incrémentaux. Une illustration du principe de fonctionnement de ces capteurs est donnée en figure 2.3 : les capteurs A et B (5 sur la figure), mesurent le déplacement d'une bande (4). Dans le cas d'un codeur optique la bande présente une succession de fenêtres laissant passer la lumière et d'autres la bloquant. Les capteurs optiques A et B codent l'information de déplacement en fonction de l'alternance de fentes passant devant eux. L'information est donc codée de façon discrète et la plus petite mesure de déplacement est directement liée au nombre d'incrément sur la roue codeuse (4 sur la figure).

Les codeurs optiques haute résolution utilisés sur le premier prototype comportent 1 638 400 incréments par tour. À ce niveau de résolution, en cas de rotation rapide, il arrive que la capacité de traitement des codeurs soit dépassée : la fréquence des changements dépasse la fréquence maximale de détection du capteur optique. Avec le capteur à 1 638 400 incréments, la vitesse maximale est de 31 rad/s. Cette vitesse est dépassée par le gros moteur pour des efforts supérieurs à 29,76 mN·m. Il en résulte une mesure de vitesse nulle et le contrôle de l'interface est inopérant.

À l'inverse l'utilisation de capteurs de faible résolution entraîne des imprécisions sur la mesure de vitesse. En fonctionnement à fréquence d'échantillonnage élevée, les basses vitesses ne sont

pas mesurées. L'objectif de la suite de ce chapitre est d'implémenter une mesure de vitesse qui compense la faible résolution des encodeurs. Une première partie s'intéresse à définir une plage d'erreur en vitesse basée sur les capacités de perceptions de force.

2.2 Tolérances sur la mesure de vitesse

Pour définir une marge d'erreur acceptable de cette mesure de vitesse, les seuils de perception humaine sont utilisés. Dans le cadre d'une interface haptique il n'est pas utile de rendre des efforts que l'utilisateur ne serait pas capable de ressentir.

- Le premier facteur est la force minimale qu'un utilisateur peut ressentir à l'extrémité de son doigt F_{shd} ¹. Cette force est mesurée dans la littérature (MILLET *et al.*, 2009 ; KING, DONLIN et HANNAFORD, 2010) à 10^{-2} N.
- Le deuxième facteur employé est la plus petite différence de force pouvant être ressentie². Celle-ci correspond à la force minimale qu'il faut exercer pour que l'utilisateur détecte un changement et dépend de la force à laquelle il est déjà soumis. Ce facteur est ainsi exprimé de façon relative, en pourcentage et il est compris entre 5% et 10% (ALLIN, MATSUOKA et R. KLATZKY, 2002 ; PANG, TAN et DURLACH, 1991).

Ces facteurs s'appliquent au niveau de la poignée tenue par l'utilisateur. Il faut traverser les différentes conversions d'énergie pour obtenir la relation les reliant à la vitesse. Comme l'illustre la figure 1.15a, la première étape convertit la force linéaire au niveau de la pulpe du doigt en un couple au niveau de l'axe moteur. Dans l'interface utilisée, la poignée possède un diamètre $D = 70$ mm. La transformation suivante est le coupleur visqueux à courant de Foucault.

En utilisant les considérations précédentes, une zone de tolérance de perception de variation de vitesses $\delta\omega$ est définie. Tant que la vitesse reste dans cet intervalle de confiance, l'utilisateur ne devrait pas ressentir de différence. La limite est formulée par la relation suivante :

$$\delta\omega = \omega \times k_{JND} + F_{shd} \frac{D}{2b} \quad (2.1)$$

Où ω représente la vitesse, k_{JND} la plus petite différence de force pouvant être ressentie et b le coefficient de couplage du coupleur à courants de Foucault.

Afin d'illustrer les problèmes rencontrés avec un encodeur de faible résolution, une première mesure est effectuée avec un encodeur à 1024 incréments (Figure 2.4). L'intervalle bleu représente la zone de tolérance $\delta\omega$. Cet intervalle est tracé à l'aide d'une mesure de vitesse obtenue à l'aide d'un encodeur de haute résolution. La mesure de la vitesse obtenue avec l'encodeur à basse résolution est tracée en noir. La mesure de la vitesse dépasse de l'intervalle de tolérance. Cette propriété se traduit par des vibrations au niveau de la poignée tenue par l'utilisateur.

Un des objectifs de cette interface est un fonctionnement avec une vitesse d'échantillonnage de 1 kHz (section 1). Il est possible de calculer la résolution en vitesse des encodeurs en fonction de leur nombre d'incrémentes pour cette fréquence, si une méthode numérique de différences finies (explicitée en annexe C section 1) est utilisée.

1. Smallest Human-detectable force
2. Just-noticeable difference

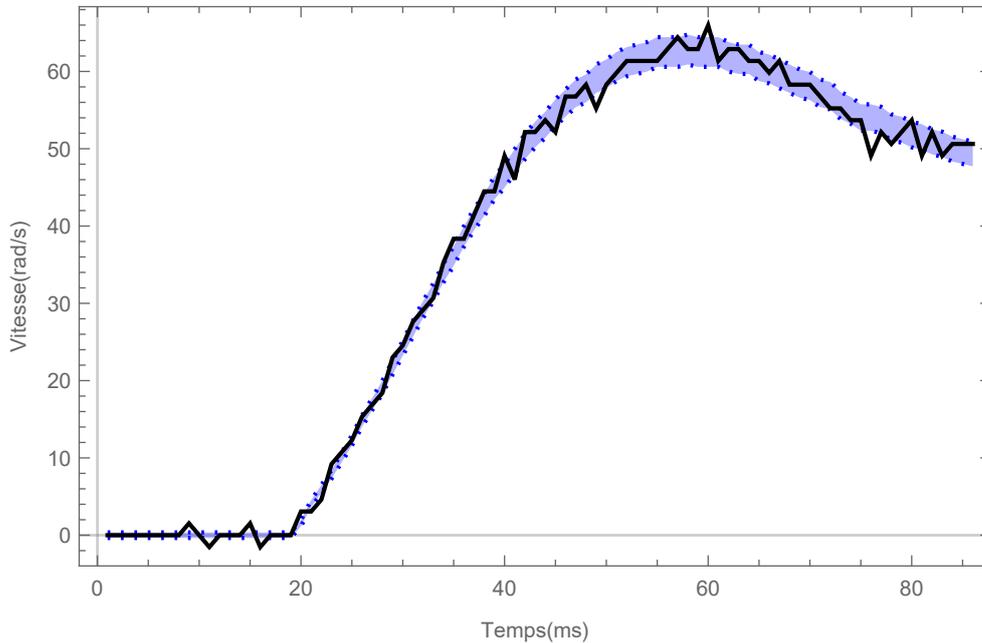


Figure 2.4: *Mesure de vitesse avec encodeur faible résolution et intervalle de tolérance*

Les résultats, dans le tableau 2.1, sont reliés à la résolution en force correspondante à l'aide de la formule 2.1. Cette résolution en force est à comparer avec le seuil de perception humaine $F_{shd} = 10 \text{ mN}$ (KING, DONLIN et HANNAFORD, 2010). Il apparaît que la limite est l'utilisation d'un capteur à 5 000 incréments.

Nombre d'incrément	Plus petite vitesse mesurable (rad/sec)	Résolution en force (mN)
1 638 400	0.0038	0.104
81 920	0.077	2.11
5 000	0.31	8.5
1 024	1.53	42

Tableau 2.1: Résolution en force en fonction des résolutions des encodeurs

Ces résultats se basent cependant sur une méthode numérique simple et il est sans doute possible d'utiliser des encodeurs de plus faibles résolutions tout en garantissant une bonne résolution à des fréquences élevées.

2.3 Comparaison des différentes méthodes de mesure de vitesse

La volonté d'améliorer la précision de la mesure de vitesse conduit à comparer différentes méthodes de mesure sur l'interface. Le caractère haute fréquence des vibrations favorise l'utilisation d'un filtrage passe-bas, un filtre de premier ordre est implémenté. Une approche plus complexe est proposée avec le fenêtrage adaptatif de premier ordre. Cette méthode adapte le comportement filtrant à la dynamique générale du signal d'entrée. Deux filtres de Kalman sont aussi implémentés : un premier filtre de Kalman avec un modèle très général et un second avec

un modèle plus précis du système. Les détails des algorithmes et de leurs implémentations sont donnés en annexe C.

Le tableau 2.2 présente les méthodes de calculs pour les filtres ou les éléments caractéristiques dans le cas des filtres de Kalman. Toutes les formules sont données pour un système discret de période d'échantillonnage T_s .

Méthode	Calcul de la vitesse à l'instant t
Différences finies	$\omega_t = \frac{\theta_t - \theta_{t-1}}{T_s}$
Passe-bas	$\omega_t = \omega_{t-1} + \frac{T_s}{\tau + T_s} \left(\frac{\theta_t - \theta_{t-1}}{T_s} - \omega_{t-1} \right)$
Kalman sans modèle	$x(t) = \begin{bmatrix} \theta(t) \\ \omega(t) \\ \gamma(t) \end{bmatrix} \quad A = \begin{bmatrix} 1 & T_s & \frac{T_s^2}{2} \\ 0 & 1 & T_s \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad H = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad G = I_3$ $\begin{cases} x_{t+1} = Ax_t + Gw_t \\ y_{t+1} = Hx_t + e_t \end{cases}$
Kalman avec modèle électro-mécanique du système	$x(t) = \begin{bmatrix} \theta(t) \\ \omega(t) \\ I(t) \end{bmatrix}$ $A = \begin{bmatrix} 1 & T_s & 0 \\ 0 & 1 - \frac{b}{J}T_s & \frac{K_t}{J}T_s \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad B = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}, \quad H = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad G = I_3$ $\begin{cases} x_{t+1} = Ax_t + BI_t + Gw_t \\ y_{t+1} = Hx_t + e_t \end{cases}$
Fenêtrage Adaptatif	$\omega_t = \frac{i \sum_{j=0}^i \theta_{t-j} - 2 \sum_{j=0}^i j \theta_{t-j}}{T_s i(i+1)(i+2)/6}$ <p>Avec i le plus grand possible sous certaines conditions</p>

Tableau 2.2: Synthèse des méthodes de mesure de vitesse

Ces différentes méthodes sont employées en simultané sur l'interface haptique afin de comparer leurs efficacités. Un exemple de mesure dans le cadre d'un régime transitoire est donné en figure 2.5.

Sur cette figure l'intervalle de tolérance est tracé en gris clair. Il apparaît clairement que certaines méthodes ne sont pas exploitables pour un système fiable et précis. Il est en revanche difficile de départager le fenêtrage adaptatif et le filtre de Kalman avec modèle ainsi que de déterminer si leurs résultats sont meilleurs que les différences finies.

La figure 2.6 dresse la synthèse des différentes méthodes employées. Les distances moyennes sont calculées par rapport à l'intervalle de tolérance de chacune des méthodes sur une période donnée. Les distances sont ensuite normalisées de telle sorte que les différences finies soient la méthode de référence avec une distance de 1 (soit 100%). Les résultats sont tracés pour deux situations : uniquement le régime transitoire ainsi que sur la totalité de la mesure. Ces études sont ensuite représentées sur une échelle logarithmique.

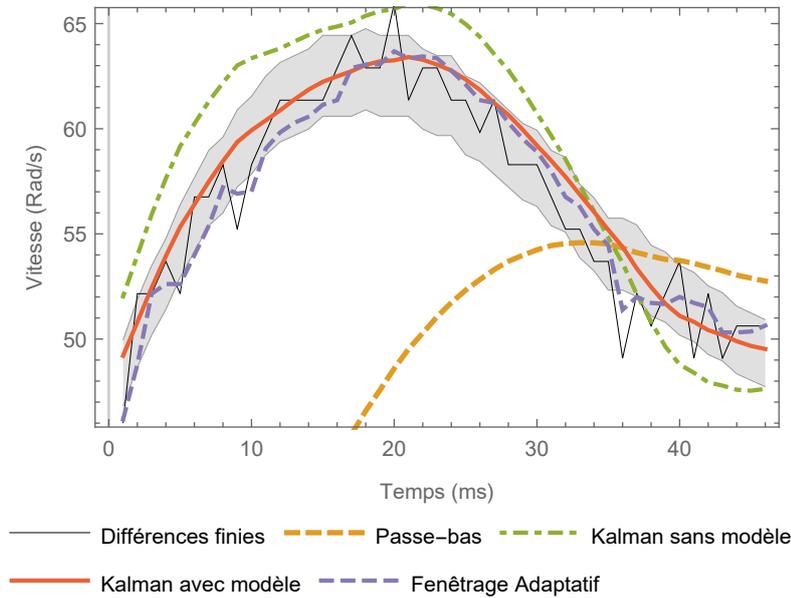


Figure 2.5: Réponses des méthodes d'estimation pour un régime transitoire

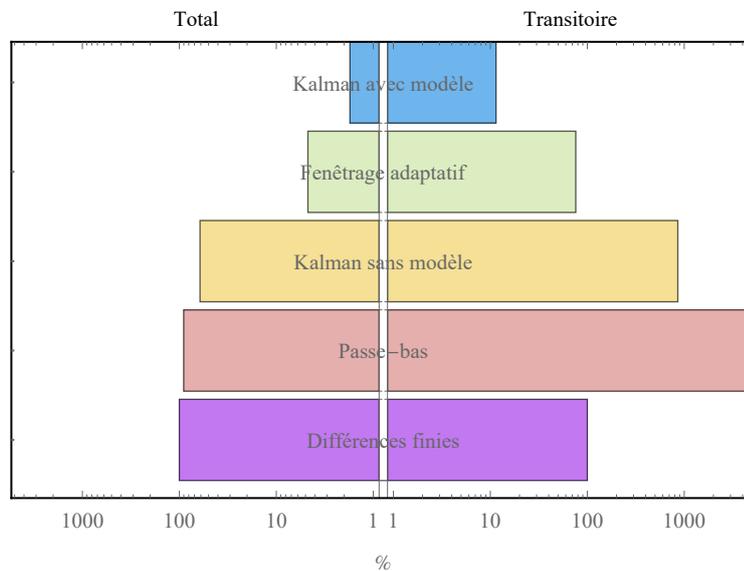


Figure 2.6: Histogramme de synthèse sur les méthodes d'estimation de vitesse

Il est observé que pour le régime transitoire, seul le fenêtrage adaptatif et le filtre de Kalman avec un modèle réaliste fournissent des résultats satisfaisants. Dans la situation où toute l'étude est prise en compte, toutes les méthodes présentent moins de bruit que la méthode de différence finie. En revanche, la différence est nettement plus importante dans le cas du fenêtrage adaptatif et du filtre de Kalman avec modèle réaliste.

2.4 Synthèse des méthodes de mesure de vitesse

L'utilisation d'un filtre de Kalman avec un modèle du système apporte la mesure de vitesse la plus précise. Les bons résultats s'expliquent par l'utilisation combinée de prédictions sur l'état du système et de mesure venant des capteurs. La précision de cette méthode dépend cependant de la précision des paramètres du système identifiés. Dans le cas où le système ne peut être modélisé précisément, le fenêtrage adaptatif de premier ordre présente les meilleurs résultats. Cette méthode offre des performances satisfaisantes et présente une faible latence.

Au niveau de la charge computationnelle, la différence est négligeable sur les solutions temps réel utilisées lors de l'étude. En revanche le fenêtrage adaptatif est plus coûteux que le filtre de Kalman à cause de la régression linéaire et des mesures de distance. Ces derniers sont plus complexes que des produits et des sommes de matrices du filtre de Kalman. Dans le cas d'une implémentation sur un micro-contrôleur, ce point peut favoriser l'utilisation d'un filtre de Kalman.

Pour l'interface à un degré de liberté, l'utilisation d'encodeur de faible résolution est possible avec le filtre de Kalman avec un modèle précis. L'injection de la commande en courant du moteur dans l'étape de prédiction apporte une réactivité inégalée par les autres filtres. Il est aussi possible d'augmenter la fréquence d'échantillonnage du contrôleur en gardant la même résolution d'encodeurs sans subir de dégradations de la précision des efforts générés. Ces résultats améliorent la polyvalence de l'interface.

En synthèse, avec une nouvelle interface et des capteurs basses résolutions, les performances de la preuve de concept sont atteintes. Il est donc possible de choisir des encodeurs de plus faible résolution et de compenser par une méthode de mesure de vitesse plus avancée, sans que le ressenti ne soit affecté. Pour l'interface à un degré de liberté, un filtre de Kalman avec un modèle précis de l'interface est implémenté.

Les résultats de cette étude sont validés par des mesures de vitesse utilisant un codeur haute résolution. Une validation de la précision des forces produites, et plus généralement, la validation des performances de cette interface nécessite d'introduire une mesure de force en sortie du système. Cette mesure de force apporte des informations sur les forces réellement ressenties par l'utilisateur. La section suivante traite de cette problématique.

3 Caractérisation de la force générée par l'interface

Les précédents travaux proposent une estimation de la force produite qui utilise les mesures de vitesse et le courant envoyé dans le petit moteur. Cette estimation de force est employée pour caractériser les performances de l'interface.

Il est pourtant raisonnable d'émettre une critique quand à la précision de ces résultats. Plusieurs facteurs d'incertitude entrent en jeu :

- la précision du courant envoyé ;
- l'estimation du couplage visqueux ;
- l'échauffement du coupleur ;

- les frottements et inerties du système.

Pour qualifier la précision de ce choix une mesure à l'aide d'un capteur de force de la sortie réelle du système est proposée.

3.1 Conception d'un capteur adapté

Les capteurs commercialisés pour la mesure de couple ne sont pas adaptés au diamètre de l'axe de l'interface. Un couplage doit être inséré et son inertie s'ajoute à l'interface. De plus un capteur de couple ne bloquant pas la rotation doit être employé pour mesurer les forces pendant son fonctionnement et quand un utilisateur la manipule. Ces capteurs augmentent fortement l'encombrement de l'interface et ne satisfont pas nos exigences d'intégration et de faible inertie.

Le choix proposé est de concevoir et fabriquer un nouveau capteur pour réaliser spécifiquement ces mesures en suivant le cahier des charges du tableau 2.3. Ces mesures sont déterminées à partir des premières estimations sur les performances de l'interface. La conception de ce capteur est un réel enjeu pour fournir une mesure du couple pendant l'utilisation habituelle de l'interface.

Caractéristique	Valeur
Plage de mesure	-150 N·mm à 150 N·mm
Bande passante	1 kHz
Résolution	<1 N·mm

Tableau 2.3: Cahier des charges du capteur de couple

Le principe de mesure repose sur l'utilisation de jauges de contraintes sur les axes radiaux. Celles-ci vont mesurer les déformations angulaires, le couple peut ainsi être déduit. Les axes radiaux sont conçus pour présenter une déformation linéaire en fonction du couple exercé. Le nouveau système est conçu pour remplacer la poignée de l'interface. Cette conception entraîne une utilisation en conditions d'utilisation usuelles de l'interface.

3.1.1 Conception mécanique

Un prototype numérique est optimisé à partir de simulations par éléments finis du logiciel PTC Creo³. Ce logiciel est exploité pour affiner la conception des rayons pour obtenir des déformations linéaires. Le système conçu est léger et est capable de subir un effort maximal de 200 N·mm sans qu'interviennent des déformations plastiques. Le capteur peut donc être utilisé sur l'interface sans risque de déformation plastique même en cas de manipulation à des consignes élevées.

3. <http://www.ptc.com/cad/creo/simulate>

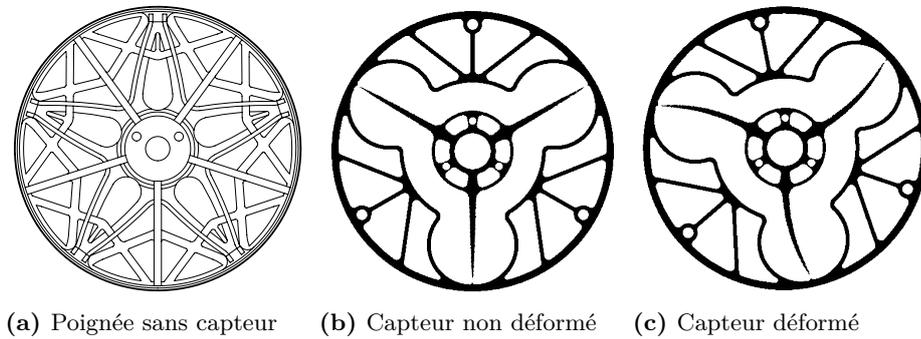


Figure 2.7: Simulations numériques du capteur

Les résultats des simulations sont représentés sur la figure 2.7. La poignée initiale du capteur est représentée pour référence (figure 2.7a). La partie centrale du capteur est fixée sur l'axe du petit moteur. L'utilisateur manipule la partie périphérique du capteur. En absence de couple, les axes radiaux sont droits, comme illustré sur la figure 2.7b. Lorsque qu'un couple est exercé les axes radiaux se courbent (figure 2.7c). Cette déformation est mesurée par les jauges de contraintes.

Une version en aluminium est ensuite réalisée en utilisant des procédés de découpe à fil par électroérosion. Les jauges de contraintes sont collées et l'amplification d'instrumentation est insérée sur le capteur. Le résultat est illustré en figure 2.8.

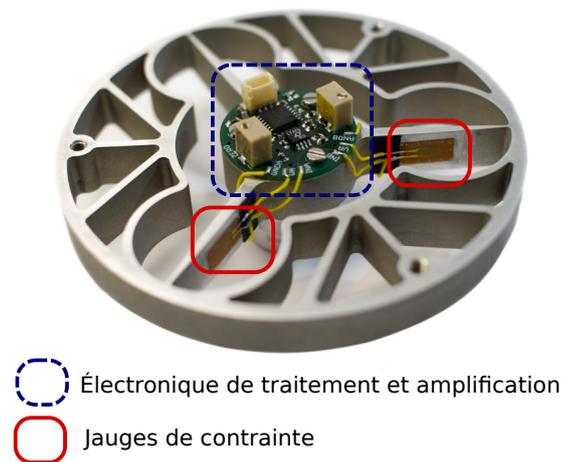


Figure 2.8: Capteur de force

Les jauges de contrainte mesurent la déformation des axes radiaux. Les mesures de quatre jauges sont utilisées dans une configuration de pont de Wheatstone. Cette configuration élimine les variations parasites et améliore la précision. Un filtre supprime les signaux de fréquence supérieure à 2 kHz. Une tension analogique proportionnelle au couple est ainsi produite par le capteur.

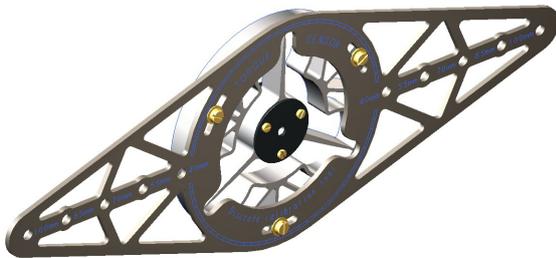
3.1.2 Étalonnage

Une règle d'étalonnage (figure 2.9a) est utilisée pour mesurer la réponse du capteur en fonction de différents couples connus. La règle est vissée sur le capteur de force et la partie centrale du capteur est immobilisée. Des poids calibrés sont suspendus à des différentes distances du centre et produisent les couples utilisés pour la calibration.

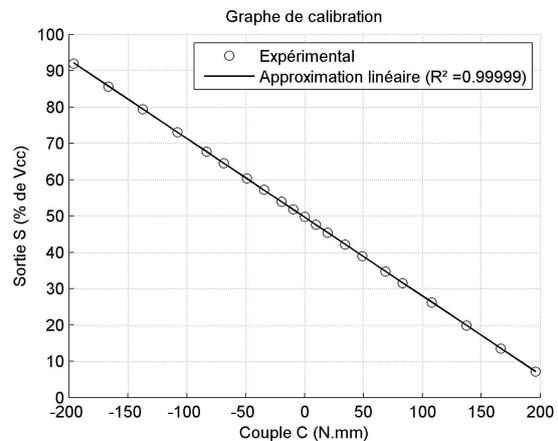
Les mesures sont exploitées pour tracer la courbe de la figure 2.9b. Le fonctionnement est très fortement linéaire avec un coefficient de corrélation de 0,999 99. Une approximation linéaire est utilisée pour obtenir la formule :

$$C_{Mesuré} = \frac{1}{\alpha} \left(\frac{100}{2^n} S - \beta \right) \quad (2.2)$$

Avec $C_{Mesuré}$ le couple mesuré, S le signal du capteur, n la résolution du convertisseur analogique-numérique, $\alpha = -0,2166$ et $\beta = 49,6438$ les paramètres de la régression linéaire.



(a) Système d'étalonnage du capteur de couple



(b) Résultats de calibration

Figure 2.9: Étalonnage du capteur de force

3.2 Validation de la force produite

Le capteur est ensuite relié sur le système et l'interface haptique est utilisée pour restituer une série de créneaux de couple dans le but de mesurer la fiabilité et la précision de l'interface. L'interface est utilisée dans sa configuration avec un couplage en aluminium. La méthode d'estimation de vitesse implémentée est le fenêtrage adaptatif de premier ordre, le filtre de Kalman avec modèle est écarté pour ne pas dépendre de l'identification du système.

3.2.1 Précision de la force

La première problématique étudiée porte sur la précision des forces produites par l'interface. À cet effet, l'erreur statique est mesurée. Deux situations sont comparées : dans le premier cas, les deux moteurs sont en fonctionnement (figure 2.10a) ; dans le second cas le petit moteur est éteint (figure 2.10b).

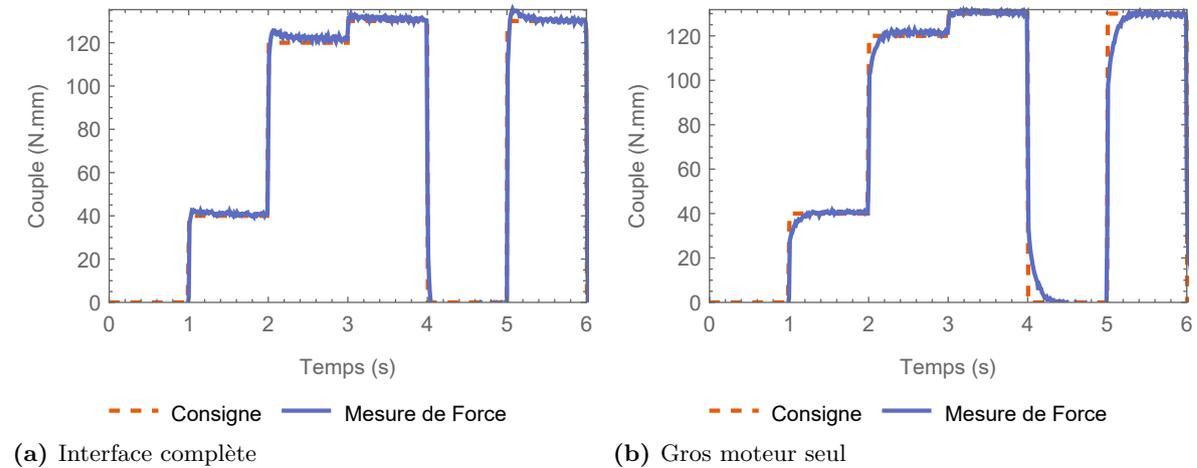


Figure 2.10: Profil de force

Configuration	Dépassement de consigne	Erreur statique
Interface complète	5%	<2%
Gros moteur seul	0%	<2%

Tableau 2.4: Synthèse de la précision des forces produites

La tableau 2.4 récapitule les résultats mesurés sur les expériences de la figure 2.10. Dans les deux situations l'erreur statique est inférieure à 2% de la consigne. Ce résultat est inférieur au seuil de perception humaine (entre 5% et 15%). La précision de restitution du couple est validée.

Le petit moteur fonctionne uniquement dans les régimes transitoires. Les erreurs statiques de l'interface complète et du gros moteur seul sont ainsi comparables. Ce résultat confirme le fonctionnement correct de la boucle de commande (figure 1.14) du gros moteur.

Une première approche de l'amélioration de la dynamique est visible sur la figure 2.10. Lors de créneaux avec des grandes variations (à 4s et 5s), le gros moteur seul nécessite plus de temps pour atteindre la consigne. L'interface présente en revanche un dépassement de 5% de la consigne. Ce dépassement reste en dessous du seuil de perception et peut être réduit en diminuant les paramètres de commande du petit moteur. La suite du chapitre s'intéresse plus précisément aux améliorations de dynamique de l'interface avec une étude des temps de réponse.

3.2.2 Mesure des temps de réponses

La mesure des temps de réponse confirme les performances dynamiques de l'interface et sa capacité à fournir des couples élevés dans un temps très réduit. La figure 2.11 représente le temps d'établissement à 5% de l'interface pour une consigne de couple élevée. Dans le but de valider l'apport d'une configuration à deux moteurs, le temps de réponse de l'interface entière est comparé avec le temps de réponse des deux moteurs utilisés indépendamment.

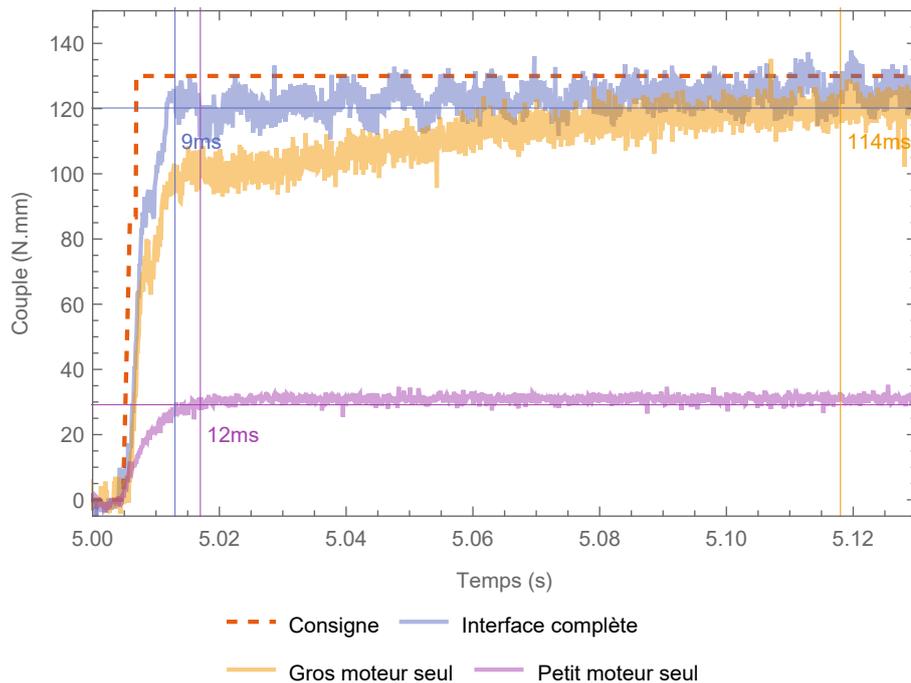


Figure 2.11: Temps d'établissement

Le temps de réponse de l'interface complète est de 9 ms pour une consigne de 130 mN.m. C'est dix fois plus que les résultats annoncés dans (MOHAND OUSAID, 2013) mais ces résultats ne prenaient pas en compte les temps de réaction des amplificateurs en courant et les temps de réponses des moteurs. À titre de comparaison, le temps de réponse humain à un stimuli tactile avoisine 0,385 ms (NG et CHAN, 2012). Le temps de réponse de l'interface correspond à un fonctionnement idéal en temps réel à 100 Hz.

En synthèse, l'interface est capable de produire des variations de couple de 0 mN.m à 130 mN.m à 100 Hz. Des variations de 0 mN.m à 70 mN.m, qui représentent une variation importante de couple (60% de la capacité de l'interface), sont en revanche produites à 250 Hz. Ces performances approchent des 1 kHz. Une amélioration par un facteur 4 est encore nécessaire. Cette amélioration peut se faire en remplaçant le petit moteur par un moteur plus rapide.

Le temps de réponse du gros moteur seul est de 114 ms. Ce résultat n'est pas surprenant car il doit accélérer pour que le coupleur fournisse suffisamment de couple. La mécanique et les inerties entrent alors en jeu augmentent le temps de réponse. Le petit moteur présente un temps de réponse de 12 ms, ce résultat explicite la contribution conjointe des deux moteurs pour

réduire le temps de réponse. La suite du chapitre étudie la décomposition des efforts entre les deux moteurs.

3.2.3 Décomposition des efforts

Dans la conception de l'interface, le petit moteur est prévu pour un usage en régime transitoire. Une mesure des forces et des vitesses des moteurs est réalisée. Cette mesure explicite la contribution des deux moteurs dans la génération du couple total. La contribution du gros moteur est calculée en utilisant la différence de vitesse. La contribution du petit moteur est calculée en retranchant la contribution du gros moteur du couple total.

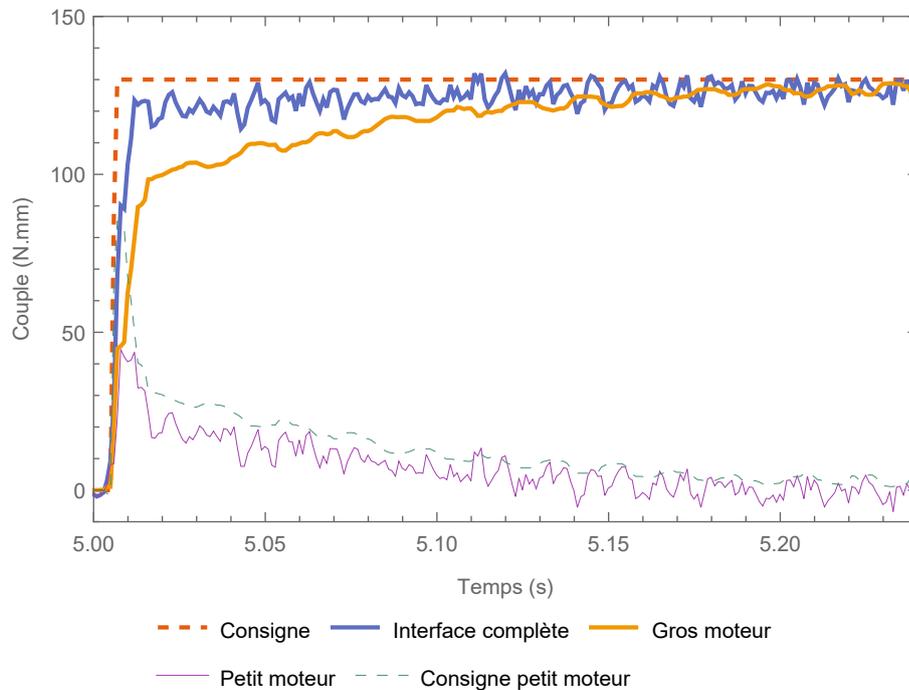


Figure 2.12: Mesures des différents efforts

La figure 2.12 représente la décomposition des efforts lors de la réponse de l'interface à un échelon de force. Le tracé de la consigne du petit moteur est ajouté, il correspond à la différence entre la consigne et le couple généré par le gros moteur. Sur cette figure, l'évolution des couples est mise en évidence. Dans un premier temps le petit moteur fonctionne à saturation. Ensuite le gros moteur produit un couple de plus en plus important jusqu'à annulation du couple du petit moteur. Le fonctionnement modélisé dans (MOHAND-OUSAIID *et al.*, 2012 ; MOHAND OUSAIID, 2013) est ainsi vérifié par les mesures.

Une dernière propriété de l'interface est caractérisée : l'inertie perçue. Cette caractéristique est liée au découplage entre les mouvements de l'utilisateur et le couple de l'interface.

3.2.4 Mesure de l'inertie perçue

La capacité de l'interface à réagir rapidement aux sollicitations de l'utilisateur se traduit par une inertie ressentie plus ou moins grande. Pour que l'inertie du gros moteur soit masquée, il faut que l'asservissement en vitesse soit suffisamment performant.

Le capteur de force mesure les forces ressenties dans différentes situations. La figure 2.13 illustre 4 configurations différentes :

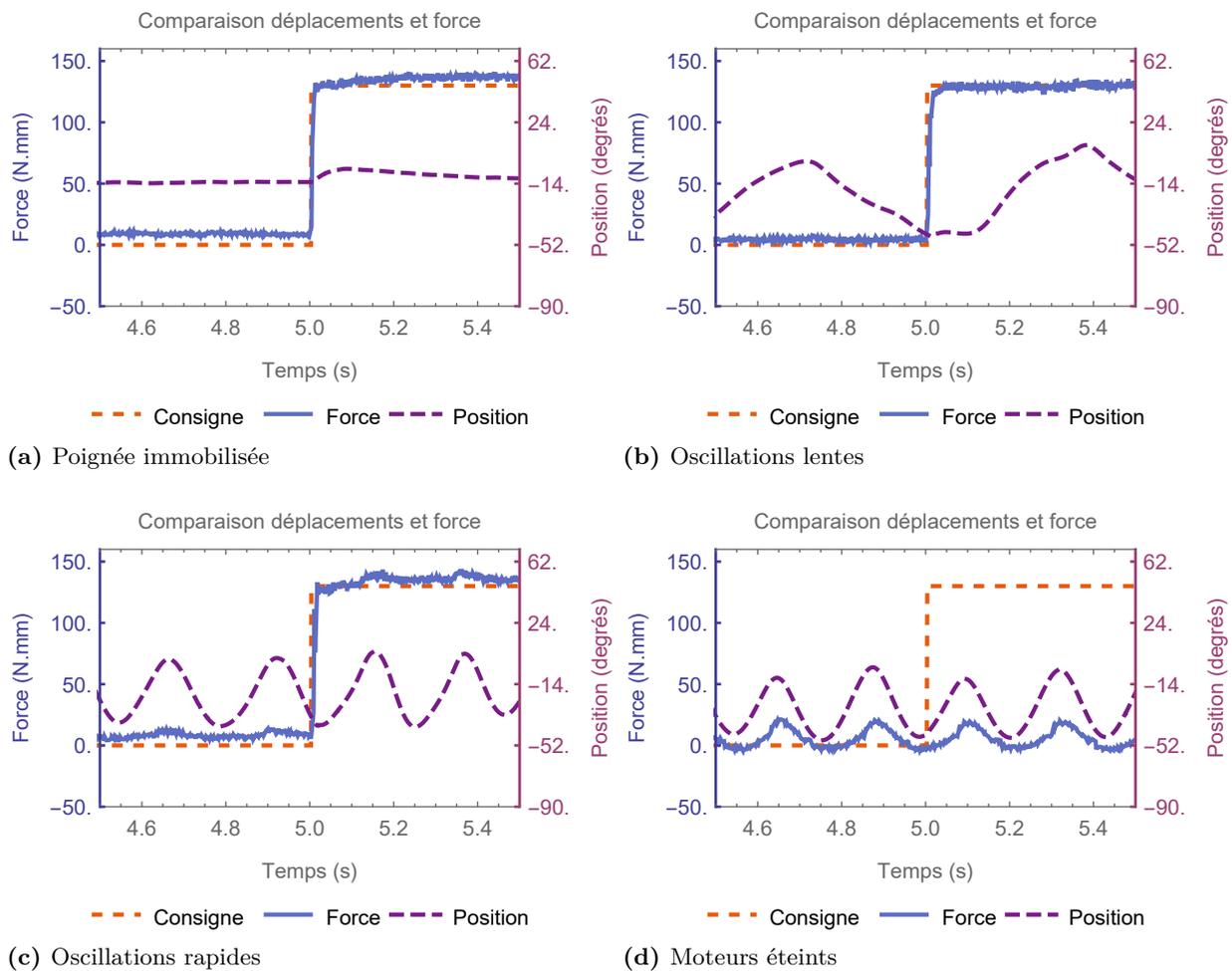


Figure 2.13: Influence des oscillations

- En 2.13a, l'interface est maintenue immobile par l'utilisateur. Lors du créneau de force, un léger déplacement est observé. Ce déplacement illustre la difficulté à maintenir la poignée immobile lors d'un grand changement de force.
- En 2.13b, l'utilisateur fait osciller lentement (entre 1 Hz et 2 Hz) la poignée de droite à gauche. La mesure de force montre que la réponse de l'interface est stable et suit la consigne. L'interface n'est pas sensible à des oscillations lentes.

- En 2.13c, l'utilisateur fait osciller rapidement (environ 4 Hz) la poignée. La mesure de force présente des oscillations en phase avec les déplacements. L'utilisateur peut commencer à ressentir l'inertie de l'interface mais elle reste réduite.
- En 2.13d, les moteurs de l'interface sont éteints et l'utilisateur fait osciller rapidement la poignée. Cette mesure donne une référence de comparaison pour la figure 2.13c. Les oscillations de la force sont présentes et en phase avec les déplacements. En revanche l'amplitude des oscillations est bien plus grande que pour la figure 2.13c. L'inertie du gros moteur n'est plus masquée dans ce cas et le coupleur fonctionne en frein. Cette propriété explique l'augmentation des forces perçues lors des oscillations.

Les différentes mesures décrites dans cette partie présentent des performances obtenues avec l'interface à un degré de liberté et deux moteurs. L'erreur statique sur les forces produites est inférieure à 2%. Les forces maximales de l'interfaces sont produites à une fréquence de 100 Hz, 250 Hz pour 60% de la force maximale. Les efforts sont produits indépendamment des déplacements de la poignée et l'inertie perçue est faible.

Lors de la réalisation des mesures, un problème est identifié lors de l'utilisation prolongée à des efforts importants de l'interface. Lors de la modélisation du coupleur visqueux, il est considéré que le coefficient de couplage visqueux est constant. Cependant lors de l'utilisation de l'interface, le coupleur chauffe et avec la température les performances du coupleur se détériorent. Deux solutions sont étudiées pour répondre à cette problématique.

Une première solution propose un nouveau schéma de commande, présenté sur la figure 2.14. Dans cette configuration, le petit moteur est asservi en couple. En cas de chauffe du coupleur, le couple du petit moteur compense les variations du coefficient de couplage. Une deuxième conséquence de ce fonctionnement est une diminution de l'inertie ressentie et une amélioration de la précision du couple produit. Cette solution pose cependant un problème d'intégration, le capteur et la carte de contrôle de l'interface sont reliés par un câble. Celui-ci limite la rotation de l'interface et sa raideur s'ajoute au couple produit. La raideur du câble réduit alors la transparence de l'interface. Le câble limite aussi le nombre de rotation de la poignée.

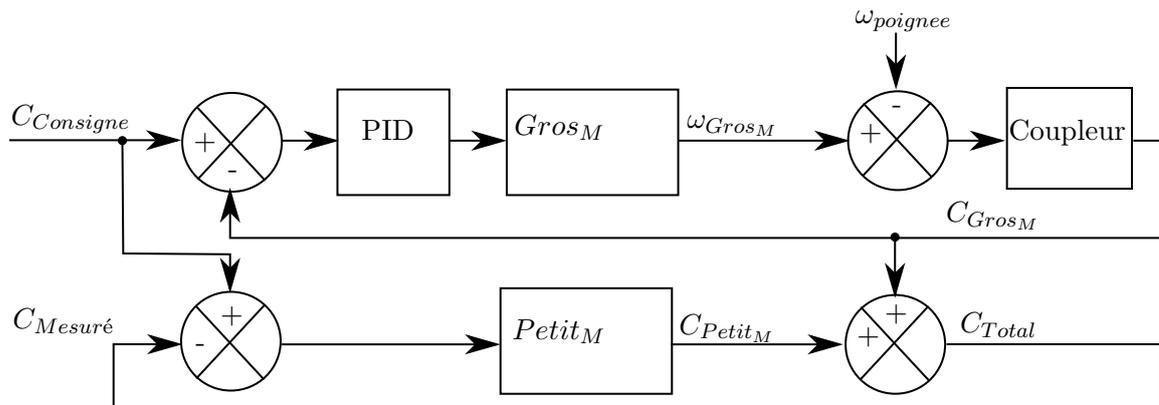


Figure 2.14: Schéma de commande en boucle fermée

La deuxième solution exploite l'hypothèse que l'humain est plus sensible aux variations de forces qu'aux forces constantes. Il est alors possible de réduire progressivement les forces sans que l'utilisateur de l'interface ne le perçoive. L'échauffement du coupleur est alors réduit et le couplage reste constant. La prochaine partie s'intéresse donc à l'étude de la sensibilité aux changements de force.

4 Étude de la sensibilité aux changements de force

Dans le but d'optimiser les performances des interfaces haptiques, le fonctionnement du système sensoriel dans le cadre du ressenti d'efforts est étudié. Cette étude définit les limites de performances humaines à la perception de variations de forces. Celles-ci sont ensuite utilisées dans la conception d'interfaces haptiques. À la fin de ce chapitre, les résultats de cette étude sont utilisés dans un contexte d'illusions haptiques. Ces illusions ajoutent des ressentis que l'interface ne serait pas capable de fournir.

Il est postulé que l'homme est plus sensible à des variations relatives de forces qu'à une valeur absolue. Cette supposition peut fournir une solution aux problèmes d'échauffement du coupleur de l'interface à un degré de liberté. Des expériences sont conduites pour démontrer cette supposition. La suite de ce chapitre traite des expériences de vérification. Les paramètres liés à cette caractéristique sont aussi définis. Cette sensibilité aux changements de force est présentée comme un phénomène d'adaptation.

L'adaptation est un phénomène présent dans beaucoup de systèmes sensoriels. Ce phénomène caractérise la capacité d'un sens à changer de propriétés en fonction de son environnement. Une manifestation classique de l'adaptation se présente sous la forme d'une désensibilisation ou une re-sensibilisation en fonction du niveau d'intensité de stimuli fort ou faibles. Notre vision s'adapte par exemple en une dizaine de minutes à une intensité lumineuse faible ou forte. L'adaptation sensorielle dans le système vestibulaire présente une importance particulière dans le domaine de la réalité virtuelle en général, et pour la conception de simulateurs en particulier (NAHON et REID, 1990). Lors de la simulation d'une accélération dans une direction, la plateforme se déplace rapidement puis revient lentement à sa position initiale.

L'adaptation reste cependant très peu étudiée concernant le domaine haptique. Des études s'intéressent à l'adaptation dans le cas de l'exploration de textures (HOLLINS, LORENZ et HARPER, 2006) ou l'adaptation à des vibrations (BENSMAÏA *et al.*, 2005). Cependant il semble que l'étude de l'adaptation à des forces reste inexploré. Cette partie présente l'étude de l'adaptation haptique dans le ressenti des efforts. Dans un premier temps, l'hypothèse sur l'adaptation aux forces est précisée. L'approche empruntée pour démontrer cette hypothèse est ensuite explicitée.

4.1 Hypothèse de l'adaptation aux forces

L'hypothèse de cette étude est l'existence d'une adaptation sensorielle dans la perception des forces. Elle se caractérise par la capacité à ressentir les variations de force plutôt que la composante continue. Cette hypothèse pourrait être une des raisons justifiant que la masse d'un objet soit identifiée plus précisément en le déplaçant et en le secouant que lorsqu'il est simplement posé dans la main (WEBER, 1978; ROSS, SCHWARTZ et EMMERSON, 1986). La vérification de cette hypothèse peut se faire en montrant qu'il est possible de simuler une force constante avec une force diminuant au cours du temps.

La vérification de cette hypothèse utilise la notion de JND⁴ définie dans la partie 2.2 de ce chapitre. Les travaux précédents ont répertorié des JNDs pour la perception de force allant

4. *Just Noticeable Difference*

de 5% (WEBER, 1978) à 10% (PANG, TAN et DURLACH, 1991) en fonction des tâches. ΔF est définie comme une variation de force imperceptible, de l'ordre du JND. L'objectif de cette étude est de trouver la durée minimale Δs , entre deux variations de force ΔF , sans que le changement soit perceptible. Un exemple de variation est représenté sur la figure 2.15, pour $\Delta s = 0,5$ s. Une interpolation est proposée pour simplifier les profils de forces : en considérant une force de départ A , l'équation de la force F pendant la diminution est :

$$F(t) = A(1 - \Delta F)^{\left(\frac{1}{\Delta s}t\right)} = A \exp\left(\frac{-(t)}{\tau}\right) \quad (2.3)$$

avec $\tau = \frac{-\Delta s}{\ln(1-\Delta F)}$ défini comme la constante de temps. L'utilisation de τ simplifie le paramétrage et englobe ΔF et Δs .

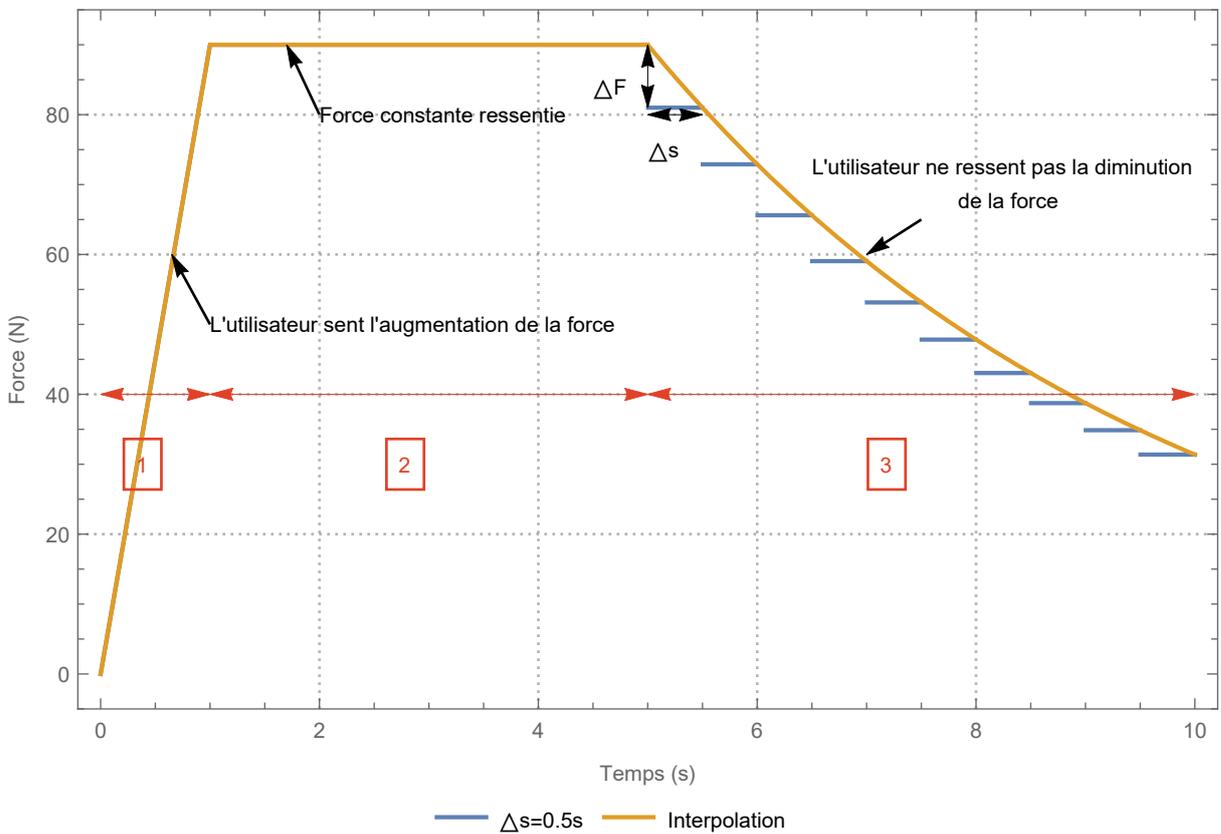


Figure 2.15: Exemple de stimulus utilisé dans l'expérience

Sur la figure 2.15 les 3 phases des stimuli utilisés dans la recherche de l'adaptation aux forces sont représentées :

- pendant la phase **1** la force augmente, l'utilisateur ressent une augmentation rapide et forte de la force ;
- pendant la phase **2** la force est constante, durant cette phase l'utilisateur a le temps de s'adapter à la force ;
- pendant la phase **3** la force diminue, avec le profil défini par l'équation 2.3, en fonction de la pente adoptée, l'utilisateur devrait sentir ou non une diminution de la force.

Le but de l'expérience sera de trouver le plus petit τ sans que l'utilisateur ne ressente un changement entre la partie [2] et [3]. La première partie de l'étude s'intéresse à la recherche d'une constante de temps τ pour tous les sujets. La seconde partie s'intéresse à la répartition des τ observés.

4.2 Pilote de l'Expérience

4.2.1 Protocole

16 sujets sans troubles moteurs ou sensitifs dans le bras et les mains sont recrutés, principalement parmi les élèves et personnels de l'université. L'expérience utilise l'interface à un degré de liberté. Pendant l'expérience, les volontaires maintiennent la poignée de l'interface. Ils appuient sur une touche du clavier pour indiquer quand ils perçoivent une diminution de force.

Afin de déterminer la valeur de la constante de temps τ critique pour laquelle un sujet ne reconnaît pas de changement de force, une suite d'essais avec différentes valeurs est conduite. Chaque essai se décompose en trois phases comme expliqué précédemment à l'aide de la figure 2.15.

Un algorithme stochastique, *Accelerated Stochastic Approximation (ASA)* (KESTEN, 1958) est utilisé pour la détermination de τ . Il est préféré au *MODified Binary Search (MOBS)* (TYRRELL et OWENS, 1988) et au *Zippy Estimation by Sequential Testing (ZEST)* (KING-SMITH *et al.*, 1994) pour sa capacité à converger plus rapidement (ANDERSON et C. A. JOHNSON, 2006).

La figure 2.16 représente les essais de deux volontaires. D'une personne à l'autre le nombre d'essais nécessaires à la convergence de l'algorithme n'est pas constant. De plus dans les deux cas des réponses qui auraient faussé la convergence d'une dichotomie sont observées, ce qui valide le choix de l'algorithme stochastique.

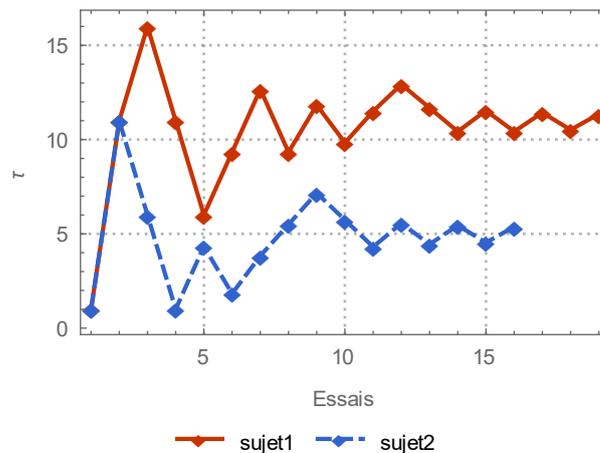


Figure 2.16: Exemple de l'évolution de τ pour deux sujets

Une détection de l'attention est ajoutée à l'algorithme. Pendant le déroulement de l'expérience, les volontaires appuient sur une touche lorsqu'ils sentent que la force diminue. Lors des

premiers tests certains sujets appuient presque systématiquement. Il n'est alors pas possible de savoir s'ils ont vraiment ressenti quelque chose ou s'il reproduisent une séquence. Une séquence où la force reste constante, tous les 5 essais est alors ajoutée. Si le volontaire appuie lors de cet essai, un faux positif est enregistré. Cette solution élimine les personnes ayant tendance à répondre de manière systématique ou cherchant à dépasser leurs performances naturelles. Dans le traitement des résultats, seuls les cas sans déclenchement de faux positifs sont exploités.

4.2.2 Résultats

La figure 2.17 présente les résultats du pilote pour toutes les personnes n'ayant pas déclenché de faux positif. Un τ moyen de 14,6 s est mesuré, avec un minimum à 3,6 s et un maximum à 27,8 s. Une valeur de τ est déterminée pour quasiment tous les sujets. L'expérience pilote est validée.

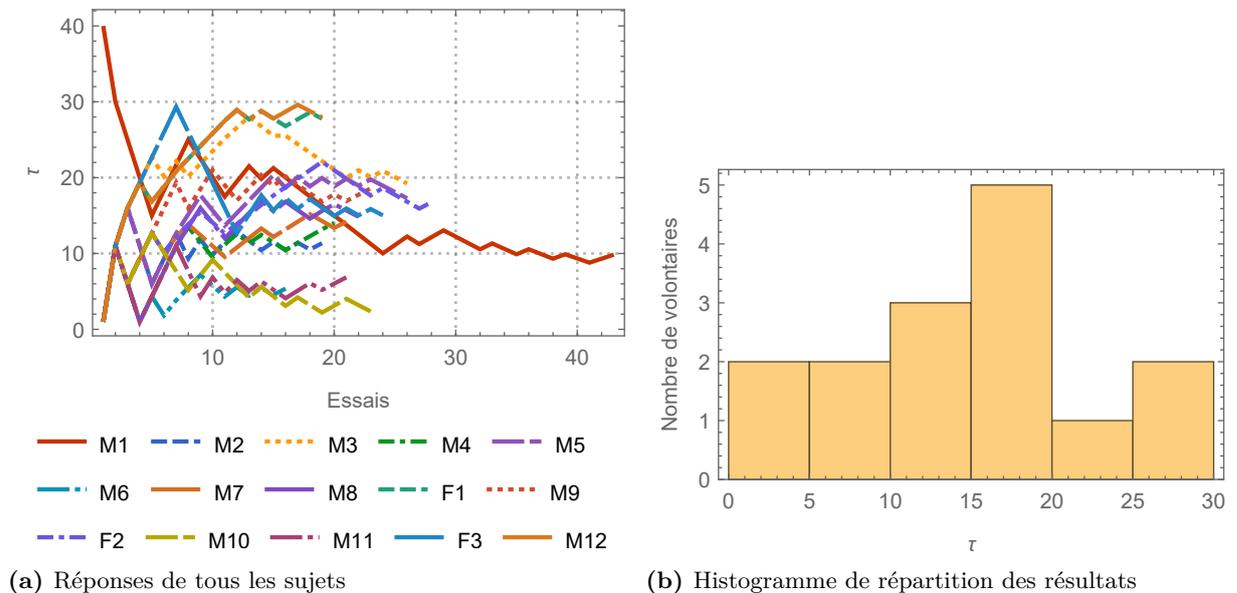


Figure 2.17: Résultats du pilote

La rotation du coupleur est liée à la force produite par l'interface. Cette vitesse de rotation est visible lors de l'expérience et des vibrations sont transmises à l'utilisateur. Ces éléments sont une source possible de biais.

Une expérience sur un plus grand nombre de personnes est conduite pour construire une population statistique représentative.

4.3 Expérience sur un plus grand nombre de sujets

4.3.1 Protocole

Le protocole du pilote est majoritairement repris. Quelques modifications sont cependant apportées pour éliminer les biais possibles et étendre les résultats.

La première modification est le changement de l'interface de test. L'interface à un degré de liberté est remplacée par un système utilisant un seul moteur à courant continu piloté en courant (figure 2.18). Le moteur est un moteur Maxon DCX35. Il est alimenté par un amplificateur asservi en courant Maxon Escon 50/5 module piloté par une carte Teensy 3.2. La carte Teensy 3.2 assure de plus la communication avec l'ordinateur. Cette modification limite les biais causés par les vibrations du système ainsi que les informations visuelles et sonores.

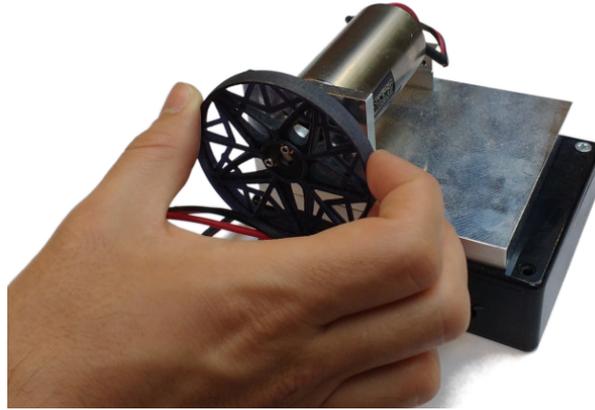


Figure 2.18: *Interface de test pour les expériences*

La seconde modification concerne les tests effectués. Le premier test suit le protocole du pilote avec des valeurs de couple de 100 mN·m. Le deuxième test est différent et utilise les résultats de la première expérimentation pour déterminer la fonction psychométrique, 10 valeurs autour du seuil sont mesurées 10 fois pendant l'expérience. Les 110 essais sont générés au début de l'expérience, puis proposés au volontaire dans un ordre aléatoire.

4.3.2 Résultats

4.3.2.1 Première expérience

Les résultats de 48 volontaires sont étudiés, leur âge moyen est de 28.5 ans avec un écart-type de 12 ans, un minimum à 18 ans et un maximum à 73 ans, 31% des volontaires sont des femmes. Les résultats de tous les sujets ayant obtenu des résultats sans déclencher de faux positifs sont donnés dans le tableau 2.5.

La répartition des résultats, donnée en figure 2.19, présente une moyenne des τ mesurés à 14s avec un écart-type de 8s. Ces résultats confirment les valeurs du pilote de l'expérience. Une généralisation de la notion d'adaptation aux efforts commence à apparaître. L'expérience suivante affine les conclusions.

Sujet	τ	Sujet	τ	Sujet	τ	Sujet	τ
M1	13,49	M12	15,01	M22	11,66	F13	2,55
M2	7,56	F5	39,85	M23	8,25	F15	12,96
M3	8,59	M13	7,8	M26	16,76	F16	22,86
M4	10,24	F6	11,17	M28	7,95	F17	17,56
F1	20,9	F7	4,79	M29	33,21	M34	20,57
F2	3,99	M15	17,76	F9	0,93	M35	7,02
M5	11,97	M16	14,11	M30	16,99	M36	10,02
F3	10,99	M17	14,08	F10	6,12	M37	9,18
F4	13,51	M18	31,16	F11	22,35	M38	17,21
M7	6,8	M19	26,45	M31	19,96	M39	12,43
M10	7,97	M20	7,87	M32	23,86	M40	7,22
M11	9,59	M21	9,4	M33	25,12	F18	13,55

Tableau 2.5: Résultats de l'expérience 1, avec un couple de 100 mN·m

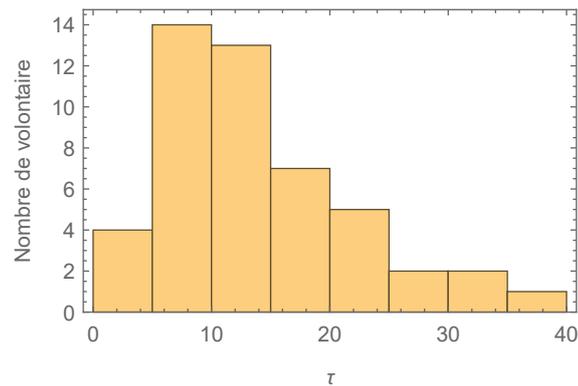


Figure 2.19: Histogramme de répartition de l'expérience 1

4.3.2.2 Deuxième expérience

Les résultats de 14 volontaires sont étudiés. Leur âge moyen est de 26,9 ans avec un écart-type de 5,3 ans, un minimum à 18 ans et un maximum à 40 ans, 35.7% des volontaires sont des femmes. Sur la figure 2.20, les points mesurés pour trois volontaires sont représentés. Les courbes des fonctions psychométriques identifiées correspondantes sont ajoutées. Ces fonctions sont des fonctions sigmoïdes de la forme :

$$f(t) = \frac{1}{1 + e^{(t-\tau)\sigma}}$$

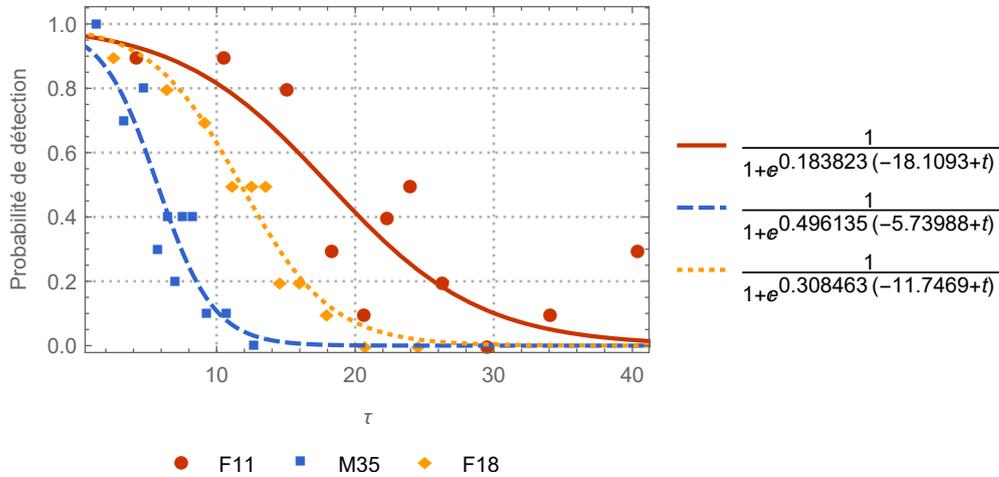


Figure 2.20: Résultats de l'expérience 3

Ces courbes représentent la probabilité qu'un stimuli soit détecté en fonction de τ . L'identification de ces courbes apporte des informations supplémentaires sur l'adaptation. Ces informations sont utilisées pour proposer une modélisation.

Les sigmoïdes tendent à s'écraser quand les seuils τ prennent des valeurs plus élevées. L'évolution du paramètre σ en fonction de τ est tracée sur la figure 2.21, pour l'intégralité des résultats.

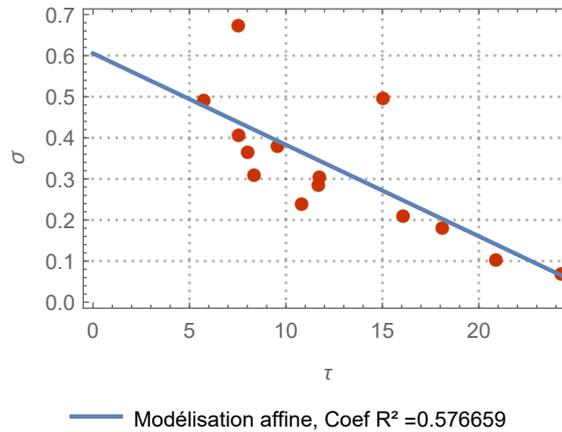


Figure 2.21: Relation entre les paramètres τ et σ

La possibilité de modéliser l'évolution des coefficients par une fonction affine est admise malgré le taux de corrélation relativement faible. L'équation de la fonction affine identifiée est :

$$\sigma = -0,022\,252\,1 \times \tau + 0,605\,412 \quad (2.4)$$

Cette fonction est ensuite utilisée pour proposer une modélisation plus générale de l'adaptation aux efforts.

4.3.2.3 Modélisation

La figure 2.22 présente la répartition des résultats de l'expérience 1. La distribution est modélisée par une distribution normale asymétrique. La densité de probabilité de cette loi normale asymétrique est donnée par l'équation 2.5. Elle a pour paramètres ξ la position, ω_s l'échelle et α_f la forme (asymétrie).

$$f(x) = \frac{1}{\omega_s \pi} e^{-\frac{(x-\xi)^2}{2\omega_s^2}} \int_{-\infty}^{\alpha_f \left(\frac{x-\xi}{\omega_s}\right)} e^{-\frac{t^2}{2}} dt \quad (2.5)$$

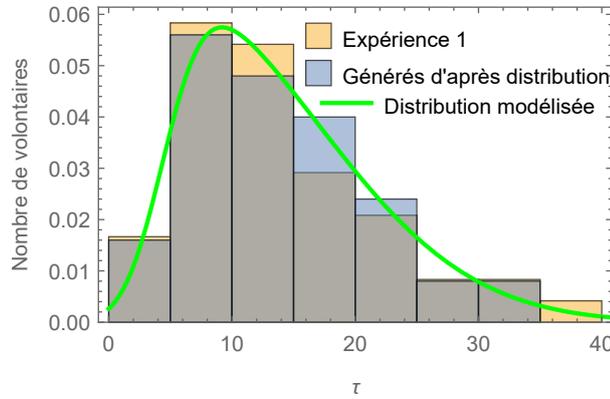


Figure 2.22: Densités de probabilité

La densité de probabilité de la loi normale asymétrique modélisée, de paramètres $\xi = 4,46$, $\omega_s = 12,47$, $\alpha_f = 4,78$ est tracée sur la figure 2.22. La réciproque (généralisée) de la fonction de répartition est exploitée pour produire une suite d'essais simulés (non aléatoires). La répartition de ces essais est affichée sur la figure 2.22 afin d'être comparée aux mesures. Cette méthode peut générer un nombre d'essais moins importants que le nombre de personnes ayant participé à l'expérience, ou bien plus nombreux, tout en gardant la distribution naturelle des sensibilités. Les essais n'étant pas aléatoires, même pour un petit nombre d'essais la répartition est idéale.

En utilisant les résultats de la figure 2.21 et de la figure 2.22 une modélisation d'une série de fonctions psychométriques est proposée en figure 2.23. Cette série de fonctions respecte la répartition des seuils observés lors de l'expérience 1 et permet d'avoir une idée pour chaque valeur de τ de la probabilité qu'une personne détecte la variation en fonction de son seuil.

La moyenne représentée par une courbe noire est la moyenne en chaque valeur de τ des probabilités de toutes les courbes psychométriques. Cette courbe représente donc pour chaque valeur de τ la probabilité que le stimulus soit détecté. Ainsi pour une valeur de $\tau = 20$ s, la probabilité que le stimulus (représenté en figure 2.24) soit détecté est uniquement de 0,2. En revanche une personne d'une sensibilité correspondant au 80^e centile aura une probabilité de 0,5 de sentir la variation.

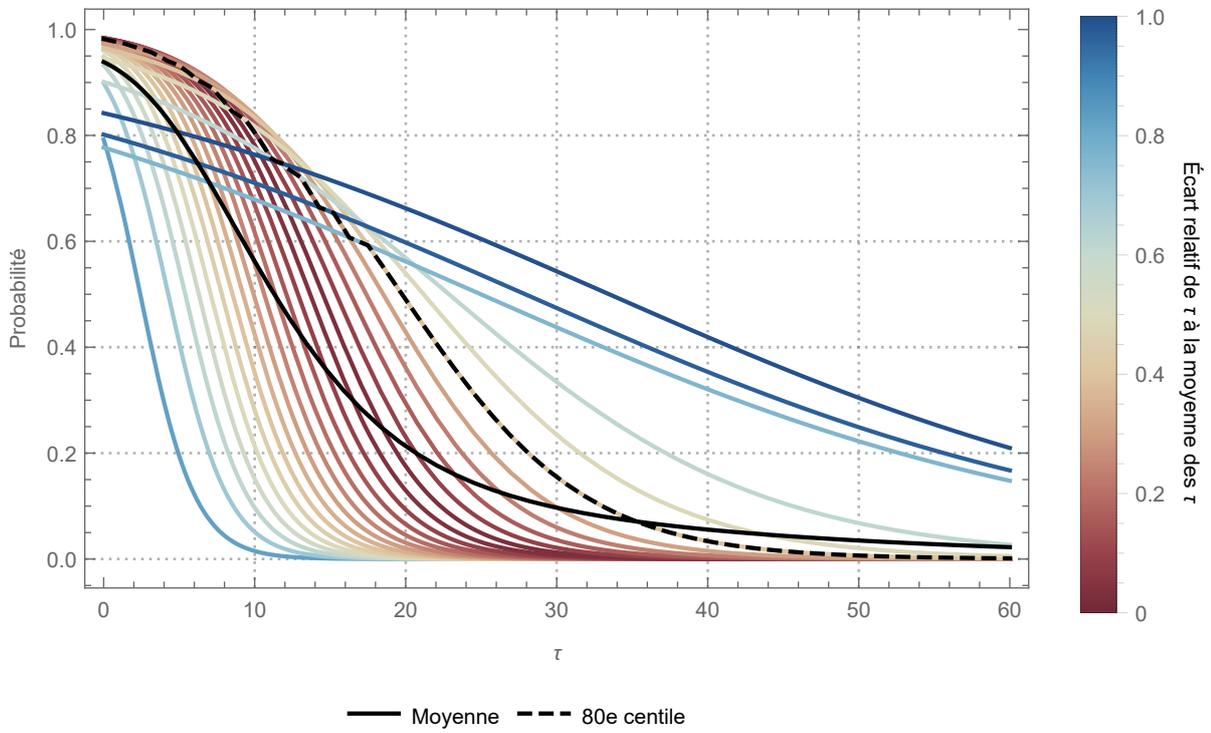


Figure 2.23: Fonctions psychométriques généralisées

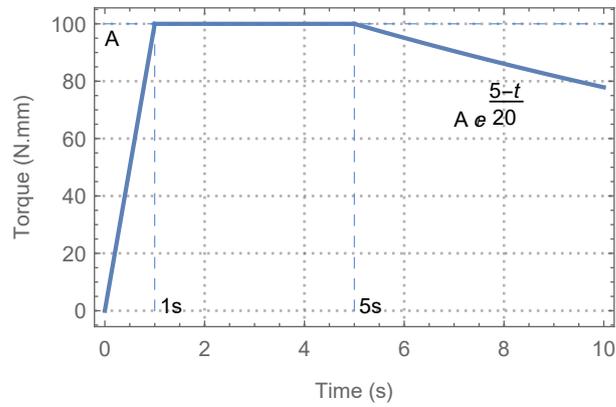


Figure 2.24: Courbe pour un $\tau = 20$ s

4.3.2.4 Synthèse de l'adaptation aux forces

L'hypothèse d'un phénomène d'adaptation aux changements de force semble se vérifier à partir des résultats des expériences. Il est possible de modéliser la répartition des seuils de sensibilité. La non-corrélation des seuils avec la force du stimulus n'est pas totalement vérifiée par l'expérience et il peut être intéressant de recueillir d'autres données à ce sujet.

Les résultats des expériences montrent que le sens du toucher n'est pas sensible à des changements lents de forces. Il est ainsi possible d'ajouter un filtre passe haut en sortie de l'interface haptique sans que le ressenti utilisateur ne soit perturbé. En théorie et d'après les résultats des expériences, un filtre de premier ordre de pulsation $\omega_c = \frac{1}{\tau} \approx 0,071$ rad/s et donc de fréquence de coupure $f_c = \frac{\omega_c}{2\pi} \approx 0,011$ Hz ne change pas le ressenti d'une majorité de personnes. L'équation du filtre correspondant est :

$$H(j\omega) = \frac{j\frac{\omega}{\omega_c}}{1 + j\frac{\omega}{\omega_c}}$$

Plusieurs applications de ce filtre sont réalisables. Une première application s'inscrit dans les illusions haptiques. La figure 2.25 présente l'exemple d'une force qui serait ressentie comme augmentant continuellement alors que la force réellement envoyée est bornée. Les illusions haptiques ne sont pas cependant le cœur de l'étude.

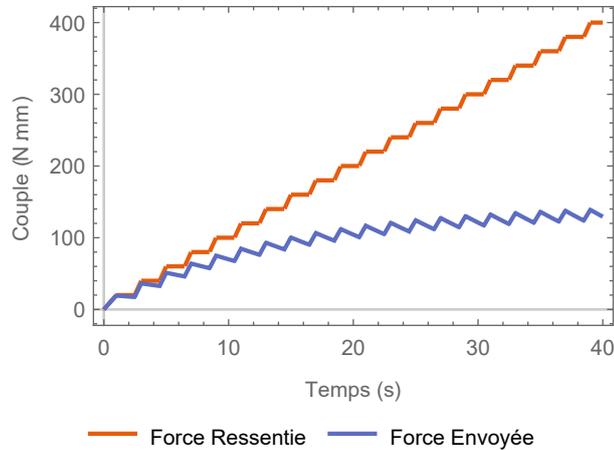


Figure 2.25: Illusion haptique

La deuxième application utilise ce filtre pour réduire l'échauffement de l'interface. Une commande exploitant les résultats des expériences offre une sensation d'efforts importants en continu sans pour autant causer de surchauffe de l'actionneur. Une propriété corollaire de l'utilisation de cette commande est la réduction de l'énergie consommée. Cette propriété présente un intérêt dans la conception de systèmes utilisant des batteries électriques, pour prolonger l'autonomie.

Dans le cadre de l'interface haptique à un degré de liberté utilisée dans ce chapitre, ces résultats fournissent une solution à l'échauffement du coupleur à courant de Foucault. L'interface peut ensuite être utilisée pendant une durée importante sans que le coupleur ne chauffe. Le coefficient de couplage est alors stable et les forces produites sont précises.

5 Conclusion

Une optimisation de l'interface haptique conçue par (MILLET, 2009) puis améliorée par (MOHAND OUSAID, 2013) est proposée. La nouvelle itération de cette interface utilise des encodeurs de plus faible résolution compensés par l'emploi d'algorithmes d'estimation et de filtrage. La robustesse et la portabilité de l'interface sont grandement améliorées.

Dans un second temps, les performances réelles de l'interfaces sont caractérisées. Cette caractérisation exploite un capteur spécifique. Ce dernier est conçu pour la mesure de couples sur l'interface en fonctionnement normal. Il peut aussi être intégré à la commande de l'interface pour introduire un fonctionnement en boucle fermée très performant. Les mesures effectuées valident les performances attendues. Le temps de réponse de l'interface dépasse le temps de réponse du petit moteur seul. Les mesures confirment de plus que l'inertie ressentie avec l'interface est faible.

Enfin, une expérience est menée afin de caractériser un seuil de perception humaine. Cette expérience a pour objectifs l'étude d'une réduction progressive de la force développée par l'interface sans que le ressenti n'en souffre. Les résultats de l'expérience confirment la possibilité de concevoir une interface capable de faire varier la force sans que l'utilisateur ne s'en aperçoive. Une application directe de ces résultats peut être exploitée dans la construction d'interface haptique en limitant l'échauffement des moteurs ou des pièces de transmission d'efforts.

Le chapitre suivant aborde un deuxième élément de la chaîne de téléopération et s'intéresse au développement d'un capteur de force pour les petites échelles.



Capteurs de forces à grande bande passante

Sommaire

1	Mesure de force par boucle d’asservissement pour les petites échelles	54
1.1	Petites échelles, micro-monde et champs de forces	54
1.2	Précédent capteur et objectifs d’optimisation	57
2	Capteur à l’échelle micrométrique	58
2.1	Conception du capteur	58
2.2	Instrumentation et caractérisation	59
2.3	Adhésion électrostatique	61
2.4	Vers un capteur fonctionnel	62
3	Capteur à un degré de liberté sans raideur	63
3.1	Conception du capteur	64
3.2	Caractérisation du capteur	69
4	Conclusion	74

Le précédent chapitre étudie les possibilités d’optimisation de notre interface haptique à un degré de liberté. Celle-ci reçoit les forces depuis un outil de mesure au travers d’un couplage bilatéral stable. Pour ne pas pénaliser les performances de la chaîne de téléopération, cet outil doit être capable d’effectuer des mesures de force à haute fidélité.

Les travaux précédents ont proposé une solution originale à un degré de liberté (MOHAND-OUSAIID *et al.*, 2012) autour d’une conception avec un actionnement électrostatique linéaire à peignes et une mesure de force par une boucle de compensation active. La preuve de concept de cet actionneur a été réalisée à l’échelle millimétrique. Une amélioration significative de performances, pour la mesure par exemple de forces capillaires, est obtenue pour une bande passante de 0 Hz à 10 Hz (MOHAND OUSAIID *et al.*, 2014). La mesure de fréquences plus élevées est impossible avec les caractéristiques mécaniques de l’outil de mesure. Les phénomènes à haute dynamique, comme le pull-in, ne sont alors pas mesurés.

L’objectif de ce chapitre est l’amélioration sensible des performances de ce capteur. Une augmentation de la bande passante est souhaitée afin de pouvoir mesurer les phénomènes microscopiques à très grandes dynamiques. Deux voies sont privilégiées. La première repose sur

une miniaturisation du capteur à partir de technologies MEMS ; le concept d'actionnement et de mesure de l'effort sur un axe est conservé. Le choix de réduire la masse de l'outil est une solution pour augmenter la bande passante du système. Des problématiques autour de la conception intégrée de ce capteur, de son actionnement et de la mesure des déplacements apparaissent alors. L'approche proposée est rendue délicate par les technologies employées et la longueur des processus de fabrication. Même si les premiers résultats sont encourageants, une nouvelle piste est explorée.

Celle-ci repose sur un autre concept à l'échelle millimétrique, toujours pour augmenter les performances du capteur. Le concept est de s'affranchir de la raideur dans le guidage. Ce concept exploite un guidage sans frottement réalisé par un pallier à air. L'actionnement sans contact est réalisé par un voice coil. Cette solution apporte un actionnement linéaire pour une plage de force étendue. Ce capteur repose uniquement sur le contrôleur pour la compensation des forces et ne fait pas intervenir de raideur lors de la mesure. L'exploration de cette propriété originale ne limite plus la bande passante du système et celle-ci peut ainsi atteindre une fréquence de mesure très élevée. Cette nouvelle conception possède une propriété corollaire : elle peut être généralisée pour plusieurs axes de mesures.

La première partie explique les problématiques de mesures de force aux petites échelles, en particulier l'échelle microscopique et ses phénomènes à haute dynamique. Elle présente en détail le précédent capteur, pour analyser ses performances. Les aspects limitant du premier prototype sont identifiés et différentes améliorations sont envisagées. La deuxième partie aborde la miniaturisation du capteur à partir des technologies MEMS. Différents prototypes sont proposés pour résoudre les problèmes inhérents de fiabilité à ces échelles. La troisième partie développe la nouvelle alternative de capteur à haute dynamique. Ce dernier utilise un principe de mesure sans raideur et augmente la capacité de mesure des efforts. Il présente aussi la particularité d'être évolutif et une solution à plusieurs degrés de liberté peut être imaginée. Une conclusion donne les éléments essentiels pour la mesure des forces à l'échelle microscopique dans le cadre d'une chaîne de micro téléopération.

1 Mesure de force par boucle d'asservissement pour les petites échelles

1.1 Petites échelles, micro-monde et champs de forces

Ce chapitre s'intéresse aux capteurs de force pour des échelles millimétriques et micrométriques. Les termes de micro-monde et de petites échelles employés fréquemment dans ce chapitre sont préalablement définis. Le micro-monde représente l'ensemble englobant les objets dont la taille se situe entre 1 μm et 1 mm (figure 3.1). La notion de petites échelles est plus vaste. Dans ces travaux, ce terme est utilisé pour désigner les objets de taille inférieure à 1 cm.

Le passage à l'échelle microscopique introduit des changements importants dans le système de forces. Les forces d'adhésions deviennent prédominantes devant les forces volumiques. La raison de cette évolution est explicitée sur la figure 3.2. Soient deux forces s'exerçant sur un objet :

$$F_{vol} = \mu_{force} V_{objet} \text{ et } F_{surf} = l \mu_{force} S_{objet}$$

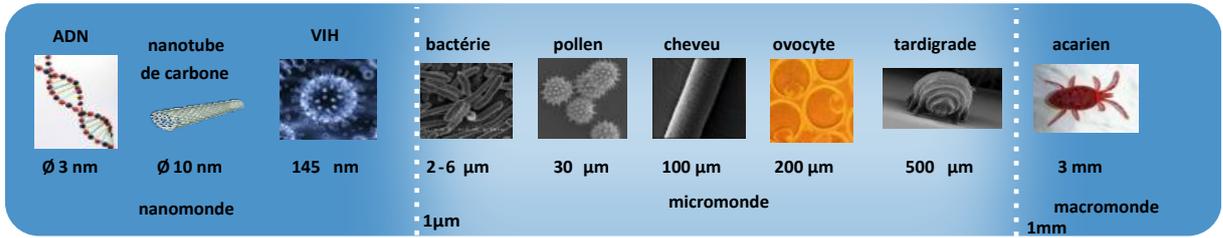


Figure 3.1: Échelle des tailles avec délimitation du micromonde

avec μ_{force} une densité de force, $l=1$ m un gain pour l'homogénéité, V_{objet} le volume de l'objet et S_{objet} la surface de l'objet.

Une diminution d'échelle d'un facteur 2 entraîne une diminution de F_{surf} de 4 et de F_{vol} de 8. Cette évolution explique la prédominance des forces surfaciques devant les forces volumiques pour des petits objets.

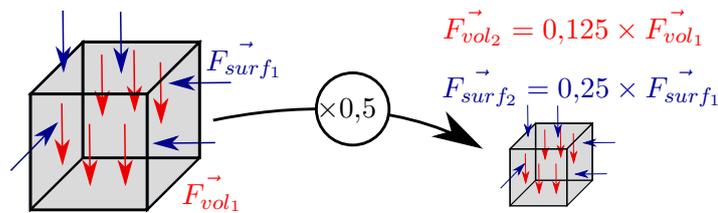


Figure 3.2: Effet de la réduction d'échelle sur les forces

Les forces surfaciques principales sont (ISRAELACHVILI, 2011) :

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

Lors de l'approche d'un objet et d'un substrat, une brusque augmentation des forces attractives est observée et l'objet se colle 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 condition ambiantes, les forces de van der Waals et les forces électrostatiques. Une fois ce contact établi, il est nécessaire de dépasser un seuil de décollement pour le rompre. Ce phénomène est appelé *pull-off*. En présence d'une fine couche d'eau entre les surfaces, les forces de capillarités deviennent importantes et augmentent cet effort de pull-off. Cette particularité de l'échelle microscopique complexifie le compromis entre sensibilité et plage de forces mesurées. La mesure de micro-forces est alors particulièrement délicate.

De nombreux outils de mesure ont été conçus pour répondre à cette problématique particulière. Ils sont détaillés dans (MOHAND OUSAID, 2013) et plus récemment dans (PACCHIEROTTI *et al.*, 2016). Le tableau 3.1 donne une synthèse des différents principes de mesure et de leurs limitations. Les capteurs sont classés en deux catégories, les capteurs passifs et les capteurs actifs. Un capteur actif utilise un actionnement dans le principe de mesure, contrairement aux capteurs passifs.

Capteur	Principe de la mesure	Limitations
AFM (BINNIG, QUATE et GERBER, 1986 ; MEYER et AMER, 1988)	Déformation d'une poutre	Faible déformation Calibrage de la poutre
Micro-capteur piézoélectrique (LIU, T. CUI et L. WANG, 2007 ; Y. CUI <i>et al.</i> , 2009)	Effet piézoélectrique	Hystérésis de température Mesure statique difficile
Capteur avec jauges de déformation (SCHELLER, JUHASZ et EBERHARDT, 1998 ; XU et ZHU, 2009)	Effet piézorésistif	Sensibilité à la température Taille importante
Capteur capacitif (YU <i>et al.</i> , 2003 ; FELEKIS <i>et al.</i> , 2012)	Effet électrostatique	Tensions d'excitations élevées
Capteur par lévitation (BOUKALLEL, 2003)	Déplacement	Stabilisation du corps d'épreuve
Self-sensing (HANSON, M. BROWN et FISHER, 2001 ; TOSOLINI <i>et al.</i> , 2011)	Charge électrique	Phénomène de dérive

(a) Récapitulatif des outils de mesure passifs

Capteur	Principe de la mesure	Limitations
Piézoélectrique actif par (SHEN <i>et al.</i> , 2005 ; SHEN <i>et al.</i> , 2006)	Utilisation de deux couches, une active et une pour la détection	Dépend de la modélisation des PVDF utilisées par ce capteur
Capteur de force via diapason (ABRAHAMIAN <i>et al.</i> , 2014)	Observation des variations de fréquences	Plutôt pour la mesure de raideur de membranes
Capteur de force à déplacement nul (MOHAND OUSAID <i>et al.</i> , 2013)	Mesure via la boucle d'asservissement	Dimensions du capteur actuel imposent un fonctionnement basse fréquence

(b) Récapitulatif des outils de mesure actifs

Tableau 3.1: Techniques de mesures à l'échelle microscopique

Un des objectifs scientifiques est de pouvoir mesurer des interactions de type Van der Waals. Ces phénomènes répondent à un champ d'énergie en $\frac{1}{r^6}$ (avec r la distance à la source des forces) et les variations sont donc extrêmement rapides. Les systèmes de mesure de type poutre AFM ne mesurent pas ces forces. Le système passe de l'absence d'interaction au contact sans possibilité de mesurer de point intermédiaire. Une solution pour contourner cet effet est d'utiliser un capteur de mesure de force sans déplacement. C'est cette voie qui est privilégiée par la suite pour répondre à notre objectif.

L'enjeu des travaux en micro-robotique de l'ISIR est d'apporter une meilleure connaissance des phénomènes se produisant aux petites échelles. Cette connaissance est apportée par une mesure précise des forces. L'amélioration de l'interaction qui en découle présente des intérêts pour les applications de manipulation. Lors de manipulation, il devient possible de s'écarter d'un objet

quand une force capillaire est ressentie. L'adhésion est alors évitée. Cet apport d'information présente aussi un intérêt lors de tâches de micro-assemblage ou de caractérisation des milieux.

1.2 Précédent capteur et objectifs d'optimisation

Le capteur de force présenté dans le chapitre 1 utilise un principe de mesure avec asservissement en position fixe. Les principaux éléments du capteurs sont représentés sur la figure 3.3 :

- en cas de déplacement l'**actionnement électrostatique** ramène le système à sa position initiale ;
- un **laser** et une **photodiode** mesurent la position de la partie mobile du capteur ;
- La partie mobile est guidée en translation par **5 fibre optiques**.

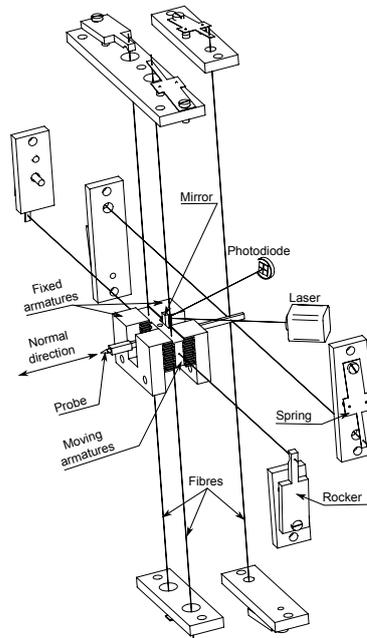


Figure 3.3: Principe de fonctionnement du capteur capacitif actif (MOHAND OUSAID et al., 2013)

Le principe de mesure repose sur la compensation active. La partie mobile est asservie à une position fixe à l'aide de la photodiode et de l'actionnement. Pour réaliser des mesures, l'échantillon est approché du capteur avec un système de positionnement externe. L'utilisation de fibre optique apporte un guidage suivant une direction sans hystérésis. Le système est considéré à l'équilibre et la force développée par l'actionnement correspond à la force appliquée sur le capteur.

Les caractéristiques physiques du capteur sont une masse de 1,2 g et une raideur de 4 N/m. Ces caractéristiques conditionnent une fréquence de résonance mécanique du système à 10 Hz. La résolution du capteur est de 0,4 μN pour des efforts maximum de $\pm 400 \mu\text{N}$.

L'objectif d'amélioration des interactions avec les petites échelles impose d'augmenter la bande passante du capteur. La problématique est de mesurer des phénomènes à des fréquences de 0 Hz à 500 Hz. La fréquence de 500 Hz correspond à la limite des perceptions humaines et l'objectif de performance de l'interface haptique du chapitre 2. La fréquence d'échantillonnage du capteur répond aux mêmes contraintes que l'interface haptique. Pour un objectif de forces mesurées à des fréquences allant jusqu'à 500 Hz, une fréquence d'échantillonnage de 1 kHz est nécessaire.

Une diminution de la masse du capteur résulte en une augmentation de la fréquence de résonance mécanique. Avec une fréquence plus élevée la bande passante du capteur est élargie. Un capteur à l'échelle micrométrique est réalisé en utilisant les technologies de fabrication des MEMS.

2 Capteur à l'échelle micrométrique

Un premier axe d'approche dans le développement d'un nouveau capteur est de miniaturiser les composants pour une réduction de la masse. La version micrométrique du capteur est fabriquée en collaboration avec la centrale de technologie de l'IEMN¹. Ce capteur utilise le même principe d'actionnement à peigne inter-digité et la mesure par boucle d'asservissement de la preuve de concept à l'échelle millimétrique.

2.1 Conception du capteur

Jusqu'à quelques centaines de microns, la méthode de fabrication de précision est l'usinage. Ce procédé laisse le choix des matériaux utilisés. Aux échelles microscopique, la mécanique devient plus complexe. Les techniques de réalisation emploient de fines couches de silicium et d'oxyde. À cette absence de possibilité de choisir le matériau s'ajoutent les différences d'interactions évoquées tout au long de ce document. Les forces surfaciques habituellement négligeables sont à prendre en compte lors du processus de conception des nouveaux capteurs. Ces difficultés supplémentaires de réalisation sont les principales problématiques rencontrées dans la fabrication de ces capteurs.

Un premier prototype à l'échelle micrométrique est conçu. Le plan de ce prototype est représenté sur la figure 3.4a. La réduction d'échelle est importante : ce nouveau capteur occupe une surface inférieure à 3 mm^2 ; l'ancien capteur occupe un volume d'environ 2 cm^3 . La masse de la partie mobile (ressorts à lames compris) est estimée de l'ordre de $2 \mu\text{g}$ et la fréquence de résonance est prévue à 4 kHz. Le capteur est conçu pour présenter une raideur mécanique de même ordre de grandeur que le capteur millimétrique.

Le premier prototype est ensuite réalisé. Des échantillons de ce capteur sont représentés sur les figures 3.4b, 3.4c et 3.4d. Les techniques de réalisation employées sont celles de la réalisation de MEMS. Le substrat est composé de deux couches de silicium séparées par une couche d'oxyde. Une dépose de matière métallique sur la couche supérieure crée les pistes métalliques

1. Institut d'électronique de microélectronique et de nanotechnologie

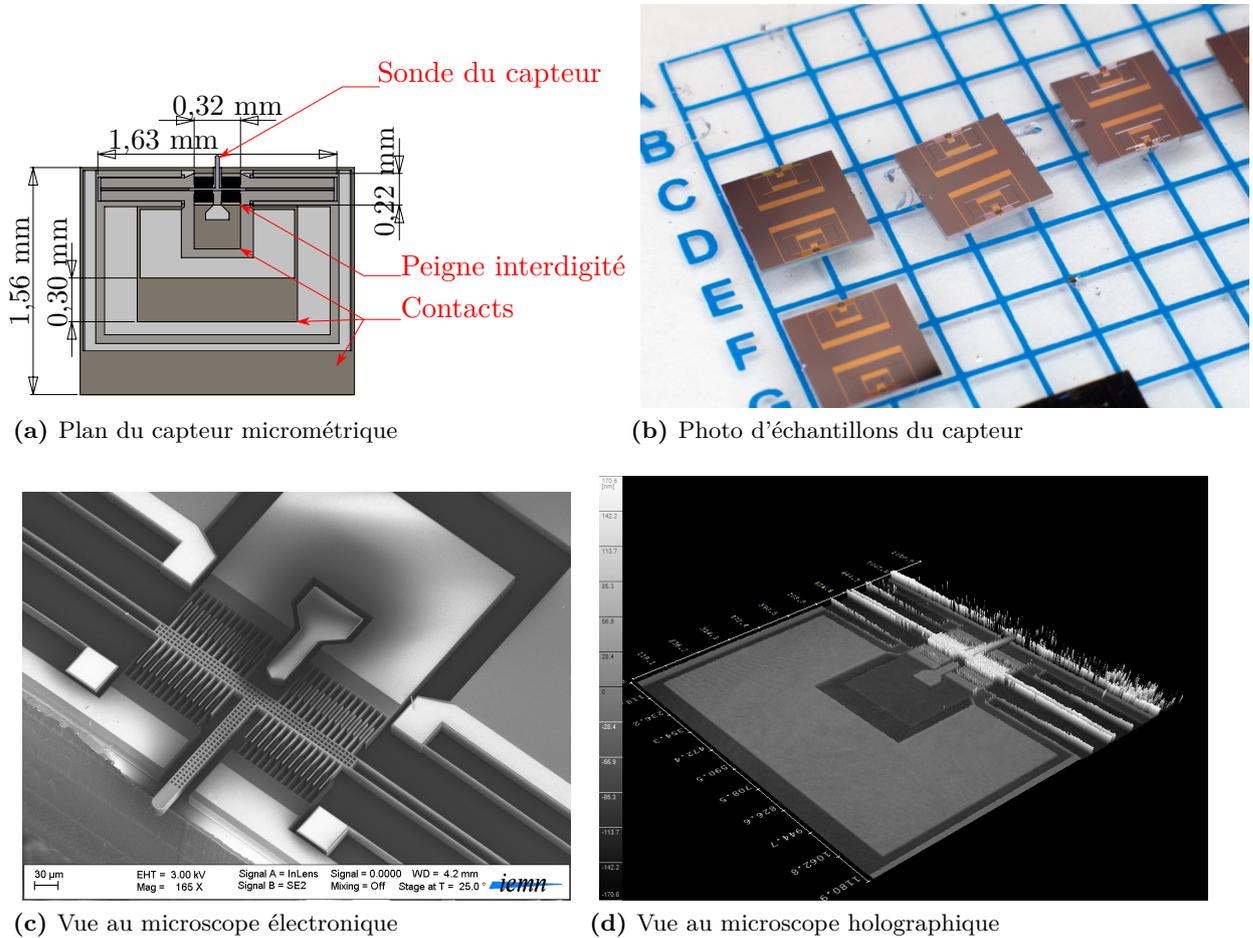


Figure 3.4: *Premier capteur à l'échelle micrométrique*

de contacts. Les couches de silicium et d'oxyde sont ensuite découpées par des procédés de lithographie. Une structure mécanique de quelques microns d'épaisseur est ainsi obtenue.

Une des premières problématiques liées à l'utilisation d'un capteur de cette dimension se pose lors du branchement du prototype. Les pads de contact ne font que $300\ \mu\text{m}$ de large. Ces dimensions rendent impossible l'utilisation de connecteurs classiques et il n'est pas non plus envisageable de souder un câble sur le connecteur. La suite de ce chapitre aborde la problématique d'instrumentation du capteur et sa caractérisation.

2.2 Instrumentation et caractérisation

La première problématique est de brancher le capteur. Une première solution dans ce type d'applications est de réaliser un lien à l'aide d'un fil d'or collé, technique appelée «wire bonding». Un exemple de cette technique est représenté en figure 3.5a. Cette technique présente des contraintes matérielles de réalisation importante et il est préférable qu'elle soit effectuée lors de la réalisation de MEMS. La deuxième technique, plus adaptée au prototypage et aux solutions temporaires, est l'utilisation d'une sonde de contact. Un exemple de sonde est représenté en

figure 3.5b, ces sondes se terminent par une pointe extrêmement fine. Cette pointe est utilisée pour appliquer un potentiel sur la surface de contact du capteur. La sonde est montée sur un système de micro-positionneur qui conjointement avec une utilisation sous microscope facilitent l'alignement des pointes sur les contacts.

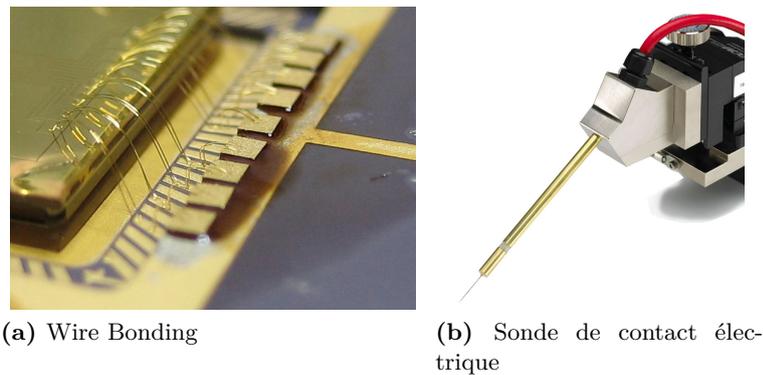


Figure 3.5: *Techniques de contacts électriques pour MEMS*

Un système appelé MEMS Analyser, composé d'une caméra reliée à un microscope, d'un stroboscope et d'un logiciel de suivi d'objet, est utilisé pour tester le capteur. À l'aide de ce système, les performances mécaniques, en particulier la réponse fréquentielle du système, sont caractérisées. Un des principaux objectifs de la conception est une fréquence de résonance supérieure à 1 kHz. Les mesures de fréquence de résonance de trois échantillons sont représentées en figure 3.6. Les fréquences de résonance sont supérieures à 1 kHz. Ces résultats valident l'approche de miniaturisation du capteur, en particulier concernant les masses et raideurs mises en jeu. Des variations importantes de la fréquence sont cependant constatées d'un échantillon à l'autre. Celles-ci imposent une adaptation de la commande du capteur à chaque échantillon.

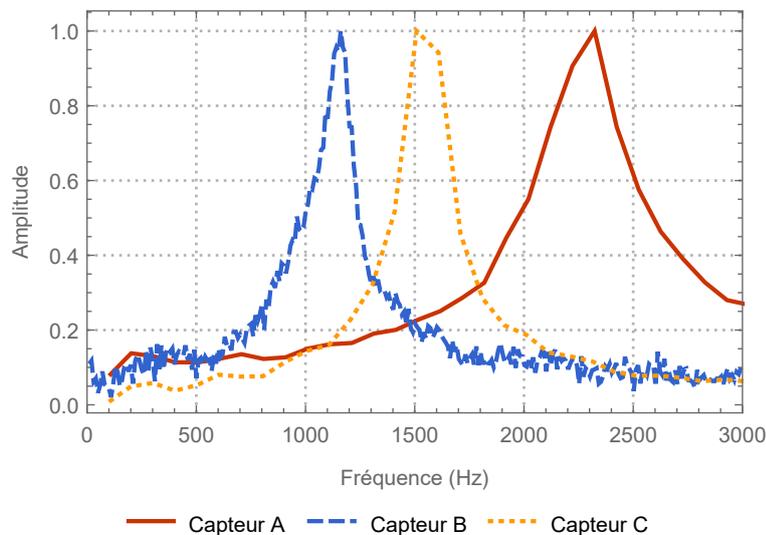


Figure 3.6: *Mesures de la bande passante du premier prototype de capteur*

Certains des échantillons présentent des défauts de développement. La figure 3.7 représente un exemple de capteur dont le peigne n'a pas été développé complètement, le rendant impropre

à l'utilisation. Les prototypes suivants sont adaptés pour améliorer le taux de réussite du développement.

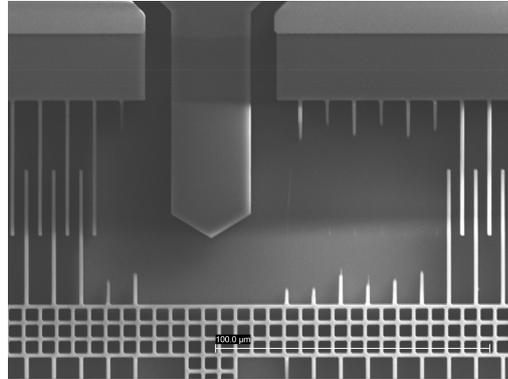


Figure 3.7: Capteur avec un problème de développement

Un deuxième défaut de fonctionnement du capteur est identifié. Certains échantillons restent totalement immobiles quel que soit la tension envoyée dans le peigne. Ces pièces défectueuses constituent la majeure partie des échantillons. Quelques échantillons effectuent un ou deux mouvements avant de s'immobiliser. Ce comportement laisse supposer qu'une des faces se charge électrostatiquement et vient bloquer la partie mobile. Dans cette situation, le capteur devient totalement inutilisable. Un nouveau prototype est conçu pour corriger ce défaut.

2.3 Adhésion électrostatique

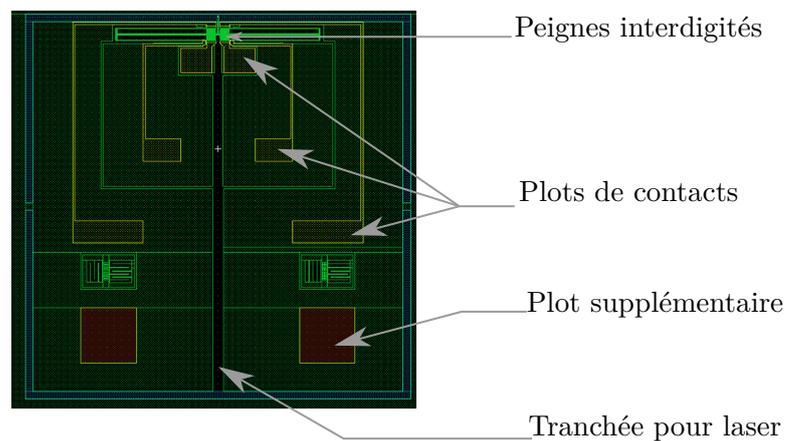


Figure 3.8: Deuxième prototype de capteur MEMS

Le deuxième prototype propose une nouvelle conception pour une amélioration de la fiabilité. La pointe de mesure est allongée dans l'optique de faciliter l'utilisation de capteur lors de mesure. Le capteur est monté sur un circuit imprimé et un «wire-bonding» est effectué afin de faciliter la connexion électrique du capteur (figure 3.9). Ce système remplace l'utilisation de pointes de contact. Un plot supplémentaire est ajouté afin de mesurer et corriger les problèmes de charge électronique de la structure. Ce plot est utilisé pour valider les premiers diagnostics. Ces différents éléments sont représentés sur le plan en figure 3.8.

La mesure de position fait l'objet d'une étude approfondie lors de cette conception. La technique employée par le prototype à l'échelle millimétrique utilise un laser et une photodiode. Cette technique n'est pas adaptée à la précision recherchée à l'échelle microscopique. Une première solution est envisagée avec un interféromètre, la difficulté est d'obtenir un reflet du laser sur la partie mobile. La solution étudiée est de creuser une tranchée, illustrée en figure 3.8, sur toute la longueur du capteur pour laisser un passage au laser. L'exploitation de l'interféromètre présente cependant plusieurs difficultés. L'alignement du laser avec la tranchée du capteur demande une grande précision et les dimensions de la surface réfléchissante sont à la limite de ce qui est exploitable avec l'interféromètre. La tranchée est réalisée sur le capteur, cependant une deuxième solution de mesure de position est privilégiée dans un premier temps.

La deuxième solution pour assurer le suivi de position est l'utilisation d'un système de suivi vidéo haute fréquence. La difficulté de cette approche est de garantir une boucle d'asservissement à 1 kHz. L'utilisation d'une caméra événementielle asynchrone apporte une solution à ce problème. L'utilisation de cette solution est détaillée dans (LU *et al.*, 2016).

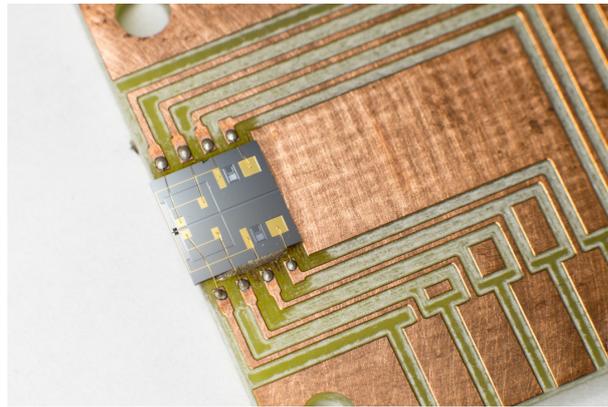


Figure 3.9: Deuxième prototype monté sur un PCB

Ce deuxième prototype est ensuite fabriqué et assemblé sur PCB, un échantillon est représenté sur la figure 3.9. L'instrumentation du capteur est simplifiée par le wire-bonding. Les prototypes présentent en revanche toujours un blocage de la partie mobile. L'utilisation des plots supplémentaire ne suffit pas à décoller les capteurs. L'observation du capteur au microscope révèle un déplacement hors plan de la partie mobile. Des observations supplémentaires indiquent que la partie mobile pivote et vient adhérer à la surface basse. Le développement d'un nouveau prototype dégageant la partie basse est envisagé.

2.4 Vers un capteur fonctionnel

En comparant les résultats du premier et du deuxième prototype, il est déterminé qu'il est important de dégager l'espace sous la partie mobile du peigne. Ce constat est renforcé par des discussions avec S.O.R. Moheimani, auteur d'un article sur un principe similaire de MEMS à mesure par boucle de retour (MOORE *et al.*, 2015). La troisième itération de MEMS est conçue avec un dégagement de la surface sous le peigne.

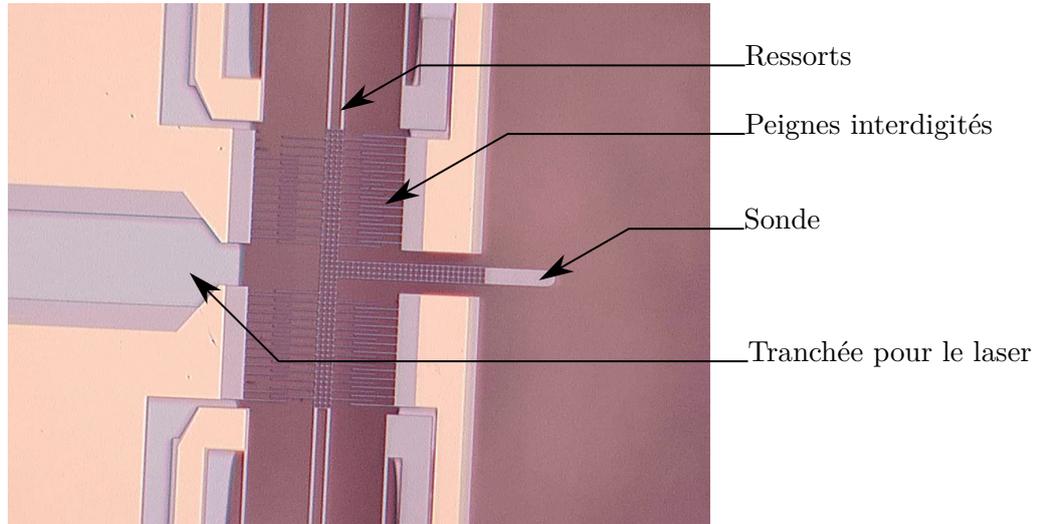


Figure 3.10: Détail du troisième prototype

Le procédé de fabrication nécessitant la libération par le dessous du dispositif, le taux de réussite est plus faible et certaines dents des peignes ressortent abîmées. Ces dents manquantes sont visibles sur la figure 3.10. Les résultats des caractérisations de déplacements sont positifs. La totalité des prototypes est capable de se déplacer et ne présente pas de phénomène d'adhésion.

Les versions finales montées n'ayant pas encore été livrées, il n'est pas possible de savoir si le capteur est totalement fonctionnel. La mesure de la position doit être mise en place pour vérifier les performances accrues de l'asservissement. Devant la complexité des technologies employées et la longueur des processus de fabrication, une nouvelle piste est explorée avec un autre capteur à l'échelle millimétrique.

3 Capteur à un degré de liberté sans raideur

Les phases de fabrication du capteur MEMS présentant des délais de plusieurs mois, un deuxième axe de recherche d'un nouveau capteur force est proposé. Cette nouvelle conception est autour d'un effecteur à l'échelle millimétrique. Des modifications structurelles augmentent la bande passante et la plage de mesures. Deux problématiques sont étudiées. La première concerne le remplacement de l'actionnement capacitif par un actionneur capable de développer des efforts plus importants. La deuxième problématique concerne la suppression de la raideur lors du guidage.

L'utilisation d'un voice coil pour l'actionnement du système assure un fonctionnement linéaire sans contact. Ce système d'actionnement développe une force proportionnelle au courant appliqué dans la bobine. De plus sa masse est réduite et la taille compatible avec nos objectifs.

Le guidage de la partie mobile pose une autre problématique. Dans le capteur à peigne (MOHAND OUSAID *et al.*, 2015) le guidage est effectué en utilisant des fibres optiques. La raideur de ces fibres optiques était mesurée et intégrée à la modélisation du système. Un tel système

était modélisé comme «masse-ressort» avec une fréquence de résonance $\sqrt{\frac{k}{m}}$ avec k la raideur des fibres et m la masse de la partie mobile. L'utilisation d'un palier à air induit un guidage axial sans frottement sec et avec des frottements visqueux négligeables.

Le fonctionnement simplifié du capteur est représenté sur la figure 3.11. Quand une force est appliquée, un déplacement de la partie mobile est mesuré par le capteur de position. La mesure de position est utilisée par la commande pour compenser la force appliquée sur le capteur.

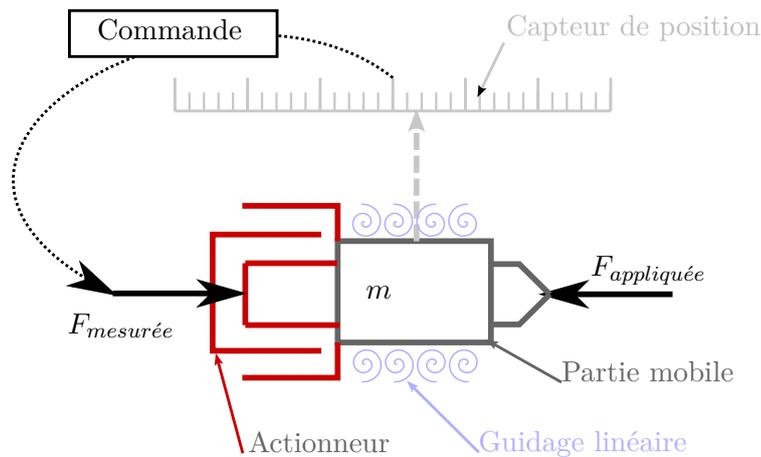


Figure 3.11: Schéma simplifié du fonctionnement du capteur

3.1 Conception du capteur

3.1.1 Performances théoriques

Les objectifs principaux de ce capteur sont d'augmenter la bande passante en supprimant la raideur du premier capteur et d'augmenter l'étendue de mesure en utilisant un actionnement plus performant. Le capteur ne présente pas de raideur apparente. Il se présente comme une masse seule. La formule 3.1 correspond au principe fondamental de la dynamique appliqué à la partie mobile, avec m la masse de la partie mobile du capteur, x sa position et $\sum F$ la somme des forces s'y appliquant. Plus la force appliquée est faible, plus la partie mobile s'écarte de sa position lentement. La vitesse de détection dépend donc de la précision du capteur. Ainsi la bande passante du capteur est directement liée à la précision de la mesure de position.

$$m\ddot{x} = \sum F \quad (3.1)$$

Le graphique 3.12 présente le tracé des rapports entre les forces et les fréquences de détection pour différentes résolutions en position. Ces tracés sont utilisés pour déterminer la résolution en position nécessaire pour satisfaire les objectifs de bande passante. À l'aide de ces tracés, un capteur de position d'une résolution de $0,1 \mu\text{m}$ est préconisé, il correspond à une mesure de force de l'ordre du 1 mN à une fréquence de 100 Hz . Ces objectifs sont suffisants pour la preuve de concept, un capteur de position plus précis pourra ensuite être implémenté.

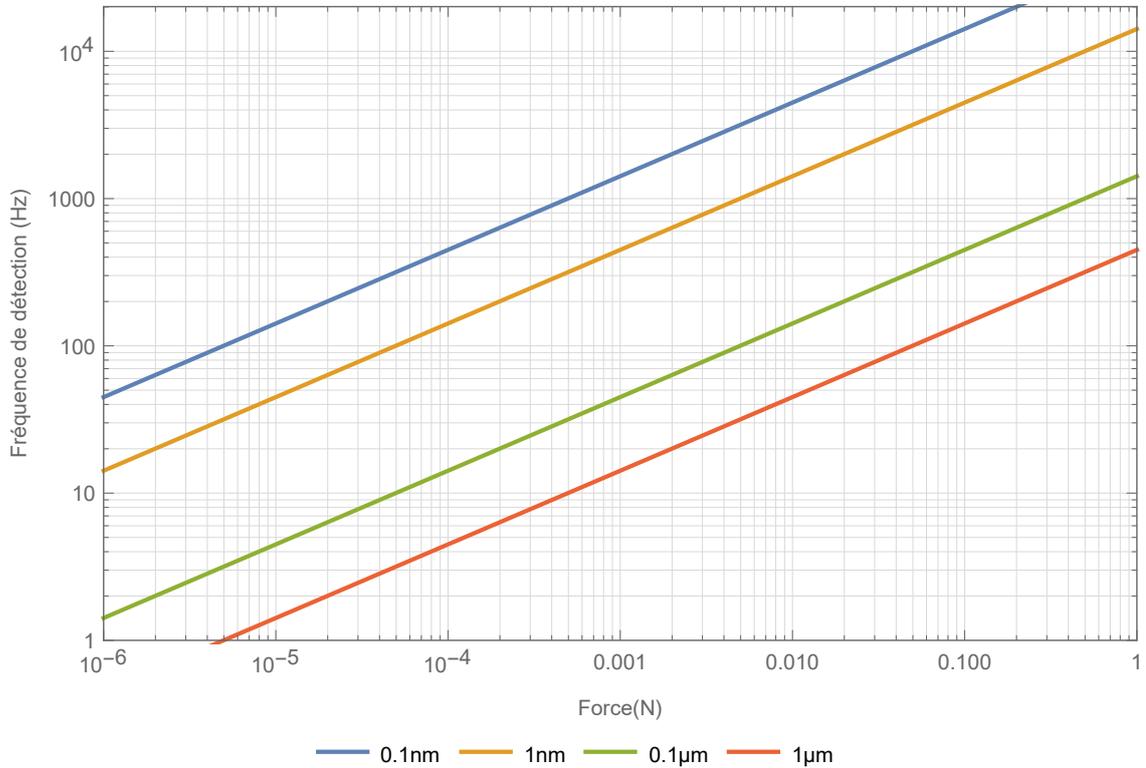


Figure 3.12: Courbes de temps de réponse des capteurs en fonction de la force

Un schéma du fonctionnement simplifié du capteur est présenté sur la figure 3.11. En pratique, le capteur ne fonctionne pas en déplacement totalement nul. Il compense le moindre déplacement détecté. Ainsi, l'inertie intervient tout de même dans les mesures. En supposant un fonctionnement optimum du correcteur, les équations de la dynamiques lors de la détection d'une nouvelle force sont :

$$m\ddot{x} = F_{appliquée} - F_{mesurée} \quad (3.2)$$

Le gain du capteur G_c est défini par la relation suivante :

$$G_c = \frac{F_{mesurée}}{F_{appliquée}} = 1 - \frac{m\ddot{x}}{F_{appliquée}} \quad (3.3)$$

Enfin, l'erreur de mesure s'écrit :

$$\varepsilon_{mesure} = 1 - G_c = \frac{m\ddot{x}}{F_{appliquée}} \quad (3.4)$$

L'accélération est estimée en fonction de la précision du capteur et de la fréquence des phénomènes. La masse dépend uniquement de la construction. La figure 3.13 représente les erreurs de mesures pour une solution utilisant un capteur de position précis à 0,1 μm et une masse de

4,97 g. Ces valeurs correspondent à la preuve de concept présentée dans la suite du chapitre. Avec ces paramètres, il est possible de mesurer des efforts de l'ordre de 1 mN d'une fréquence allant jusqu'à 1 kHz avec une erreur inférieure à 10%, ou des efforts de l'ordre de 0,1 mN jusqu'à 50 Hz pour la même précision.

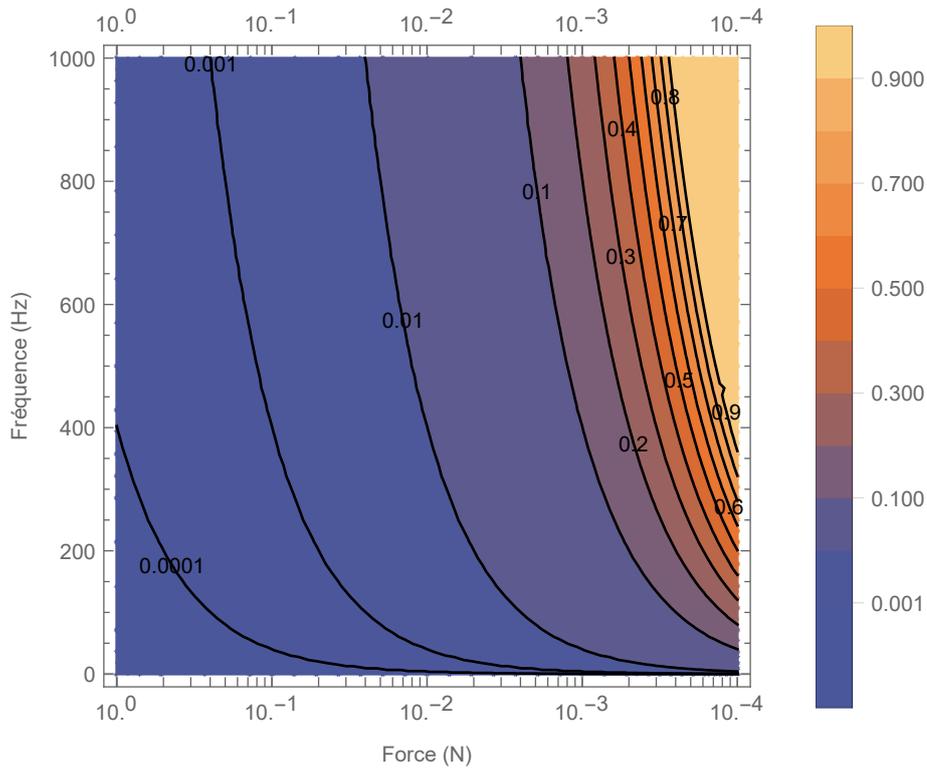


Figure 3.13: Tracé de l'erreur en fonction de la force et de la fréquence

Plus la masse du capteur est réduite, plus des forces de petites amplitudes peuvent être mesurées à haute fréquence. Les forces sont la source des accélérations. Il est ainsi possible d'augmenter la bande passante en utilisant un capteur de plus grande précision. Dans la suite de ce chapitre, les objectifs sont le choix d'un capteur précis et la réduction de la masse de la partie mobile.

3.1.2 Optimisation de la conception

Dans l'optique de réduire la masse de la partie mobile, plusieurs configurations sont conçues et leurs performances théoriques sont étudiées à l'aide de logiciels de conception assisté par ordinateur. En particulier deux configurations distinctes sont étudiées, une première configuration avec la rotation du capteur bloquée (figure 3.14a) et une configuration avec la rotation libre (figure 3.14b). Pour ces deux versions, le même voice coil et capteur de position sont employés. Le voice coil est capable de développer une force maximale de 0,27 N en continu et 0,8 N en fonctionnement intermittent.

Dans la version avec la rotation bloquée, figure 3.14a, deux paliers sont utilisés. L'actionneur est positionné entre les deux paliers. Ce positionnement de l'actionneur évite les phénomènes de porte-à-faux, les directions des efforts sont alignées. Pour la version en rotation libre, figure 3.14b, un seul palier est utilisé. L'actionneur est alors aligné avec le palier.

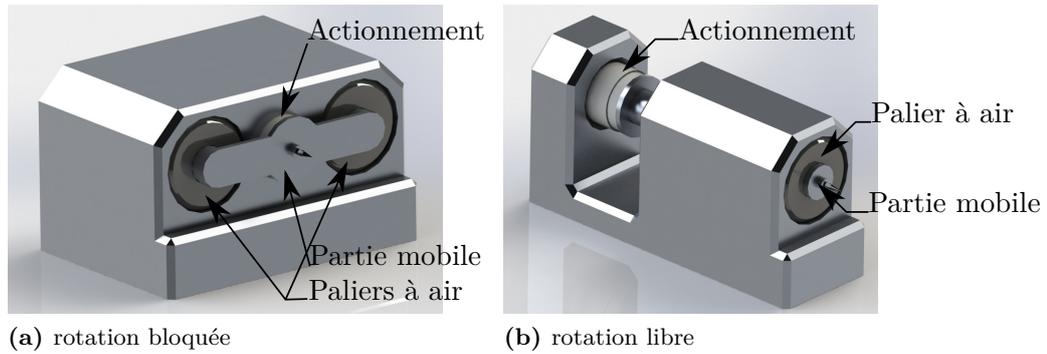


Figure 3.14: Premières conceptions des capteurs de force à voice coil

La version avec la rotation bloquée présente une masse plus importante (voir tableau 3.2a) et donc un rapport entre la résolution de la mesure de position et la mesure de force moins favorable. La version avec la rotation libre réduit la masse (voir tableau 3.2b) du système.

Caractéristique	Valeur
Masse	8,7 g
Fréquence Max	?
Force Max	0,27 N en continu et 0,8 N en intermittent
Force Min	1 μ N pour une mesure de position à 0,06 nm

(a) Caractéristiques de la version rotation bloquée

Caractéristique	Valeur
Masse	4,97 g
Fréquence Max	?
Force Max	0,27 N en continu et 0,8 N en intermittent
Force Min	1 μ N pour une mesure de position à 0,1 nm

(b) Caractéristiques de la version rotation libre

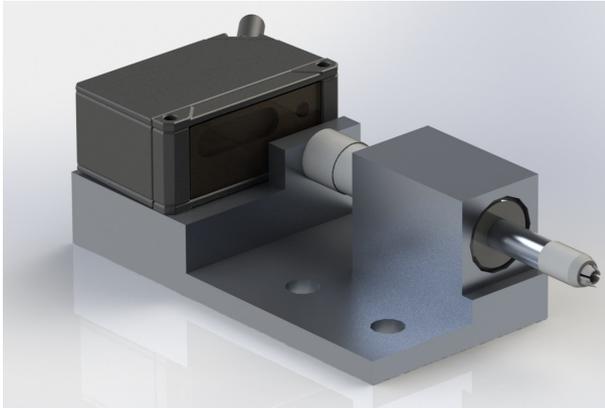
Tableau 3.2: Caractéristiques des deux conceptions de capteur

La réduction de la masse est un point prioritaire dans la conception du capteur. La version avec la rotation libre est ainsi privilégiée. Un second avantage de cette version est une simplification de la mécanique et du nombre d'éléments employés.

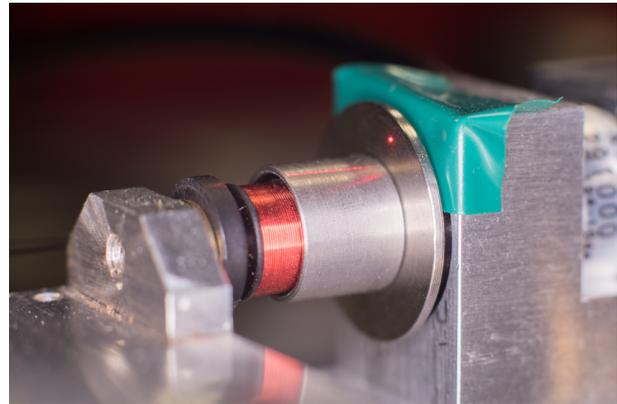
3.1.3 Réalisation technologique

Un capteur de position de la marque *microepsilon* d'une résolution de 0,1 μ m pour une fréquence de 4 kHz est utilisé. Un avantage de ce capteur réside dans sa conception avec le système de traitement intégré, ce qui rend le système complet compact et transportable. Les

conceptions théoriques sont légèrement modifiées afin de prendre en compte les contraintes de mise en place de ce capteur. Un disque est ajouté sur la partie mobile pour réfléchir le laser et la base est modifiée pour fixer le capteur, la réalisation est représentée sur la figure 3.15a.



(a) Dernière conception avant réalisation



(b) Vue sur le voice coil

Figure 3.15: *Prototype du capteur*

Lors de l'assemblage du voice coil (figure 3.15b), des défauts d'alignements sont observés. Ces défauts d'alignement sont source de frottement dans le capteur et nuisent aux performances. Dans les futures versions il est envisagé de fabriquer les bobines afin d'obtenir une meilleure précision et de contrôler le respect des contraintes.

3.1.3.1 Contrôle du système

La partie mobile du capteur est asservie en position au travers d'un contrôleur de type Proportionnel Intégrateur Dérivateur (PID). La partie proportionnelle contrôle la réponse dynamique du capteur et sa capacité à mesurer des phénomènes rapides, la partie intégrateur contrôle la précision des mesures ainsi que la sensibilité à des petites forces et la partie dérivateur stabilise le capteur.

La partie mobile du capteur réalisé possède une masse de 18,3 g. Les différences entre cette masse et les estimations de la conception initiale sont dues aux changements de géométrie et de matériaux. Ces changements améliorent les performances du capteur de position. Cette masse de 18,3 g, combinée avec le peu de frottements du palier à air et l'actionnement à distance du voice coil, forme un système très faiblement amorti, les oscillations sont persistantes. Pour chaque impulsion, l'inertie du système tend à le faire dépasser la consigne. C'est une source d'instabilité importante. Une conception du capteur avec un axe allégé et un voice coil utilisant des aimants plus légers améliorerait fortement les performances. Dans un premier temps, les oscillations sont compensées par un schéma de contrôle à haute fréquence. L'amortissement est produit par la commande, la haute fréquence est donc nécessaire pour obtenir une réactivité suffisante.

La commande est implémentée sur un contrôleur temps réel performant. Ce contrôleur est composé d'un ordinateur sous linux avec noyau temps réel RTAI. Une fréquence de 20 kHz est atteignable. En pratique, le capteur est l'élément limitant. La fréquence maximale de fonction-

nement du capteur est de 4 kHz. Cette fréquence apporte une stabilisation satisfaisante de la partie mobile du capteur. Les entrées et sorties sont reliées à un boîtier d'acquisition NI qui offre une précision des signaux analogiques sur 16 bit.

Plusieurs pistes sont étudiées pour l'amélioration du contrôle. Une première piste étudie l'utilisation d'un contrôle implémenté sur un FPGA. Cette solution atteint des fréquences d'échantillonnage de plusieurs centaines de kilohertz. La deuxième solution consiste en un contrôle analogique. Le système devient alors un système continu et les problématiques de retard des systèmes discrets sont supprimés. Les travaux récents sur le capteur s'orientent vers la première piste, cette piste apporte plus de possibilités dans la conception de schémas de commande.

3.2 Caractérisation du capteur

La caractérisation du capteur est effectuée dans le but de valider les hypothèses théoriques de fonctionnement du capteur. Les variations avec la théorie sont utilisées pour établir des modélisations plus précises et valider le choix des termes négligés.

Dans un premier temps, les performances en régime statique du capteur sont étudiées. La sensibilité du capteur peut ainsi être identifiée et il est possible de vérifier si la réponse est linéaire. Dans un second temps, les performances en régime dynamique sont étudiées.

3.2.1 Mesures statiques du capteur

Pour caractériser le capteur, un dynamomètre allant de 0,05 N à 0,5 N est utilisé. Une première série de mesures est effectuée en utilisant le dynamomètre dans sa configuration d'origine. Puis l'utilisation d'un bras de levier permet de mesurer des forces allant de 0,014 N à 0,05 N. La figure 3.16 présente le tracé de la force exercée et les mesures de courant correspondant.

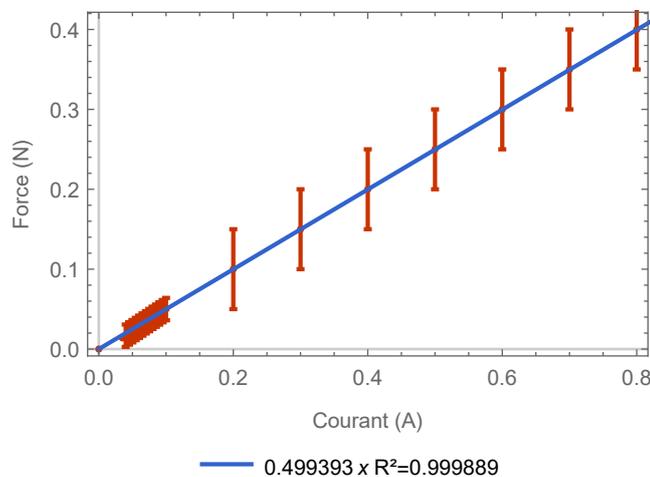


Figure 3.16: Tracé de la force en fonction du courant

Une relation linéaire entre le courant et la force est identifiée avec un coefficient de corrélation très proche de 1. La constante de force est identifiée à 0,5 N/A.

La documentation technique du voice coil donne les caractéristiques du tableau 3.3. Une légère différence apparaît au niveau de la constante de force. Cette variation est présente dans d'autres systèmes du laboratoire utilisant des actionneurs de ce fabricant. La différence peut être attribuée à un manque de précision lors de la rédaction de la documentation technique ou de vérification des éléments fabriqués.

Caractéristique	Valeur
Constante de force	0,45 N/A
Force max (continu)	0,27 N
Force max (pic)	0,8 N

Tableau 3.3: Caractéristiques de la documentation technique

L'amplificateur de courant utilisé pour contrôler l'actionneur est un module Maxon Escon 50/5. Il dispose d'une résolution de 12 bit en entrée avec une bande passante de 10 kHz. Ces paramètres sont utilisés pour dresser un tableau des caractéristiques du capteur avec le voice coil. Le tableau 3.4 indique que ce capteur dispose d'une plage de mesures de 0,000 44 N à 1 N. Cette valeur est théorique et ne prend pas en compte les frottements. Un raffinement de la force minimale nécessite de quantifier les frottements visqueux et secs.

L'étendue de la plage de mesure de l'ancien capteur était de 1000 fois la résolution (tableau 1.2). Le nouveau capteur présente une plage de mesure de 2270 fois la résolution. La plage de mesure est doublée, ce qui correspond aux objectifs d'améliorations de performances.

Caractéristique	Valeur
Constante de force	0,5 N/A
Force max (continu)	0,4 N
Force max (pic)	0,9 N
Résolution (théorique)	440 μ N
Fréquence d'échantillonnage	4 kHz

Tableau 3.4: Caractéristiques du nouveau capteur

Une amélioration de la bande passante est aussi souhaitée. Cette augmentation est cruciale pour la mesure de phénomènes dynamiques aux petites échelles. La prochaine section aborde les résultats de mesures en régime dynamique. Cette caractérisation mesure la bande passante du capteur.

3.2.2 Mesures dynamiques

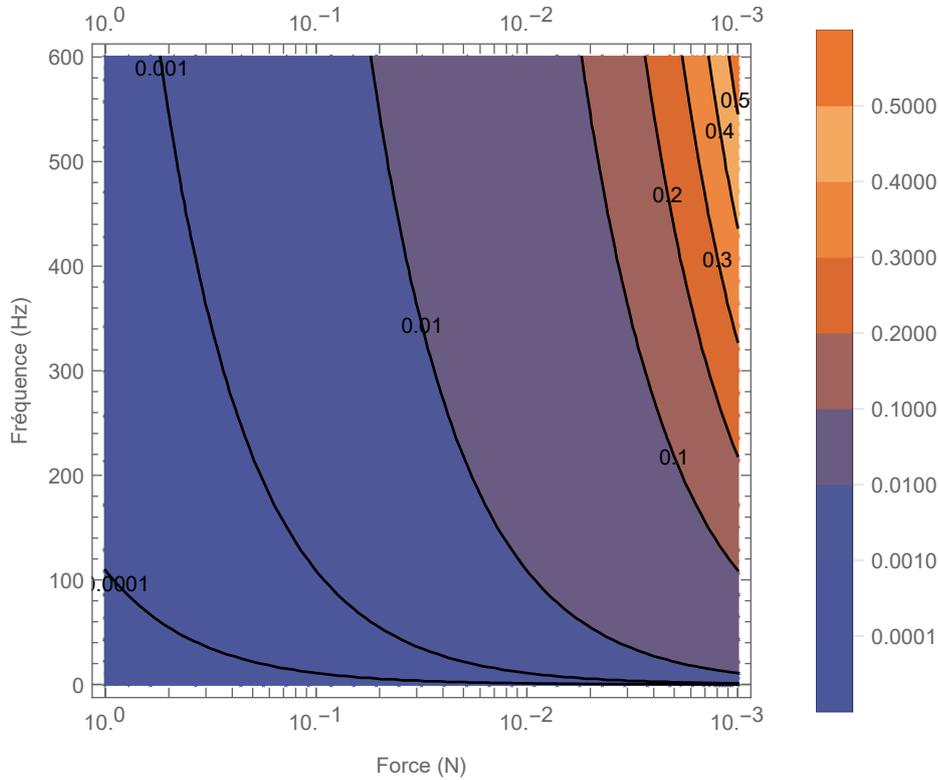


Figure 3.17: Erreur en fonction de la force et de la fréquence

La masse de la partie mobile du capteur est 18,3g. La précision du capteur de position est de 0,1 μm . La figure 3.17 donne les erreurs estimées du capteurs en fonction de la fréquence des phénomènes et de l'amplitude des efforts.

Une caractérisation de la fréquence maximale des efforts mesurée par le capteur est réalisée. Un système d'actionnement reposant sur l'utilisation d'un haut parleur pour déplacer un aimant est utilisé (figure 3.18). L'utilisation d'un système d'aimants génère la force envoyée au système. Un aimant est fixé au capteur, un autre aimant est fixé à la partie mobile d'un haut parleur. Les variations de distance entre les deux aimants créent une variation de force qui peut être mesurée sur le capteur. Il est possible de contrôler la distance d'actionnement et ainsi d'éviter la saturation du capteur.

Le haut-parleur est branché sur un amplificateur de classe D dont le signal d'entrée est généré par un générateur de signaux basse fréquence. Ce système contrôle précisément la fréquence du haut-parleur et donc les oscillations de l'aimant. L'amplitude des oscillations ne peut être connue de façon précise et nécessiterait l'ajout d'un capteur de position pour contrôler les mouvements de la membrane du haut-parleur. Dans un premier temps l'absence de cette mesure n'est pas gênante pour vérifier la bande passante en fréquence du capteur.

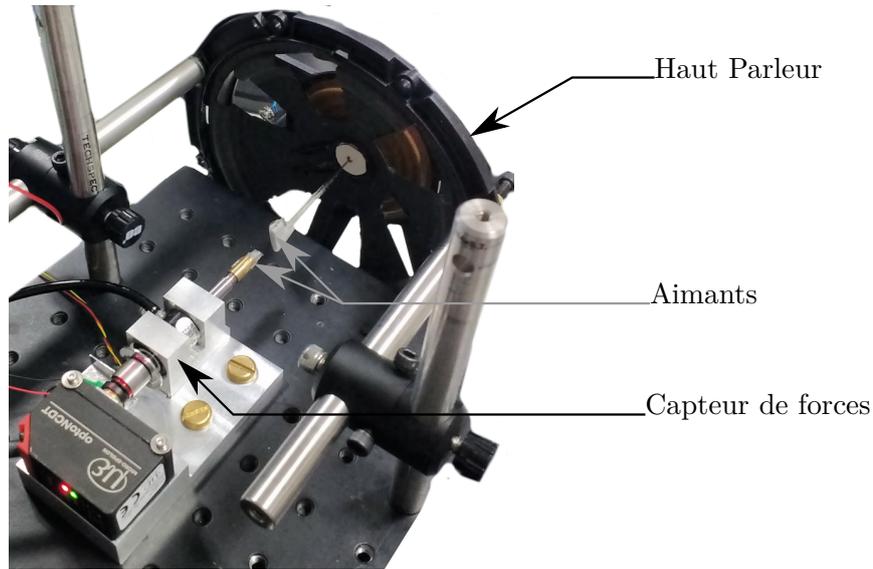


Figure 3.18: Système d'excitation en régime dynamique

Une série de mesures pour différentes fréquences est réalisée et un panel de résultat est présenté sur la figure 3.19. Pour chacune des mesures, la tension d'alimentation du haut-parleur et la mesure de force sont affichées. Les fréquences des signaux sont identifiées en utilisant une transformée de Fourier discrète, puis l'identification est affinée en ajustant une sinusoïde sur les mesures et en observant sa fréquence. Cette méthode offre des résultats précis et permet de contrôler rapidement la fiabilité du résultat. L'amplitude des mesures de forces est aussi indiquée, cette mesure permettra de caractériser le gain du capteur en fonction de la fréquence. En revanche elle ne peut pas être exploitée de façon rigoureuse pour l'instant sans connaître l'amplitude des oscillations de l'aimant.

Pour des fréquences allant jusqu'à 250 Hz, le capteur présente un signal de même fréquence que l'excitation du haut-parleur. Une dégradation du signal apparaît sur la mesure à 250 Hz (figure 3.19c). Cette dégradation n'est pas nécessairement attribuée au capteur. Le support de l'aimant est une tige souple et il est possible que des modes d'oscillation apparaissent suite à l'excitation par le haut-parleur. À 300 Hz, la mesure de force ne suit plus les oscillations du haut-parleur. La méthode de mesure de la fréquence présente même un résultat très différent.

Dans un premier temps, il semble que le capteur mesure des efforts avec des variations allant jusqu'à 250 Hz. Cependant il est possible que les performances soient tributaires d'un défaut dans le schéma de contrôle. Un gain dérivateur trop important par exemple améliore la stabilité du système mais au détriment de la dynamique.

Les performances mesurées sur ce capteur présentent une amélioration comparé aux valeurs du précédent capteur. La mesure de forces à des fréquences de 500 Hz n'est cependant pas atteinte. Une réduction de la masse et une amélioration du contrôle du capteur sont des pistes pour augmenter la fréquence maximale. Avec la configuration actuelle, une fréquence maximale de 300 Hz est atteinte. Cette fréquence représente une amélioration des performances du capteur à peigne millimétrique par un facteur 30. Cette amélioration s'ajoute à l'augmentation de l'étendue

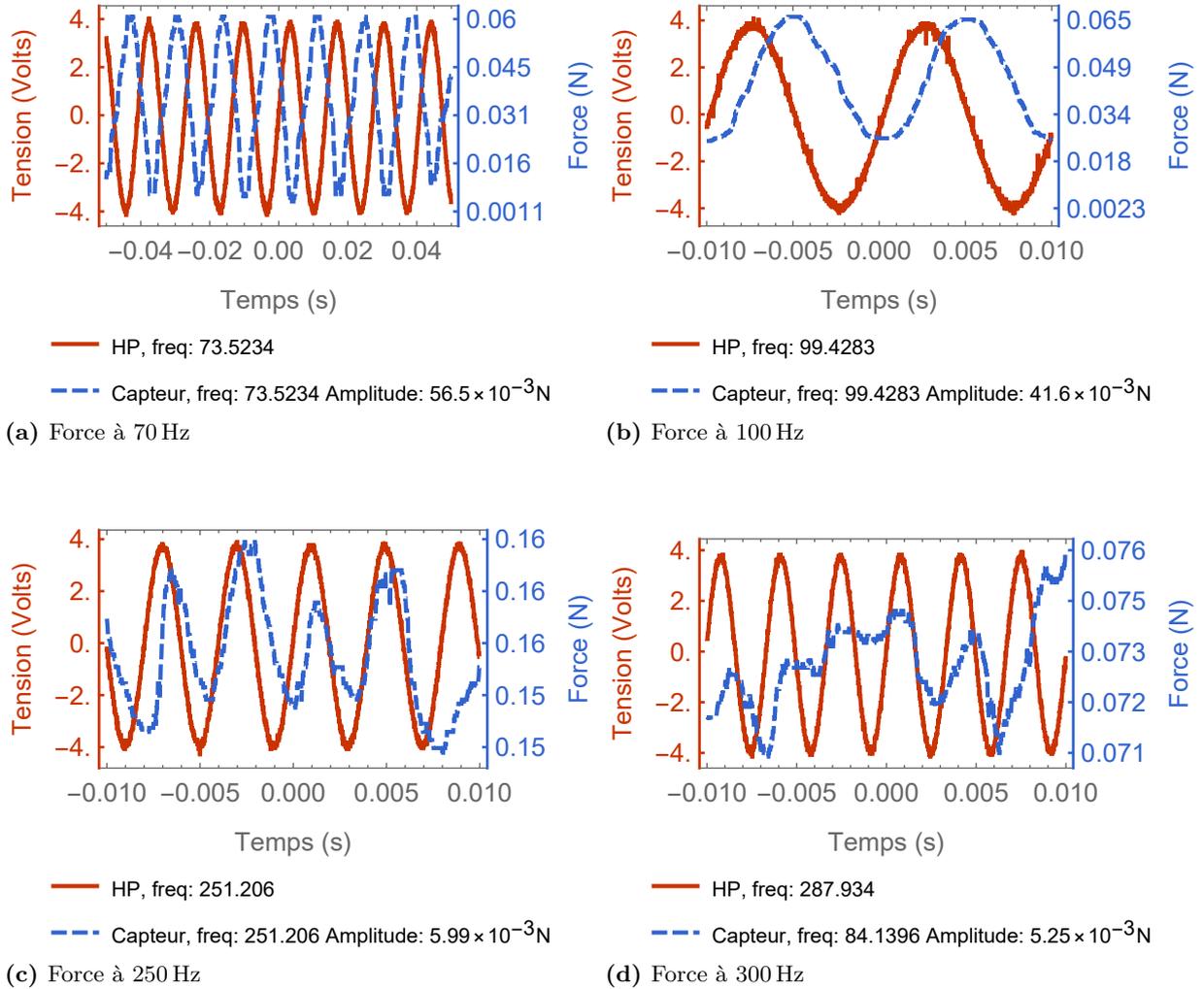


Figure 3.19: Mesures dynamiques

de mesure admissible. Les résultats des caractérisations de ce capteur sont en adéquation avec la problématique de mesure.

La conception de ce capteur est réalisée pour autoriser une extension simplifiée sur plusieurs degrés de liberté. L'utilisation d'un palier à air génère une raideur axiale suffisamment importante pour découpler proprement les directions des efforts. Sur le pallier utilisé dans le capteur, la raideur radiale est de $2 \text{N}/\mu\text{m}$ et la force maximale admissible est de 12N . Il est donc possible de concevoir un capteur sur 3 degrés de liberté en déclinant les orientations suivant des directions orthogonales, l'axe s'opposant à la pesanteur devra toutefois utiliser un voice coil capable de compenser le poids de capteur. L'annexe 2 aborde cette question plus en détail.

Le capteur est relié à l'interface à un degré de liberté pour former une chaîne de téléopération. La stabilité de la chaîne de téléopération est vérifiée. Des travaux sont en cours pour évaluer le ressenti apporté par le capteur. Ces travaux s'intéressent à des mesures de forces capillaires.

4 Conclusion

Dans ce chapitre, les problématiques de la mesure de force aux petites échelles ont été abordées. Dans un premier temps, les caractéristiques des forces à l'échelle du micro-monde ont été identifiées. L'état de l'art a été confronté à ces caractéristiques et une attention particulière a été portée à une solution de mesure par boucle d'asservissement. Des perspectives d'amélioration de ce capteur ont été analysées et deux solutions ont été suivies.

La première solution consiste en une miniaturisation du capteur afin de réduire la masse et d'augmenter la bande passante du capteur. Ce capteur permettra aussi de mesurer des forces de plus petite échelle et sur des objets de dimensions plus réduites. Des problématiques spécifiques à la conception de système à cette échelle ont soulevé des difficultés.

La deuxième solution se base sur un fonctionnement sans raideur. Ce capteur permet d'effectuer des mesures pour des forces de 0,44 mN à 900 mN. Les forces peuvent avoir des fréquences allant de 0 Hz à 250 Hz. De nombreuses pistes d'améliorations sont possibles, la boucle d'asservissement peut être optimisée pour améliorer les performances du système. Une autre amélioration rendue possible par cette conception est l'extension simple à plusieurs degrés de liberté.

Le chapitre suivant reprend cette problématique de l'extension à plusieurs degrés de liberté tout en conservant les performances. Il s'intéresse à la conception d'une interface haptique haute fidélité à plusieurs degrés de liberté.



Interface planeaire haute fidelite

Sommaire

1	Objectifs et analyse de l'état de l'art	76
1.1	État de l'art des interfaces haptiques planaires	76
1.2	Synthèse et objectifs de performances	80
2	Interface plane avec actionnement sans contact	81
2.1	Conception de l'interface	82
2.2	Caractérisation et première validation de l'interface	94
3	Conclusion	97

Le capteur présenté dans le chapitre précédent offre une mesure des efforts d'une amplitude de 0,44 mN à 900 mN à des fréquences de 0 Hz à 500 Hz. Ce capteur possède comme propriété d'être intégrable dans un assemblage pour mesurer des forces sur plusieurs degrés de liberté. L'interface présentée dans le chapitre 2 offre des performances compatibles à celles du capteur du précédent chapitre. La limitation à un degré de liberté de cette interface restreint son utilisation. Les tâches de manipulation et caractérisation s'effectuent souvent sur plusieurs degrés de liberté. Une solution est d'utiliser plusieurs interfaces à un degré de liberté pour contrôler indépendamment les différents axes. Une approche pour une manipulation plus intuitive est l'utilisation d'une interface avec plusieurs degrés de liberté.

Une étude des méthodes d'interaction en trois dimensions est présentée dans (JANKOWSKI et HACHET, 2013). Il est montré que, pour des manipulations dans l'espace, les interfaces offrant des interactions 3D améliorent les performances (ARAS, SHEN et NOOR, 2014). Un inconvénient de la manipulation naturelle/directe en trois dimensions est cependant son manque de précision. Il est difficile de garder le bras à une position fixe dans l'espace et les mouvements induits compliquent la réalisation des tâches de manipulation, même si des algorithmes sont développés pour adapter automatiquement le facteur d'échelle et augmenter la précision des interactions (FREES et KESSLER, 2005). Comparativement, il est plus aisé d'obtenir une interaction précise si elle est contrainte en deux dimensions. Le système somatosensoriel fonctionne avec le système moteur dans des espaces de dimensions réduites (ROBLES-DE-LA-TORRE et HAYWARD, 2001 ; SMITH *et al.*, 2009 ; HAYWARD, 2011). Une première approche est la conception d'une interface avec des déplacements plans transparents et un axe normal avec une grande impédance. Une autre approche combine une interface 2D et une interface 1D pour découpler la troisième dimension. Dans les deux approches, la 3D devient alors un ensemble de plans 2D et les interactions sont

plus précises. De même que la molette de la souris fut initialement inventée pour les interactions 3D (VENOLIA, 1993), l'utilisation de l'interface présentée dans le chapitre 2 peut compléter une interface plan.

La conception d'une interface dédiée à des explorations dans le plan est présentée dans ce chapitre. Plusieurs solutions sont étudiées. Une première piste explore les possibilités d'adapter l'interface précédente dans une configuration offrant des déplacements plans. Il est important que cette configuration conserve les performances obtenues sur un degré de liberté pour ne pas restreindre les performances de la chaîne de téléopération. L'extension n'étant pas triviale, une deuxième piste propose la conception d'une interface nouvelle avec les mêmes propriétés de réduction d'inertie et de dynamique de force élevée.

Une première partie s'intéresse à l'état de l'art des interfaces haptiques offrant des interactions planaires et présente les objectifs de performances. L'interface présentée dans le chapitre 2 peut s'apparenter à un moteur à hautes performances. Une deuxième partie étudie ainsi les possibilités de l'utiliser dans une configuration à plusieurs degrés de liberté. Une configuration de type pantograph est privilégiée. Cependant le gain en inertie n'est pas suffisant. Une troisième partie s'intéresse alors à la conception d'une nouvelle interface. Celle-ci conserve le principe de découplage entre l'actionnement principal et la partie tenue par l'utilisateur et utilise un guidage plan et un actionnement à distance. Des moteurs à induction linéaire sont développés pour la réalisation d'un actionnement à distance performant et un palier à air fournit un guidage plan sans frottement. Une conclusion propose les éléments nécessaires à la réalisation d'interface haptique planaires pour des applications d'interaction avec le micro-monde.

1 Objectifs et analyse de l'état de l'art

L'objectif de nos travaux est de construire une interface à deux degrés de liberté dans le plan. Cette interface sera combinée à une interface à un degré de liberté pour des interactions en trois dimensions. Cette interface est conçue pour des manipulations avec le micro-monde. La qualité d'interaction souhaitée impose des contraintes sur la conception : des frottements et une masse apparente faibles ainsi qu'une grande dynamique d'efforts.

1.1 État de l'art des interfaces haptiques planaires

Le sens haptique se décompose en deux composantes, le ressenti kinesthésique et le ressenti tactile. Le ressenti kinesthésique concerne la sensation de mouvement des parties du corps et un retour musculaire. Le ressenti tactile englobe des perceptions plus fines, liées au sens du toucher. De nombreuses réalisations d'interfaces récentes se concentrent sur le retour tactile :

- Des actionnement par ultrasons sont utilisés pour la simulation de textures (WIERTLEWSKI *et al.*, 2014; HUDIN, LOZADA et HAYWARD, 2015) ou combinés à des électrovibrations pour de la modulation de friction (VEZZOLI *et al.*, 2015).
- Des actionnements combinant fluide magnétoréologique et électroaimants (JANSEN, KARRER et BORCHERS, 2010; HASHIZUME *et al.*, 2016) sont utilisés pour la simula-

tion de textures et d'éléments d'interfaces utilisateur tels que les touches d'un clavier virtuel.

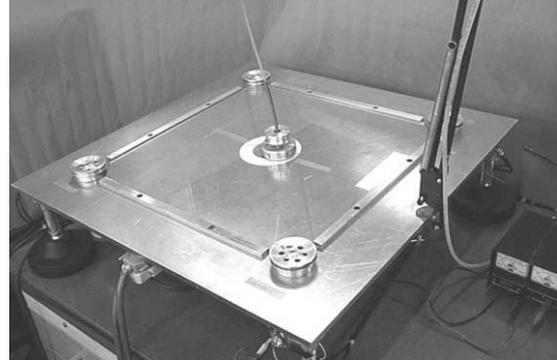
- Des interfaces à actionnements électrostatiques (NAKAMURA et YAMAMOTO, 2013; BAU *et al.*, 2010; Q. WANG *et al.*, 2016) simulent des textures et ajoutent un ressenti tactile à des écrans tactiles.

Ces interfaces ne sont pas pleinement capables de restituer des efforts importants et un retour kinesthésique. Elles ne conviennent pas aux exigences pour la téléopération aux petites échelles. Une deuxième catégorie d'interfaces se concentre sur le retour kinesthésique. Il est possible de distinguer plusieurs sous-catégories en fonction des modes de transmissions des efforts. Trois sous-catégories sont retenues :

- Les interfaces à transmissions mécaniques rigides des efforts (figure 4.1a). Les systèmes employés utilisent des engrenages, bras de leviers, roulements, ajustements... Les inconvénients classiques de ces systèmes sont des jeux mécaniques et l'inertie de l'ensemble.
- Les interfaces utilisant des câbles pour transmettre les efforts à l'utilisateur (figure 4.1b et figure 4.1c). Les câbles fonctionnent en traction uniquement. Les configurations sont généralement plus complexes et utilisent plus d'actionneur pour un même nombre de degrés de liberté.
- Les interfaces avec un actionnement à distance (figure 4.1d et figure 4.2). Ce choix technique élimine les éléments mécaniques de transmission des efforts et réduit ainsi l'inertie des éléments mobiles.



(a) Pantograph (CAMPION, 2005)



(b) Interface Feriba3 (GALLINA, ROSATI et ROSSI, 2001)



(c) Sophia-3 (ZANOTTO *et al.*, 2014)



(d) Actuated Workbench (PANGARO, MAYNES-AMINZADE et ISHII, 2002)

Figure 4.1: Exemples d'interfaces planes

Ces catégories sont utilisées pour classer les différentes interfaces de l'état de l'art.

1.1.1 Transmission rigide

Le Pantograph (RAMSTEIN et HAYWARD, 2003) est un exemple caractéristique. Il présente un espace de travail important et une inertie réduite. Cette interface est à structure parallèle et produit une force maximum de 10 N pour un espace de travail de 10 cm × 16 cm . Il offre une bande passante de fonctionnement de 0 Hz à 400 Hz. Deux moteurs actionnent des bras qui forment un parallélogramme (figure 4.1a). Des versions plus évoluées de cette interface sont développées, dont une solution utilisant un vibreur pour augmenter la bande passante de l'interface et ajouter un ressenti tactile (LU *et al.*, 2016). Cette interface présente cependant une inertie trop grande pour le rendu de phénomènes à haute dynamique.

Une approche cobotique est proposée dans (SATLER, AVIZZANO et RUFFALDI, 2011) et (PRICE et SUP, 2016). L'utilisateur déplace l'intégralité de l'interface sur une surface plane. L'approche de (SATLER, AVIZZANO et RUFFALDI, 2011) utilise trois roues holonomes. Cette configuration apporte une stabilité isostatique et un actionnement dans toutes les directions. L'interface est conçue pour restituer une force de 35 N. Pour (PRICE et SUP, 2016), l'actionnement est réalisé en orientant une roue libre. Les efforts sont obtenus par modulation de la friction. L'interface obtenue est passive et n'est pas adaptée au ressenti de forces comme l'attraction capillaire.

Les interfaces à transmission rigide présentent l'inconvénient de proposer soit des espaces de travail trop restreints soit une inertie importante. Il y a un compromis entre l'espace de travail, l'amplitude des forces et l'inertie des composants. Ces caractéristiques nuisent au ressenti haptique de forces à haute dynamique.

1.1.2 Transmission à câbles

Les interfaces Feriba3 (GALLINA, ROSATI et ROSSI, 2001), CDHD (YANG et Y. ZHANG, 2009), et Sophia-3 (ZANOTTO *et al.*, 2014) utilisent des transmissions à câbles. Ces trois interfaces fonctionnent dans le plan et offrent 3 degrés de liberté.

L'interface Feriba3 (GALLINA, ROSATI et ROSSI, 2001 ; ZANOTTO, ROSATI et ROSSI, 2010) (figure 4.1b) repose sur deux moteurs entraînant des câbles et une partie mobile légère. La partie mobile se déplace sur un coussin d'air afin de réduire l'inertie. Le coussin d'air est formé à l'aide d'orifices dans la partie mobile et d'une surface en verre. Cette interface offre un espace de travail de 45 cm², une force maximale de 5 N et un couple max de 250 N·mm. Le Cable Driven Haptic Device (CDHD) (YANG et Y. ZHANG, 2009) reprend les bases de cette interface et ajoute un actionnement piezoceramique pour la restitution de phénomènes tactiles.

L'interface Sophia-3 (ZANOTTO *et al.*, 2014), figure 4.1c, ajoute la possibilité d'incliner le plan de travail. De plus, cette interface utilise une poulie mobile qui diminue le nombre de câbles et évite les interférences entre l'utilisateur et les câbles. La force maximale dans l'espace de travail est de 40 N. Il est possible de monter jusqu'à 87 N mais uniquement à des positions favorables.

Ces interfaces présentent comme inconvénient de faire intervenir la masse des câbles dans l'inertie totale de l'interface. Un deuxième inconvénient provient de l'élasticité des câbles, source d'instabilité. Ces interfaces présentent aussi une grande complexité cinématique.

1.1.3 Actionnement à distance

L'Actuated Workbench (PANGARO, MAYNES-AMINZADE et ISHII, 2002), le dePENd (YAMAOKA et KAKEHI, 2013) et le Proactive Desk (NOMA *et al.*, 2004 ; YOSHIDA, NOMA et HOSAKA, 2006) utilisent un actionnement électromagnétique à distance. Cette solution procure l'avantage d'éliminer la masse des actionneurs de la masse du manipulandum.

L'Actuated Workbench (PANGARO, MAYNES-AMINZADE et ISHII, 2002)(figure 4.1d) est basé sur un principe magnétique. La surface de travail est de $16,5\text{ cm}^2$ et cette interface utilise un actionnement par électroaimants. Des algorithmes d'antialiasing, empruntés aux technologies d'affichages sur écran LCD, sont implémentés pour générer des efforts uniformes dans toutes les directions. Le dePENd (YAMAOKA et KAKEHI, 2013) propose une variation de cette actionnement. Un aimant néodyme est contrôlé en position sous la surface de travail et agit sur la pointe ferromagnétique d'un stylo. Cette solution présente l'inconvénient de faire apparaître l'inertie du mécanisme d'actionnement de l'aimant dans le ressenti utilisateur.

Une autre approche est présentée pour le Proactive Desk (NOMA *et al.*, 2004) et le Proactive Desk II(YOSHIDA, NOMA et HOSAKA, 2006) (figure 4.2). L'actionnement utilise des moteurs linéaires à induction. L'intérêt de ce procédé réside dans la possibilité de construire un actionnement linéaire à distance, Ce système donne un retour d'effort de 4 N pour une surface de 23 cm^2 .

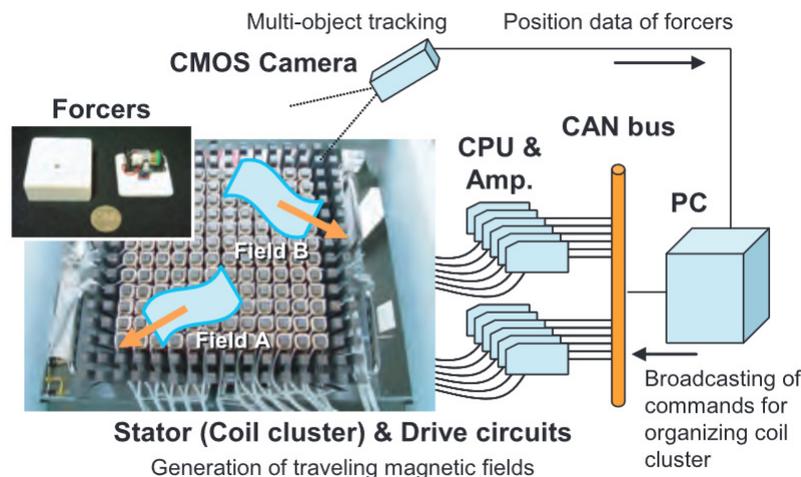


Figure 4.2: *Proactive Desk* (YOSHIDA, NOMA *et* HOSAKA, 2006 ; NOMA *et al.*, 2004)

Les interfaces à actionnement à distance présentent des inerties ressenties très réduites, les parties manipulés sont très réduites. Les interfaces sont en revanche sujettes aux frottements car

les objets sont en contact direct avec la surface. Ces frottements empêchent le ressenti de petits efforts.

1.2 Synthèse et objectifs de performances

L'analyse de l'état de l'art montre que des solutions existent pour la construction d'interfaces à faible inertie ou fournissant des efforts importants. En revanche il n'existe pas d'interfaces combinant faible inertie, forces importantes et faibles frottements.

L'interface à un degré de liberté apporte de grandes performances en termes de dynamique de rendu. Elle a été utilisée pour restituer les interactions exercées par une fourmi sur une surface humide (MOHAND OUSAID *et al.*, 2014) de façon transparente. En revanche elle offre une interaction limitée à un degré de liberté uniquement. La conception d'une nouvelle interface est proposée. Les mêmes performances sont souhaitées, la nouvelle conception a pour objectif une force minimale inférieure à 1 mN, une inertie ressentie de 10 g, une force maximale supérieure à 1 N et une bande passante en fréquences approchant 1 kHz.

Le Pantograph (RAMSTEIN et HAYWARD, 2003 ; CAMPION, 2005) présente une grande dynamique d'effort mais est pénalisé par son inertie. Une conception combinant deux interfaces à un degré de liberté dans un Pantograph est proposée. L'actionnement du Pantograph est remplacé par celui de l'interface à un degré de liberté. Cette idée, illustrée sur la figure 4.3a, a vocation de proposer une meilleure dynamique au système en apportant des moteurs à couples élevés pour une inertie réduite.

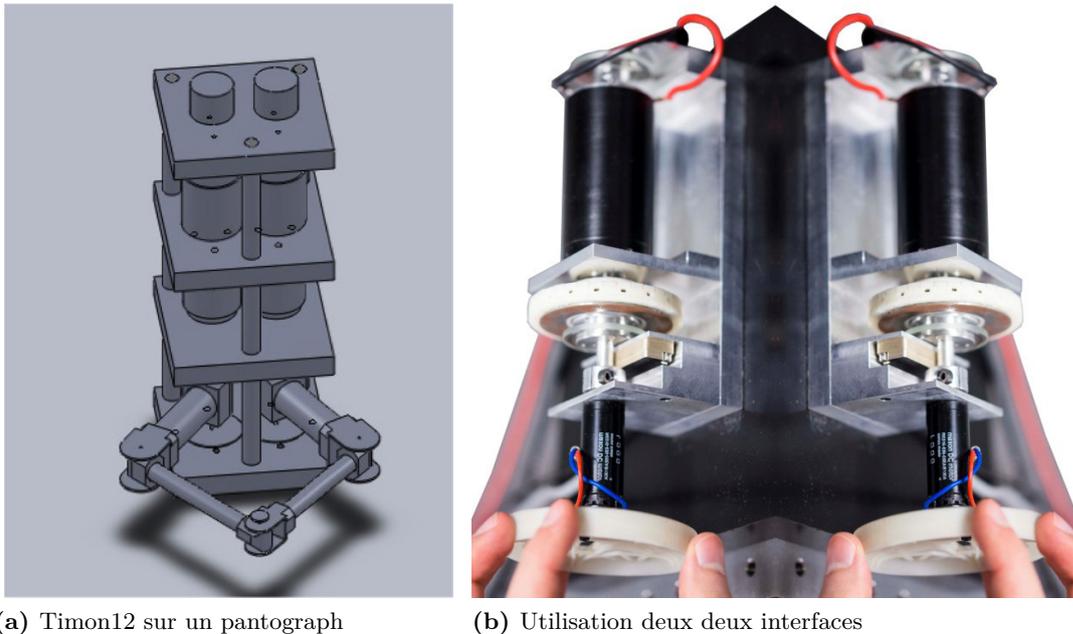


Figure 4.3: Utilisations d'interfaces 1DDL

Les calculs et simulations numériques effectués pour la conception de cette interface montrent un gain en inertie négligeable. Dans la position où l'inertie ressentie est la plus élevée, l'inertie des

bras vaut 55 g. En comparaison, l'inertie des moteurs est de 1 g. Les problèmes de transmissions rigides rencontrés sont similaires aux problématiques identifiées dans l'état de l'art. L'utilisation des interfaces augmente la dynamique avec le couplage des deux moteurs.

Une deuxième solution propose d'utiliser deux interfaces pour contrôler indépendamment les deux axes. Cette solution, représentée en figure 4.3b, présente l'inconvénient de demander un temps d'adaptation et une bonne coordination des deux mains. La réalisation pratique est immédiate, cependant cette solution ne présente pas un intérêt dans la recherche d'interaction naturelle.

Ces configurations ne satisfont pas les exigences de gain de performance. Une nouvelle conception est proposée. Elle est basée sur une approche innovante utilisant un palier à air et un actionnement à induction pour fournir des interactions dans le plan.

2 Interface plane avec actionnement sans contact

Une autre approche est envisagée pour concevoir une interface avec le moins d'inertie possible et un actionnement à distance. L'analyse de l'état de l'art montre que les interfaces avec le moins d'inertie possèdent un actionnement à distance. La nouvelle interface partage les principes de conception de l'interface à un degré de liberté. Ces principes sont par exemple l'élimination des liaisons mécaniques et des sources de frottement, une réduction de l'inertie et des masses.

Le concept préliminaire propose l'utilisation d'un palier à air pour supprimer les frottements et assurer le guidage. Ce palier guide une surface rigide légère qui n'apporte que peu d'inertie. La surface est ensuite actionnée par des inducteurs linéaires à double primaire. L'utilisation de moteurs à induction n'ajoute pas d'inertie à l'interface et fournit un actionnement à distance. L'utilisation de doubles primaires réduit la masse des secondaires tout en fournissant des forces plus importantes. La figure 4.4 représente une première idée de conception de l'interface. Les éléments constitutifs de l'interface présentent un caractère innovant breveté (HAYWARD *et al.*, 2017).

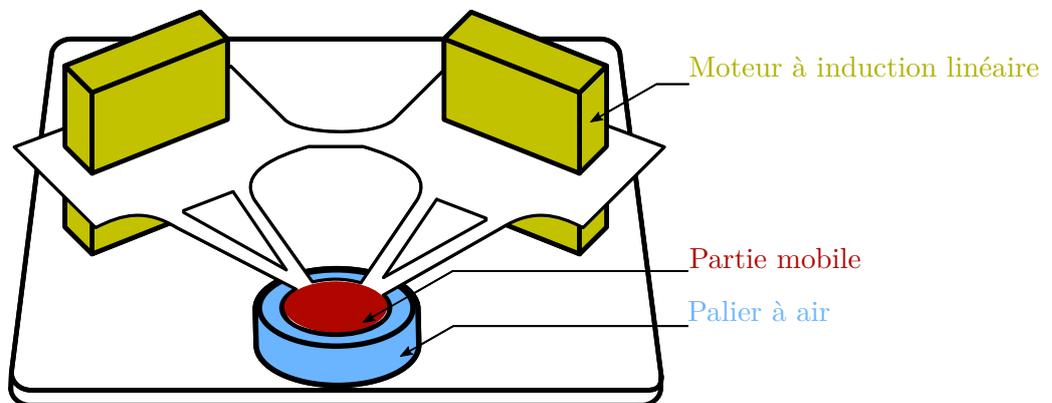


Figure 4.4: Concept d'interface plan

La conception des différents éléments la constituant font l'objet de cette partie. Il s'agit d'évaluer le nombre de moteurs, le dimensionnement de ces moteurs ainsi que le choix des matériaux de la partie mobile.

2.1 Conception de l'interface

2.1.1 Éléments de la conception

La nouvelle interface repose sur plusieurs points clés. Différents éléments sont utilisés pour répondre aux contraintes d'actionnement et de guidage. Les différents choix technologiques ainsi que leur justification sont détaillés dans les prochains paragraphes. La conception de l'interface repose sur trois éléments en particulier (représentés sur la figure 4.4) : les moteurs à induction linéaire ; le palier à air ; la partie mobile.

2.1.1.1 Actionnement

La conception de l'actionnement se décompose en deux problématiques : le dimensionnement des moteurs et le choix de leur nombre.

Actionneur linéaire à induction à double primaire

Le concept préliminaire se base sur l'utilisation d'actionneurs linéaires à induction à double primaire. Dans les moteurs à induction, les secondaires ne comportent pas d'aimant et peuvent être composés de simples plaques d'aluminium ou de cuivre doublées d'une plaque de fer. L'utilisation de double primaire contribue encore à la réduction de l'inertie en supprimant la nécessité d'ajouter une plaque de fer au secondaire (BOLDEA et NASAR, 1997).

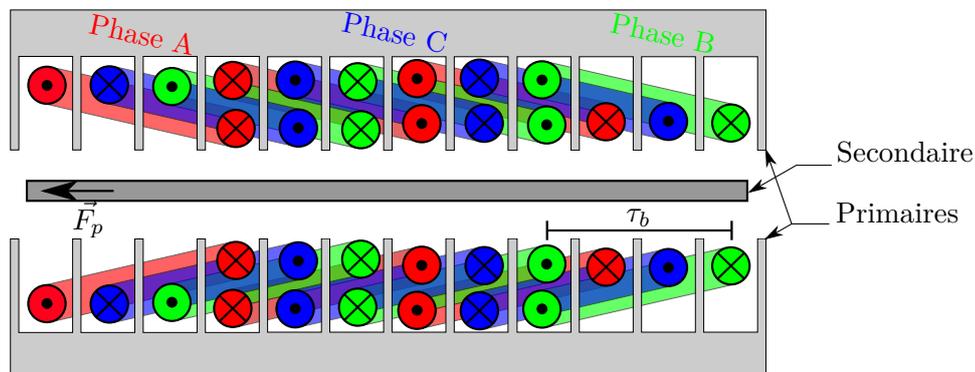


Figure 4.5: Schéma d'un moteur à induction à double primaire

Les primaires sont constitués de bobines disposées sur un peigne en acier. Ces dernières sont reliées ensemble afin de définir un nombre de pôle. Une tension en courant alternatif alimente chacun de ces pôles, avec un déphasage des uns par rapport aux autres. Le secondaire est

constitué d'une plaque d'aluminium non allié. Les champs magnétiques créés par les bobines du primaires forment des courants dans la plaque et une force de poussée est produite. Les paramètres de conception du moteur sont optimisés en utilisant la théorie de conception de moteurs linéaires à induction (BOLDEA, 2013). Le nombre de tours par bobine est calculé à partir du facteur de qualité G , la formule de la poussée F_p et l'inductance de magnétisation $L_m(W_1)$.

Le facteur de qualité G , introduit dans (LAITHWAITE, 1965), est un indice de performance du moteur avec une valeur la plus élevée possible. Il s'écrit :

$$G = \frac{2 \cdot \mu_0 \cdot f \cdot \tau_b^2}{\pi \cdot \rho_s \cdot g} \quad (4.1)$$

avec $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}$ H/m la perméabilité de l'air, f la fréquence source, τ_b le pas du bobinage primaire, ρ_s la résistivité de surface du secondaire et g l'entrefer.

La poussée F_p (BOLDEA, 2013), représentée sur la figure 4.5, est calculée à l'aide de l'équation :

$$F_p = \frac{3 \cdot \pi \cdot L_m \cdot I_1^2 \cdot S \cdot G_e}{\tau_b (1 + S^2 \cdot G_e^2)} \quad (4.2)$$

avec I_1 la moyenne quadratique du courant dans la phase primaire, S le glissement, $G_e = \frac{G}{k_1}$ (k_1 étant un coefficient qui prend en compte les effets de bord, l'effet Joule, l'effet de peau et les pertes d'entrefer). L_m l'inductance de magnétisation, s'écrit :

$$L_m(W_1) = \frac{6 \cdot \mu_0 \cdot 2 \cdot a_e \cdot (k_{\omega_1} \cdot W_1)^2 \cdot \tau_b}{\pi^2 \cdot p \cdot g_{eAl} (1 + k_{ss})} \quad (4.3)$$

avec ω_1 la période d'excitation, k_{ω_1} le facteur de bobinage, W_1 le nombre de tour par bobine, d_{Al} l'épaisseur d'aluminium du secondaire, $2a$ la largeur du feuilletage, $a_e = a + \frac{g_{eAl}}{2}$, $2p$ le nombre de pôles, k_{ss} le coefficient de saturation magnétique et $g_{eAl} = (2 \cdot g + d_{Al}) \cdot k_2$ où k_2 est un coefficient prenant en compte les pertes d'entrefer.

En première approximation, $k_{\omega_1} = k_1 = 1$ et $k_{ss} = 0$. Ce choix correspond à négliger des facteurs de pertes. En prenant en compte l'encombrement global de l'interface, les paramètres $2a = 30$ mm, $g = 2$ mm, $d_{Al} = 0,5$ mm et la longueur du moteur $l = 125$ mm sont choisis dans une première estimation. Les dimensions des moteurs sont imposées par les dimensions des noyaux feuilletés en fer-silicium à disposition. Un entrefer de 2 mm fournit une tolérance suffisante pour limiter les frottements dans le moteur et une épaisseur de 0,5 mm est une dimension standard pour les plaques d'aluminium.

La conception de moteurs à 3 phases est privilégiée. Un nombre supérieur de phases complexifie les moteurs et l'électronique de puissance. Pour des moteurs à 3 phases, la longueur de 125 mm est suffisante pour creuser 12 tranchées. La construction en deux couches des moteurs (figure 4.6) améliore les caractéristiques de la force magnétomotrice générée (BOLDEA, 2013). Dans ce type de construction les encoches à demi remplies des extrémités comptent comme un pôle supplémentaire. Le nombre de pôles est donc $2p + 1 = 4$. Avec ces valeurs, la formule 4.3 devient :

$$L_m(W_1) \approx 1.22 \cdot 10^{-7} \cdot W_1^2 \quad (4.4)$$

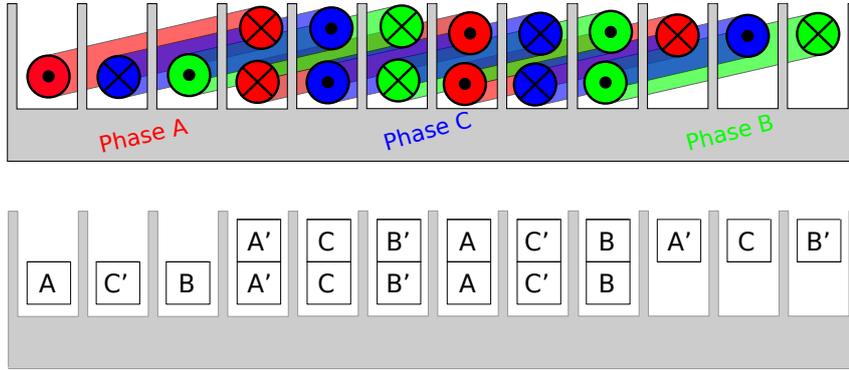


Figure 4.6: Disposition des phases A, B et C

Une poussée de 2 N est fixée comme objectif pour la preuve de concept. Une marge de conception de 3 est utilisée pour compenser les approximations de calculs et les pertes négligées. L'objectif de force est donc $F_p = 3 \times 2 = 6$ N. Cette force est voulue pour un courant $I_1 = 2$ A.

La figure 4.7 propose un abaque de G_e en fonction du nombre de pôles. Pour un nombre de pôles égal à 4 : $G_e = 10$. Avec un glissement $S = 0.1$, la formule 4.2 devient :

$$F_p \approx 7,36 \times 10^{-5} \cdot W_1^2 \quad (4.5)$$

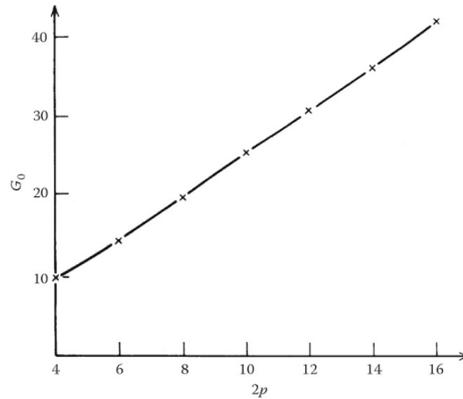


Figure 4.7: Facteur de qualité équivalent en fonction du nombre de pôles (BOLDEA, 2013)

Le nombre de tour par phase W_1 peut ainsi être calculé avec les formules (4.2) et (4.5) :

$$W_1 \approx 285 \quad (4.6)$$

Chaque phase est composée de 3 bobines (figure 4.6), le nombre de tour par bobines N_{coil} est ainsi de 100.

Les moteurs sont ensuite réalisés en utilisant ces calculs. Les bobines sont constituées d'un fil de cuivre émaillé de diamètre 0,4 mm et tolèrent un courant de 2 A. Les bobines sont enrobées dans de la résine Epoxy (visible sur la figure 4.8), cette protection apporte une sécurité

supplémentaire lors des manipulations. La résine apporte aussi une solution pour limiter le déplacements des spires des bobines pendant le fonctionnement des moteurs.

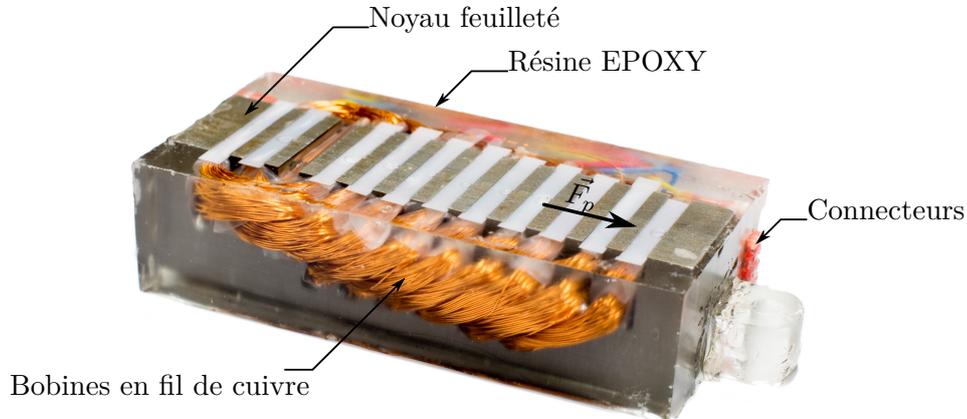


Figure 4.8: *Moteurs à inductions enrobés*

Un prototype d'interface sur un degré de liberté valide l'utilisation de ces moteurs. La réalisation du prototype est détaillée en annexe D. L'actionnement utilise deux moteurs dans une configuration à un degré de liberté. La deuxième problématique dans l'utilisation de ces moteurs est le choix de leur nombre et de leur positionnement.

Placement des moteurs

Le nombre et la position des moteurs conditionnent les forces maximales et le profil de forces produit par l'interface. Certaines configurations posent des problèmes d'accès à la partie mobile de l'interface. Différentes configurations sont calculées en utilisant le logiciel Mathematica. Les calculs sont effectués en utilisant les hypothèses suivantes :

- les moteurs sont placés sur un cercle (de rayon 1m) ;
- chaque moteur peut développer une force de -1N à 1N ;
- la force maximale est calculée pour un couple nul au niveau du doigt de l'utilisateur ;
- la zone de déplacement maximum est calculée en considérant que les secondaires sont reliés entre eux de façon rigide et qu'ils peuvent se déplacer d'une extrémité à l'autre du moteur.

La force des moteurs et le rayon du cercle sont choisis plus grands que pour le prototype réel et des valeurs normalisées simplifient l'interprétation des résultats. De même la zone de déplacement ne prend pas en compte la largeur des secondaires. Le résultat est un majorant de la zone réelle. Les figures 4.9, 4.10 et 4.11 présentent les résultats des simulations, pour différentes configurations. Sur ces figures, la zone de déplacement est indiquée en jaune et les moteurs en bleu. Les forces maximales dans toutes les directions que l'interface peut produire sans induire de couple sont indiquées en rouge. Les cercles en arrière-plan sont des repères de graduation tous les 0,5 N pour les forces.

La première étude porte sur le choix du nombre de moteurs. Il est nécessaire d'en choisir au moins deux pour transmettre des efforts plans et contrôler le couple. La figure 4.9 présente les

simulations pour un nombre variable de moteurs. Les moteurs sont placés de façon équidistante sur le cercle. La figure 4.9a illustre le problème de l'utilisation de deux moteurs. Il n'est possible de fournir des efforts sans induire de couple que dans une seule direction. La figure 4.9b présente une configuration à trois moteurs. Celle-ci produit des efforts dans toutes les directions. En revanche, l'espace de déplacement est limité par un hexagone. L'espace de travail et la répartition des forces maximales de la figure 4.9c sont plus adaptés aux manipulations dans un espace cartésien. La configuration à 4 moteurs peut sembler idéale. Cependant, en pratique, l'utilisateur doit passer sa main pour accéder à la partie mobile et les inducteurs du troisième moteur provoquent une gêne.

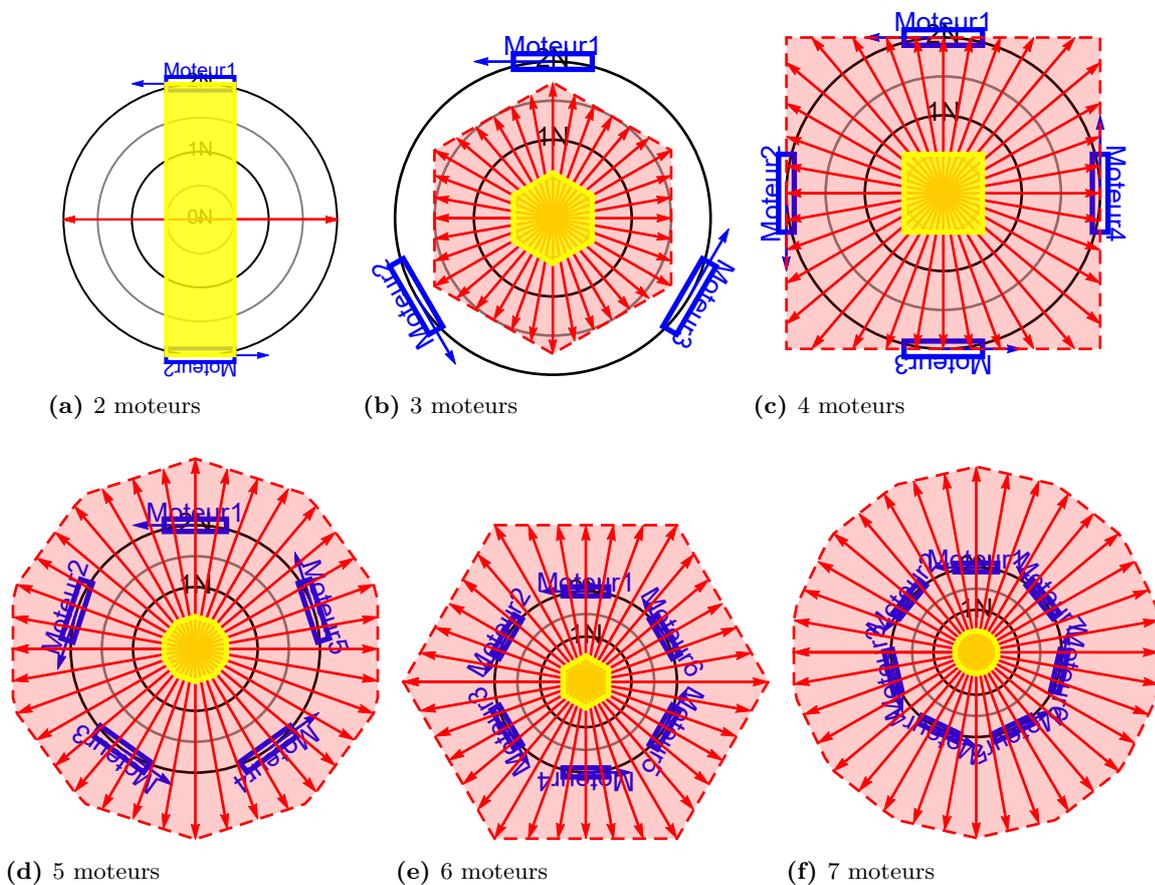


Figure 4.9: Influence du nombre de moteurs, la zone de déplacement est indiquée en jaune et les moteurs en bleu

Les figures 4.9d, 4.9e et 4.9f mettent en évidence les effets de l'augmentation du nombre de moteurs. Une augmentation de la force maximale est logiquement une conséquence de l'augmentation du nombre de moteurs. De même, pour un nombre élevé de moteurs, l'espace de travail s'approche de plus en plus d'un cercle. Cependant ces configurations rendent complexe la fabrication de l'interface et son actionnement. De plus, la multiplication du nombre de secondaires impose une augmentation de l'inertie de l'interface avec l'ajout de plaques d'aluminium.

La configuration avec 3 moteurs est retenue. Son fonctionnement non cartésien est compensé par l'accès facilité à l'interface. De plus c'est une solution sans redondance et optimale en termes de nombre de moteurs pour une utilisation dans le plan.

La deuxième étude porte sur le placement des moteurs. Les solutions précédentes utilisent une répartition équidistante des moteurs. Une configuration avec trois moteurs répartis sur le haut de l'interface et à angle droit bénéficie d'une répartition des actionnements suivant les axes du repère cartésien. La configuration équidistante et la configuration à angle droit sont comparées sur la figure 4.10.

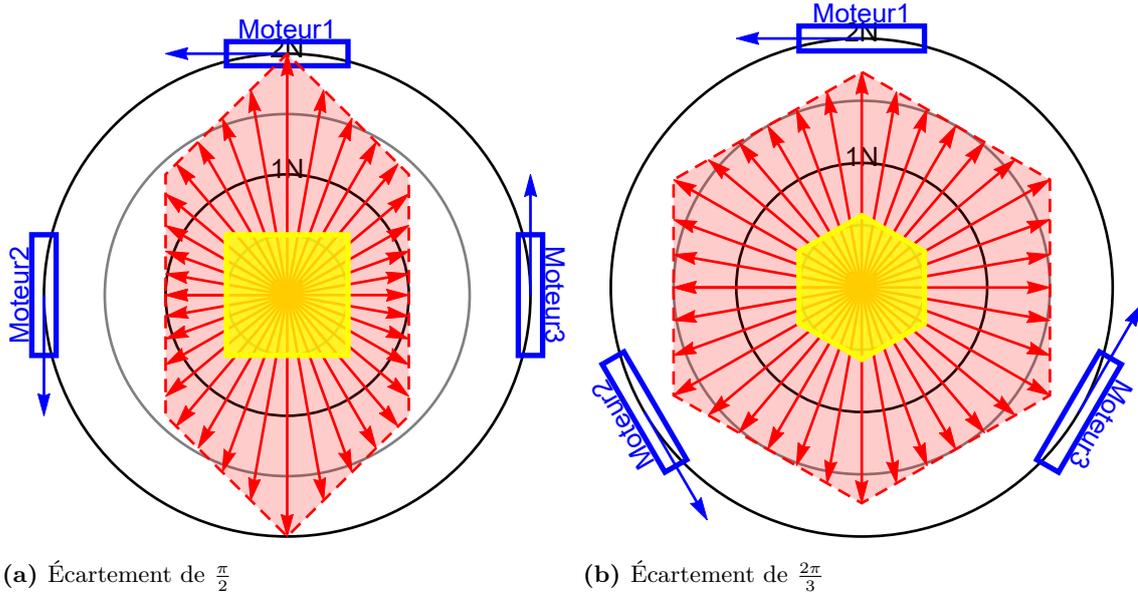


Figure 4.10: Exemples de placements à 3 moteurs, la zone de déplacement est indiquée en jaune et les moteurs en bleu

Le placement des moteurs à angle droit augmente encore le dégagement et facilite l'accès à l'interface pour l'utilisateur. Il est possible de formaliser l'expression des forces de l'interfaces en fonction des forces des moteurs. Soit f_i la force du moteur i , le torseur des efforts au centre de l'interface est pour la configuration de la figure 4.10a :

$$\{T_{moteur}\} = \begin{Bmatrix} -f_1 & 0 \\ -f_2 + f_3 & 0 \\ 0 & f_1 + f_2 + f_3 \end{Bmatrix}$$

Cette équation confirme les constatations de l'image 4.10a : les forces maximales entre les deux axes sont disproportionnées. Avec les mêmes notations que précédemment, le torseur d'effort pour une configuration avec les moteurs équidistants est :

$$\{T_{moteur}\} = \begin{Bmatrix} -f_1 + \frac{f_2}{2} + \frac{f_3}{2} & 0 \\ \frac{-\sqrt{3}f_2}{2} + \frac{\sqrt{3}f_3}{2} & 0 \\ 0 & f_1 + f_2 + f_3 \end{Bmatrix}$$

Cette configuration présente la meilleure homogénéité des forces maximales pour toutes les directions. Les fonctions de projection sont facilement intégrées dans la commande. L'interface finale est construite en utilisant un placement équidistant des trois moteurs.

Les déplacements de la partie mobile sont ensuite intégrés dans le calcul des forces. Le doigt de l'utilisateur est utilisé comme référence d'application des forces. Soit x et y les coordonnées dans le plan de la position du doigt de l'utilisateur, le torseur d'effort est :

$$\{T_{moteur}\} = \left\{ \begin{array}{cc} -f_1 + \frac{f_2}{2} + \frac{f_3}{2} & 0 \\ \frac{-\sqrt{3}f_2}{2} + \frac{\sqrt{3}f_3}{2} & 0 \\ 0 & \frac{f_1(2-2y) + f_2(2+\sqrt{3}x+y) + f_3(2-\sqrt{3}x+y)}{2} \end{array} \right\} \quad (4.7)$$

Exercer une force \vec{F} de composantes F_x et F_y revient à résoudre le système :

$$\{T_{moteur}\} = \left\{ \begin{array}{cc} F_x & 0 \\ F_y & 0 \\ 0 & 0 \end{array} \right\} \quad (4.8)$$

Les solutions de ce système sont :

$$f_1 = \frac{x F_y - (2 + y) F_x}{3} \quad (4.9)$$

$$f_2 = \frac{(1 - y) F_x + (x - \sqrt{3}) F_y}{3} \quad (4.10)$$

$$f_3 = \frac{(1 - y) F_x + (x + \sqrt{3}) F_y}{3} \quad (4.11)$$

Les trois relations (4.9), (4.10), (4.11) sont utilisées pour définir les commandes des trois moteurs. La figure 4.11 met en avant l'influence de la position de la partie mobile sur les forces maximales que l'interface peut développer. D'importantes variations sont observées en fonction de la position de la plaque.

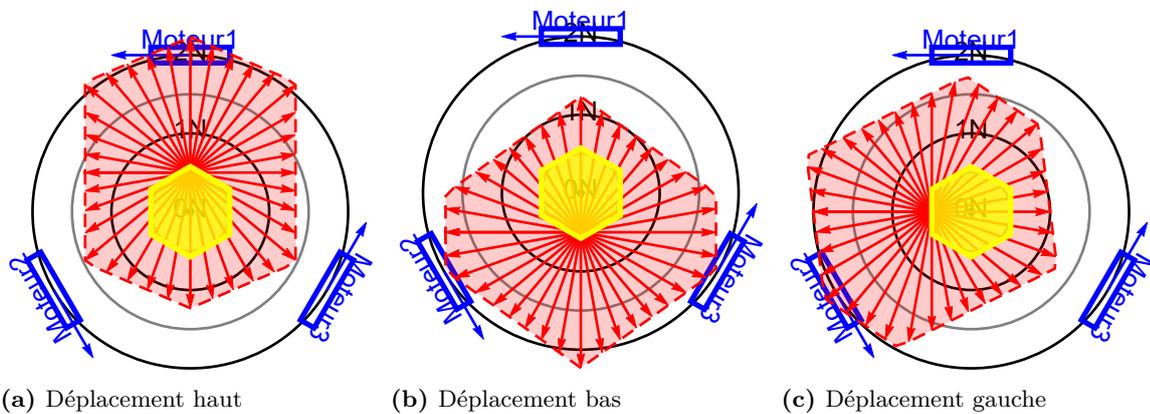


Figure 4.11: Sensibilité aux déplacements

Le système précédent donne les forces à appliquer aux moteurs pour une interface de 1 m de diamètre. En faisant les calculs pour une interface de rayon R , avec x et y les coordonnées de la position du doigt, le système prend la forme :

$$f_1 = \frac{x F_y - (2R + y) F_x}{3R} \quad (4.12)$$

$$f_2 = \frac{(R - y) F_x + (x - R\sqrt{3}) F_y}{3R} \quad (4.13)$$

$$f_3 = \frac{(R - y) F_x + (x + R\sqrt{3}) F_y}{3R} \quad (4.14)$$

Ces résultats et la figure 4.11 illustrent l'importance de la mesure de la position pour le calcul des forces développées par les moteurs.

2.1.1.2 Palier à air

L'intégralité des mouvements plans peuvent être décomposés suivant deux translations et une rotation. Les objectifs de transparence de l'interfacent nécessitent un guidage sans frottement. L'utilisation de palier à air apporte une solution à ces différentes problématiques.

Obtenir de bonnes performances avec les moteurs à induction nécessite un entrefer réduit. Ainsi, les déplacements sur l'axe normal au plan sont indésirables. Un palier à air comprimé précontraint au vide (figure 4.12) apporte la rigidité nécessaire au guidage pour ne pas avoir de déplacement sur l'axe normal. Le coussin d'air est réalisé à l'aide d'une surface poreuse en carbone. Le palier est relié à l'alimentation en air comprimé du laboratoire (5 bar) et une force s'opposant à la gravité est ainsi produite. Un vide est généré à l'aide d'un générateur à effet venturi. Ce vide est ensuite appliqué au centre du palier. Cette combinaison crée un guidage de grande précision, une raideur de $13 \text{ N}/\mu\text{m}$ est obtenue, pour une distance entre le palier et la surface de $5 \mu\text{m}$.

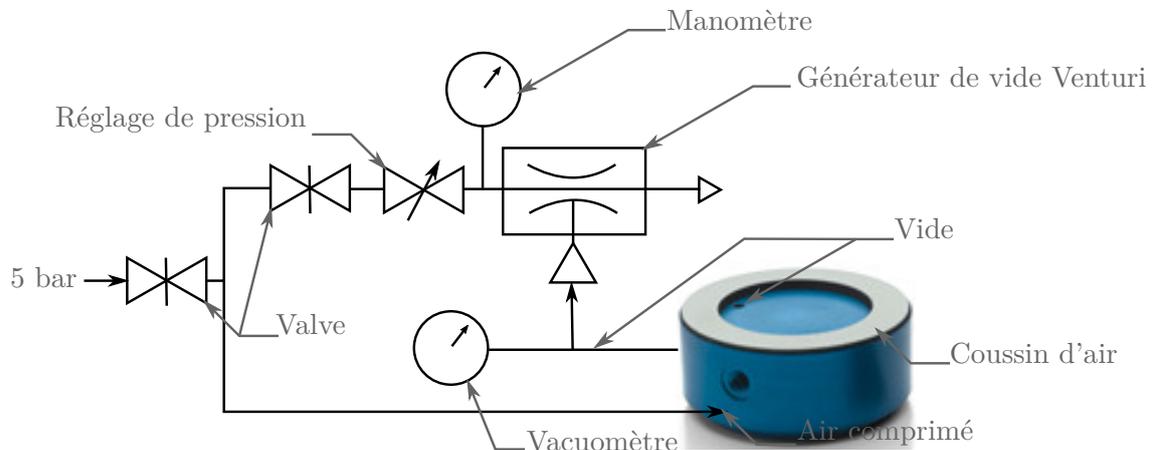


Figure 4.12: Schéma du système de vide et air comprimé

La contrainte résultante de ces performances est la qualité de l'état de surface. En effet, avec un coussin d'air de $5\ \mu\text{m}$, il est nécessaire d'utiliser une surface extrêmement lisse pour ne pas créer de frottements provoqués par les reliefs.

2.1.1.3 Partie mobile

La partie mobile est la partie de l'interface sur laquelle l'utilisateur va agir. Cette structure doit donc comporter une surface prévue pour recevoir le doigt de l'utilisateur. De plus, le palier est situé sous cette surface. Les efforts exercés sur les surfaces sont donc importants. L'état de surface doit être particulièrement bon pour que le palier fonctionne avec la contrainte au vide. Le cahier des charges de l'interface impose un poids réduit. Il s'agit d'optimiser en sélectionnant un compromis.

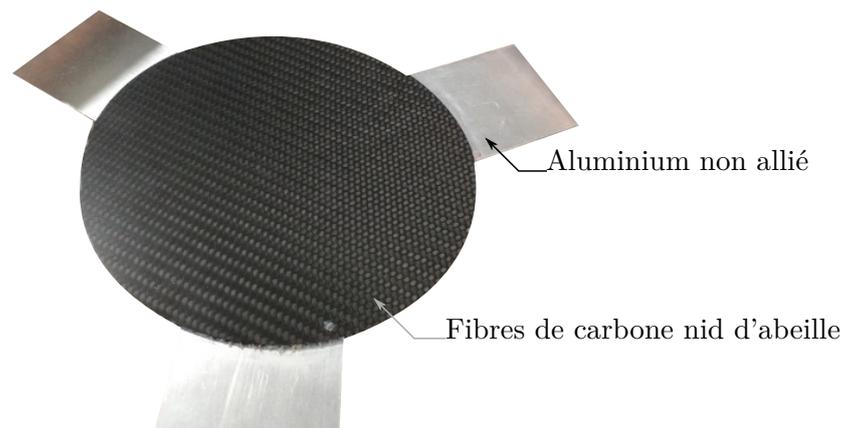


Figure 4.13: Partie mobile de l'interface

Des plaques d'aluminium sont utilisées pour réaliser les secondaires des moteurs à induction. Ces plaques sont assemblées sur un disque de fibres de carbone avec un intérieur en nid d'abeille (figure 4.13). La structure en nid d'abeille apporte une très grande rigidité pour une masse particulièrement faible. L'ensemble conserve ainsi une masse réduite.

2.1.2 Preuve de concept

Un premier prototype, de conception détaillée en annexe D, valide l'utilisation des moteurs linéaires à induction et du palier à air. En revanche, le prototype ne réalisant qu'un mouvement sur un degré de liberté, la mesure de la position et le contrôle sont simplifiés. Une preuve de concept de l'interface est proposée et intègre une mesure de position à haute fréquence et de grande précision.

2.1.2.1 Mesure de position

L'importance de la mesure de position pour le contrôle de l'interface apparaît dans les relations 4.12, 4.13 et 4.14. Cette information de position est une information essentielle du couplage bilatéral de l'interface haptique avec l'outil de mesure de force.

La conception de la partie mobile pour être la plus légère possible et sans contact avec le bâti de l'interface apporte une problématique supplémentaire à la mesure de position. La mesure de position idéale n'ajoute pas de masse et n'impose pas de contact entre la partie mobile et le bâti. En plus de ces contraintes, les caractéristiques importantes de cette mesure de position sont indiquées dans le tableau 4.1. La fréquence de mesure doit s'approcher de 500 Hz dans l'optique de ressentir des efforts à des fréquences de 0 Hz à 500 Hz.

Caractéristique	Valeur
Précision	<1 mm
Fréquence de mesure	approchant 500 Hz
Degrés de mesures	3 : deux translations + une rotation

Tableau 4.1: Caractéristiques de la mesure de position

De nombreuses techniques mesurent une position à distance. Celles-ci peuvent être classées selon le principe physique mis en œuvre. Les solutions magnétiques sont écartées en raison des interférences possibles avec les moteurs à induction linéaire. Les principes acoustiques ou capacitifs présentent des mises en œuvre trop complexes ou imprécises. Deux solutions optiques sont privilégiées :

- La première solution est un asservissement visuel par caméra. Cette solution mesure précisément tous les déplacements dans le plan. En revanche, ce principe n'apporte pas de mesures à haute fréquence avec une caméra standard. Une solution utilisant une caméra haute fréquence induit un système de traitement adapté. Cet ensemble est trop complexe pour la preuve de concept.
- La deuxième solution utilise des capteurs optiques laser placés autour du palier à air. Ces capteurs sont similaires à ceux utilisés pour les souris d'ordinateur. Ces capteurs mesurent des déplacements à des fréquences jusqu'au kHz. La précision de ce système de mesure est très importante. Cependant, il mesure un déplacement et non une position absolue, les erreurs sont additionnées. De plus ces capteurs mesurent uniquement des déplacements suivant deux axes et ne prennent pas en compte les rotations.

La combinaison des deux solutions apporte une mesure satisfaisante. La mesure est à haute fréquence à l'aide des capteurs optiques. L'asservissement visuel apporte une mesure absolue de la position et de la rotation de la plaque. Les utilisations de ces capteurs sont explicitées dans la suite.

Caméra

La caméra donne une mesure absolue de la position de la plaque, une caméra fonctionnant à 50 images par secondes est utilisée.

La mesure de la position de la plaque est basée sur la reconnaissance de marqueur basé sur des codes de Hamming(7,4) (HAMMING, 1950). Il est possible de reconnaître ces codes quelle que soit l'orientation. Deux exemples de codes sont représentés sur la figure 4.14.

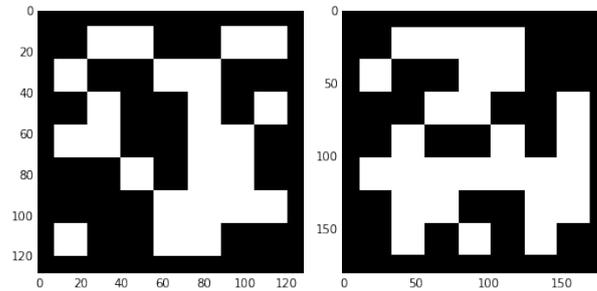


Figure 4.14: Marqueurs de Hamming

Ces codes disposent d'un identifiant unique, il est ainsi possible d'en utiliser plusieurs sur la partie mobile pour résoudre les problèmes d'occlusion. Lorsque la main ou le bras de l'utilisateur masque un ou plusieurs des marqueurs il est possible de déduire la position et l'orientation en utilisant les marqueurs restant en connaissant leurs positions sur la plaque.

Combinaisons de capteurs optiques

Les capteurs optiques ne mesurent pas les rotations, trois capteurs sont utilisés (figure 4.15) pour déduire la rotation des mesures combinées.

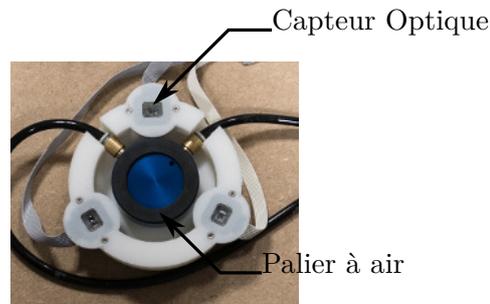


Figure 4.15: Capteurs optiques LASER

Lors des déplacements de la partie mobile, il est possible qu'elle ne couvre pas tous les capteurs. Une mesure robuste doit tenir compte de la possibilité qu'un capteur ne retourne pas d'information. De plus, la mesure de la rotation de la plaque ne peut être effectuée que si au moins deux des capteurs retournent une information. Un algorithme est implémenté, il prend en compte ces particularités.

Les mesures de chacun des capteurs sont converties en appliquant les transformations nécessaires sur les coordonnées. Si plusieurs valeurs de déplacements sont retournées, une moyenne de ces valeurs est calculée. Enfin le déplacement en rotation est mesuré en prenant la somme des mesures suivant la tangente du cercle de positionnement des capteurs. En utilisant cette méthode, une mesure à 500 Hz est obtenue.

2.1.2.2 Preuve de concept assemblée

L'assemblage complet inclut les éléments des précédents paragraphes auxquels s'ajoutent les cartes d'alimentation des moteurs et les systèmes de commande. Le tout est fixé sur un caisson en bois afin d'éviter tout risque de court-circuit. Le prototype final est présenté sur la figure 4.16.

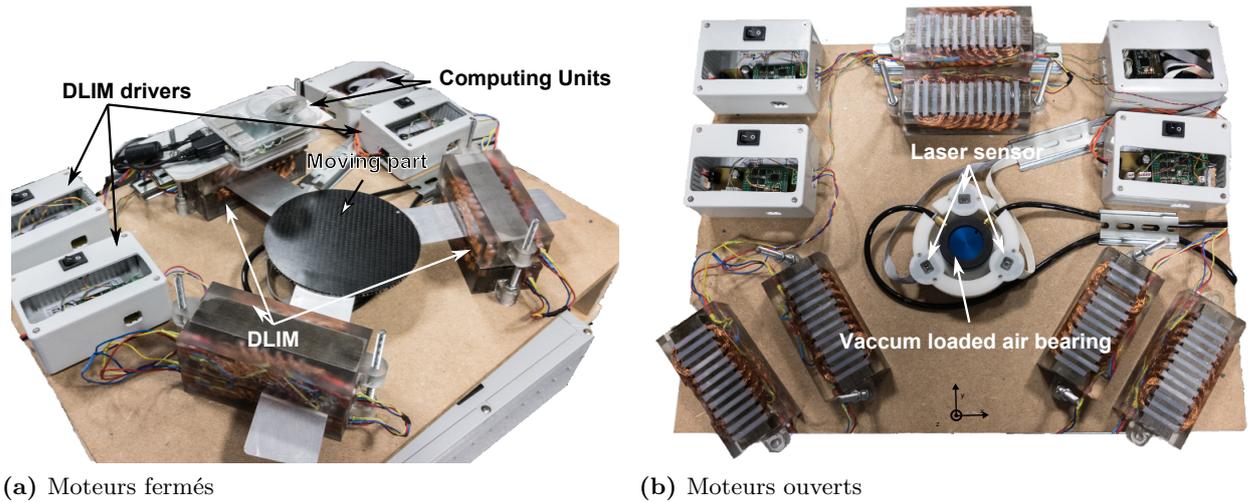


Figure 4.16: *Présentation de l'interface finale*

La figure 4.16b présente les éléments cachés en fonctionnement normal de l'interface. Le palier à air est fixé sur une structure réalisée en fabrication additive. Cette structure sert de support aux trois capteurs optiques utilisés pour la mesure de position. Les capteurs sont ainsi le plus proche possible de la plaque mobile et les situations où un des capteurs ne voit pas la plaque sont minimisées.

Le fonctionnement de l'interface est explicité sur la figure 4.17. Les cartes de commandes assurent la communication entre un raspberry Pi 3 modèle B et deux cartes Teensy 3.2.

Le raspberry Pi assure le traitement visuel des informations de la caméra. Il assure aussi la communication entre l'interface et les autres systèmes. Un premier Teensy récupère les informations de position des capteurs optiques. Le deuxième Teensy est utilisé pour commander les moteurs.

Pour chaque moteur, 4 signaux sont générés. Le premier signal est le courant à envoyer dans le moteur. Les 3 autres signaux simulent le fonctionnement des capteurs à effet Hall d'un moteur brushless et contrôlent la fréquence et le sens de fonctionnement des moteurs. Ces signaux sont envoyés à un ampli de courant pour moteurs brushless Maxon 50/5 module.

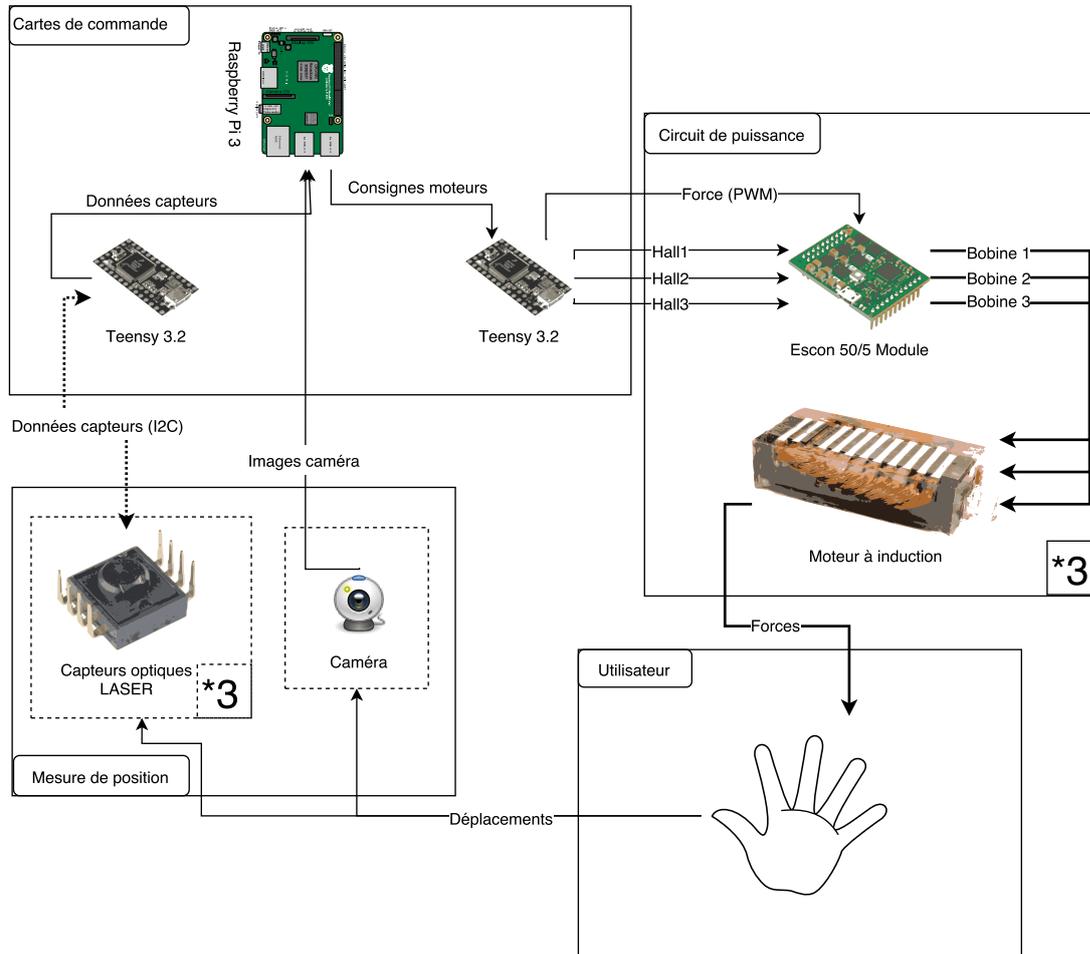


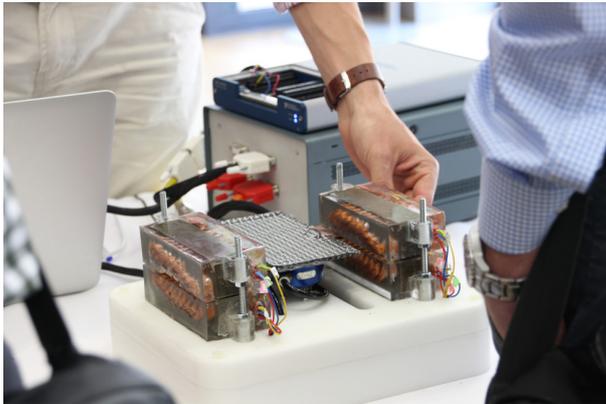
Figure 4.17: Fonctionnement général de l'interface

2.2 Caractérisation et première validation de l'interface

L'interface présente peu de frottements et l'inertie perçue est faible. Ces deux valeurs sont difficiles à mesurer de façon quantitative et une étude qualitative suffit pour les objectifs de la preuve de concept. Les retours utilisateurs sont très positifs pour l'inertie ressentie et les frottements. Le premier prototype de l'interface a fait l'objet d'une démonstration à la conférence Eurohaptics 2016 (figure 4.18a). La figure 4.18b représente une utilisation de l'interface finale.

Le profil de force, la bande passante, le temps de réponse de l'interface sont mesurés. La connaissance de ces caractéristiques est utile pour affiner les modèles de fonctionnement de l'interface. La réponse des moteurs est mesurée dans les sections suivantes.

Une première mesure caractérise la force produite par le moteur en fonction du courant consommé. Cette information est essentielle au fonctionnement de l'interface. Les résultats sont un élément clef de la commande. L'interface fonctionne en boucle ouverte, sans mesure de la force émise. Ainsi, toute la précision de l'interface repose sur la précision de la commande.



(a) Version présentée à Eurohaptics 2016



(b) Interface finale

Figure 4.18: *Interface en utilisation*

Dans un second temps, le temps de réponse des moteurs est mesuré. Cette information caractérise le retard dans la production des forces. Ce résultat conditionne les fréquences des efforts maximum qu'il sera possible de restituer avec l'interface.

2.2.1 Force en fonction du courant

L'équation (4.7) exprime les relations entre les forces de chaque moteur et les forces totales. La connaissance des caractéristiques d'un moteur peut ainsi être généralisée à l'interface complète. Les trois moteurs sont supposés identiques. Cependant, des différences de fabrication peuvent introduire des variations sur leurs caractéristiques. Les mesures sont effectuées en exerçant des efforts sur l'axe perpendiculaire au premier moteur. Par conséquent les forces sont produites par deux moteurs. Ainsi, des forces plus importantes sont mesurées et le rapport signal par rapport au bruit est maximisé. Les mesures sont ensuite converties avec les relations (4.7) pour obtenir la force d'un moteur.

Un capteur de force Kistler 9313AA1 est fixé au secondaire du moteur non utilisé ainsi qu'au bâti. Ce capteur sert à fournir l'information de force. Il utilise un effet piézoélectrique et est plus adapté à des mesures dynamiques. Cependant, les mesures souhaitées sont statiques. Une technique de mesure particulière est employée. Un échelon en consigne est envoyé. La mesure est effectuée au début du régime établi, avant que l'effet passe-haut du capteur n'agisse.

L'acquisition est effectuée à l'aide d'un oscilloscope à deux voies. La deuxième voie est reliée à l'amplificateur et donne une mesure du courant dans le moteur. Pour chaque valeur de consigne, dix mesures sont effectuées. La figure 4.19 représente les résultats obtenus.

La consigne en courant est respectée jusqu'à saturation de l'amplificateur. L'écart type relatif des mesures est inférieur à 1%. Cet écart type étant très faible, il n'est pas représenté. L'écart type relatif des forces est compris entre 2% et 5%. Cet écart type plus significatif est affiché, il reste cependant faible avant la saturation de l'amplificateur.

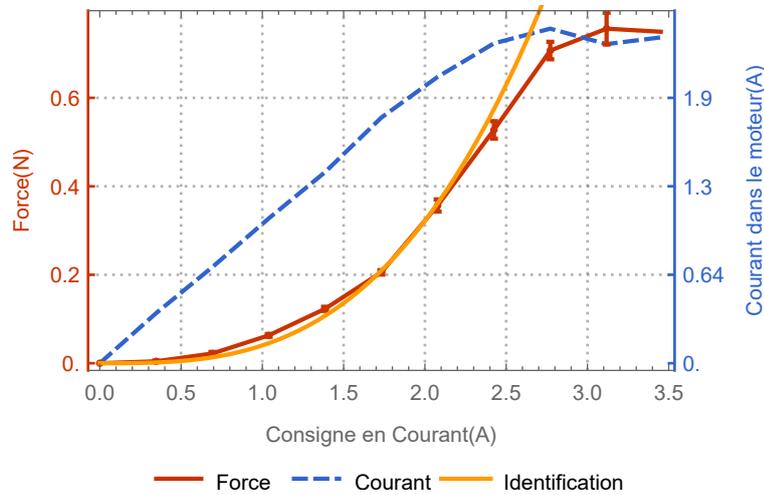


Figure 4.19: Mesure de force

Un modèle est déduit des mesures. Une relation de type quadratique est identifiée, et s'écrit : $Force(Courant) = 0,0407696 \times Courant^3$. Cette relation est intégrée à la commande des moteurs et il est possible de donner une valeur de consigne en force à l'interface.

La force maximale que les moteurs peuvent développer est de 0,8 N. Cette limite n'est pas une limite intrinsèque des moteurs. Elle est principalement causée par la saturation des amplificateurs. La prochaine mesure étudiée est le temps de réponse des moteurs.

2.2.2 Temps de réponse

Pour caractériser le temps de réponse de l'interface, la réponse à un échelon de consigne est mesurée. La configuration des mesures précédentes est conservée. Une voie numérique est ajoutée sur l'oscilloscope pour mesurer les consignes envoyées à l'interface. Cette voie mesure plus précisément la Modulation en Largeurs d'Impulsions (PWM en anglais) envoyée à l'amplificateur. Elle situe précisément le début de la consigne dans la base temporelle et mesure ainsi les retards.

Les résultats sont représentés sur la figure 4.20. Ces résultats sont obtenus en faisant la moyenne de 18 mesures. Les mesures sont répétées afin de modéliser un caractère général du moteur est non une performance ponctuelle. L'écart type relatif des mesures de courant est inférieur à 1%, il n'est pas représenté sur la figure. L'écart type des forces est représenté sous forme d'une zone rouge clair autour de la moyenne.

L'analyse des résultats porte sur les temps de réponse à 5% de la valeur finale des différents signaux. Le temps de réponse du courant est de 15 ms. Pour les forces, un temps de réponse moyen de 25 ms, avec une zone normale (moyenne \pm écart type) de 17 ms à 30 ms, est observé. La différence entre le temps de réponse en courant et en force s'explique principalement pas la saturation en courant de l'amplificateur. Il est raisonnable de garder un temps de réponse de 15 ms pour l'interface en restant dans la zone linéaire de l'amplificateur.

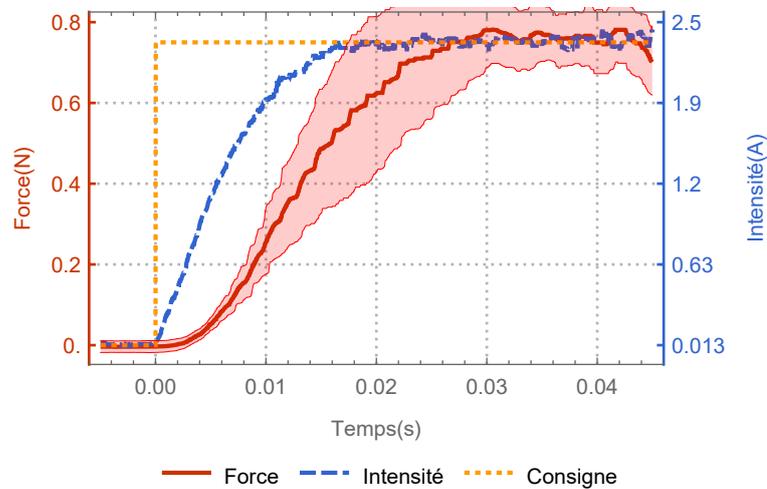


Figure 4.20: *Mesure du temps de réponse*

Ces valeurs sont assez importantes et desservent la volonté de restituer des efforts jusqu'à 500 Hz. Un temps de réponse de 25 ms limite l'interface à des fréquences de 40 Hz. Les temps de réponses proviennent sans doute des réglages de l'amplificateur en courant qui ne sont pas adaptés à l'alimentation de moteurs linéaires à induction. Plusieurs éléments, comme les amplificateurs et l'alimentation, sont sous-dimensionnés. Ces éléments limitent les performances globales de l'interface et la marge de réglage possible pour améliorer le temps de réponse.

Le circuit de puissance de l'interface présente des possibilités d'amélioration. Cependant, en l'état, les retours utilisateurs sur l'interface sont globalement positifs. Des consignes de courant moins élevées sont atteintes avec un temps de réponse plus court. Les forces alors produites suffisent à produire un ressenti suffisant.

3 Conclusion

Dans ce chapitre, différentes solutions pour concevoir une interface planaire sont étudiées. Un état de l'art des interfaces planes est d'abord observé. Cet état de l'art distingue les qualités et défauts de plusieurs types d'actionnement. Une préférence pour l'actionnement à distance pour des interfaces à faible inertie se dégage de l'état de l'art.

Une tentative d'exploiter les résultats obtenus sur l'interface à un degré de liberté est ensuite observée. Il est rapidement déterminé que les éléments de transmission mécaniques ajouteront trop de masse pour que les gains soient intéressants.

En deuxième approche, une nouvelle interface est conçue. Cette interface repose sur un principe d'actionnement à distance. Elle est principalement constituée d'un palier à air préchargé au vide et d'actionneur linéaire à induction. Cette combinaison produit une interface à faible inertie et faibles frottements capable de restituer des efforts importants. La caractérisation de l'interface permet de modéliser la réponse des moteurs. Un temps de réponse trop lent ressort

de cette caractérisation. Une optimisation de l'électronique ouvre des perspectives nouvelles d'amélioration des performances.

La nouvelle interface est conçue comme une preuve de concept. Les concepts présentés dans le brevet (HAYWARD *et al.*, 2017) sont validés. Des perspectives d'amélioration des performances sont dégagées de la caractérisation. Des perspectives nouvelles d'utilisation sont dégagées des retours utilisateurs. Des travaux sont encore effectués pour améliorer les performances de la mesure de position, en particulier la méthode de fusion des données. Cette amélioration est nécessaire pour relier l'interface à une chaîne de téléopération.



Conclusion générale et perspectives

Cette thèse a abordé la problématique de la perception de forces pour les petites échelles. Une première identification des éléments d'une chaîne de téléopération haptique pour le micro-monde a été menée. Les différentes méthodes de couplage bilatéral sont étudiés et le couplage direct est préféré. Ce couplage apporte une meilleure transparence à la chaîne de téléopération. Le cœur des travaux de la thèse s'est ensuite intéressé à la conception des éléments de la chaîne de téléopération. Cette problématique a été scindée en deux sous-problématiques : la conception d'interfaces haptiques et la conception de capteurs de forces.

La première partie des travaux porte sur l'amélioration de l'interface à un degré de liberté issue des travaux précédents de l'équipe. Les travaux sur cette interfaces ont apportés une amélioration de la précision des forces produites en utilisant des algorithmes d'estimation de vitesse. Ces techniques apportent des perspectives de réalisation d'interfaces haptiques avec un fonctionnement haute fréquence sans détérioration du ressenti d'effort. Les performances de l'interface à un degré de liberté ont ensuite été précisément caractérisées à l'aide d'un capteur de force spécialement conçu. Enfin une étude de la sensibilité humaine aux changements de force lents est proposée. Cette étude diffère des travaux précédent et analyse la transparence d'un point de vue de la perception humaine. Cette nouvelle approche réduit les exigences sur le régime de fonctionnement des interfaces et peut se traduire par une consommation énergétique moindre, mais aussi une simplification des composants utilisés. Des perspectives importantes sont ouverte par ces résultats pour la création d'interfaces haptiques. D'un point de vue des ressentis, des illusions haptiques peuvent être réalisées. Dans le cadre de la conception d'interface, il est possible de créer des appareil qui paraissent produire des efforts plus important ou qui consomme moins d'énergie.

La seconde partie des travaux porte sur l'augmentation de la bande passante d'un capteur de force conçu pour la mesure d'interactions aux petites échelles. Ce capteur exploite une mesure par compensation des forces. Deux approches sont proposées pour augmenter la bande passante. Les performances sont pénalisées par une masse du capteur trop importantes, une première

approche propose une réduction de la masse à l'aide d'une réduction d'échelle. Trois itérations d'un prototype de capteur utilisant des technologies MEMS sont proposées et des performances améliorées sont attendues. En parallèle, une autre approche propose une modification de la conception mécanique, toujours dans le but d'augmenter la bande passante par l'élimination des raideurs mécaniques intrinsèques. Une preuve de concept est réalisée qui démontre les améliorations souhaitées. Une bande passante de 0 Hz à 250 Hz est validée par des mesures, pour un intervalle de forces théoriques de 0,44 mN à 900 mN. Une perspective intéressante de ce capteur est la possibilité d'étendre ses performances à plusieurs degrés de liberté par une conception mécanique simple.

La troisième partie des travaux s'intéresse à la conception d'une interface haptique haute fidélité à plusieurs degrés de liberté. Une nouvelle interface plane à trois degrés de liberté est proposée. Cette interface présente une inertie ressentie faible, peu de frottements, et peut produire des forces importantes. Sa conception repose sur l'utilisation combinée d'un palier à air et de moteurs à induction linéaires. Les performances de cette interface sont ensuite caractérisées et des axes d'amélioration sont dégagés. En particulier une fréquence maximale des forces produite est estimée aux alentours de 50 Hz. Cette interface présente des perspectives d'évolution importantes.

Les travaux sur l'interface à un degré de liberté et le capteur de force à l'échelle millimétrique apportent conjointement la possibilité de créer une chaîne de téléopération transportable. Le système ainsi assemblé présenterait un encombrement réduit. Des mesures peuvent ainsi être réalisées sur des échantillons qui ne peuvent pas être déplacés. Cette chaîne de téléopération présente des performances supérieures à celles des précédentes réalisations, la bande passante des forces est multipliée par 20. Cette augmentation apporte plus de transparence et un meilleur ressenti des phénomènes non intuitifs propres aux petites échelles. L'objectif d'une relation parfaitement linéaire entre les deux échelles est approché, cependant des améliorations peuvent encore être apportées. L'objectif de ressenti de forces à des fréquences allant jusqu'à 500 Hz demande des améliorations supplémentaires sur les temps de réponse des systèmes. La possibilité d'étendre le capteur de force à un système à plusieurs degrés de liberté ouvre des perspectives d'utilisation avec la nouvelle interface plane. Une nouvelle chaîne de téléopération à plusieurs degrés de liberté haute fidélité peut alors être proposée.

Plusieurs pistes pour la suite immédiate de ces travaux sont envisagées. Pour les mesures de forces, une première approche concerne l'implémentation d'une mesure de position sur le capteur MEMS. Une première solution peut utiliser un asservissement optique, cependant les variations de capacité de l'actionnement en fonction du déplacement apportent de nouvelles possibilités de mesure intégrée. Une autre problématique concerne la mesure de force selon plusieurs degrés de liberté. L'utilisation dans des structures parallèles, des deux capteurs de forces développés dans cette thèse, est envisagée.

Pour les interfaces haptiques, les résultats de l'étude sensorielle sur la sensibilité aux changements lents de force ouvrent des perspectives de développement de commandes spécifiques. L'étude en elle-même peut encore être étendue. L'invariance de la sensibilité en fonction de la norme des forces n'est pas encore vérifiée. Des études peuvent aussi étudier l'influence d'une perturbation, une vibration ou un signal sonore, sur les seuils de sensibilité. Enfin d'importantes perspectives d'améliorations de l'interface plane sont dégagées, l'utilisation de moteurs à induction et d'un coussin d'air seraient conservés. Une nouvelle interface peut être constituée d'un grand nombre

de moteurs à inductions placés sous une table soufflant de l'air. Cette interface apporterait la possibilité d'utiliser plusieurs doigts indépendamment.

Les travaux de cette thèse combinent les domaines de la micro-robotique et de l'haptique. Ces travaux présentent la conception d'un système de microscopie haptique avec une approche transdisciplinaire. Les avancées dans la conception d'interfaces utilisent des considérations physiques et sensorielles pour apporter un ressenti le plus naturel possible. Les différents travaux impliquent des conceptions et fabrications mécatronique sur plusieurs échelles ainsi que l'implémentation de systèmes électroniques complets. Des approches de traitement de signal et de commande sont utilisées pour améliorer les performances de tous les systèmes proposés. Enfin, les interfaces haptiques conçues font l'objet d'un processus de transfert de technologie et la conception de l'interface plane est brevetée (HAYWARD *et al.*, 2017).



Bibliographie

- [ABRAHAMIAN *et al.* 2014] ABRAHAMIAN, J.-O., SAUVET, B., POLESEL-MARIS, J., BRAIVE, R. et RÉGNIER, S. ; « **A nanorobotic system for in situ stiffness measurements on membranes** » ; *Robotics, IEEE Transactions on* 30.1 (2014), p. 119–124 (cf. p. 56, 137).
- [ADAMS et HANNAFORD 1999] ADAMS, R. J. et HANNAFORD, B. ; « **Stable haptic interaction with virtual environments** » ; *IEEE Transaction on Robotics and Automation* 15.3 (1999), p. 465–474 (cf. p. 6).
- [ALLIN *et al.* 2002] ALLIN, S., MATSUOKA, Y. et KLATZKY, R. ; « **Measuring just noticeable differences for haptic force feedback : implications for rehabilitation** » ; *Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems, 2002. HAPTICS 2002. Proceedings. 10th Symposium on* ; IEEE, 2002, p. 299–302 (cf. p. 29).
- [AMMI et FERREIRA 2005] AMMI, M. et FERREIRA, A. ; « **Realistic visual and haptic rendering for biological-cell injection** » ; *Proceedings of the 2005 IEEE International Conference on Robotics and Automation* ; IEEE, 2005, p. 918–923 (cf. p. 12).
- [AMMI et FERREIRA 2007] AMMI, M. et FERREIRA, A. ; « **Robotic assisted micromanipulation system using virtual fixtures and metaphors** » ; *Proceedings 2007 IEEE International Conference on Robotics and Automation* ; IEEE, 2007, p. 454–460 (cf. p. 5).
- [ANDERSON et C. A. JOHNSON 2006] ANDERSON, A. J. et JOHNSON, C. A. ; « **Comparison of the ASA, MOBS, and ZEST threshold methods** » ; eng ; *Vision Research* 46.15 (juil. 2006), p. 2403–2411 ; ISSN : 0042-6989 (cf. p. 44).

- [N. ANDO *et al.* 2000] ANDO, N., OHTA, M. et HASHIMOTO, H. ; « **Micro teleoperation with haptic interface** » ; *Industrial Electronics Society. IECON 2000. 26th Annual Conference of the IEEE* 1 (2000), p. 13–18 (cf. p. 5, 124).
- [T. ANDO *et al.* 2002] ANDO, T., KODERA, N., MARUYAMA, D., TAKAI, E., SAITO, K. et TODA, A. ; « **A high-speed atomic force microscope for studying biological macromolecules in action** » ; *Japanese Journal of Applied Physics* 41.7S (2002), p. 4851 (cf. p. 129).
- [ARAS *et al.* 2014] ARAS, R., SHEN, Y. et NOOR, A. ; « **Quantitative assessment of the effectiveness of using display techniques with a haptic device for manipulating 3D objects in virtual environments** » ; *Advances in Engineering Software* 76 (2014), p. 43–47 (cf. p. 75).
- [BAU *et al.* 2010] BAU, O., POUPYREV, I., ISRAR, A. et HARRISON, C. ; « **TeslaTouch : electrovibration for touch surfaces** » ; *Proceedings of the 23rd annual ACM symposium on User interface software and technology* ; ACM, 2010, p. 283–292 (cf. p. 77).
- [BEJCZY et SALISBURY JR 1980] BEJCZY, A. K. et SALISBURY JR, J. K. ; « **Kinesthetic coupling between operator and remote manipulator** » ; *International Computer Technology Conference* (1980) (cf. p. 123).
- [BELANGER *et al.* 1998] BELANGER, P. R., DOBROVOLNY, P., HELMY, A. et ZHANG, X. ; « **Estimation of Angular Velocity and Acceleration from Shaft-Encoder Measurements** » ; en ; *The International Journal of Robotics Research* 17.11 (nov. 1998), p. 1225–1233 ; ISSN : 0278-3649, 1741-3176 (cf. p. 150).
- [BENSMAÏA *et al.* 2005] BENSMAÏA, S. J., LEUNG, Y. Y., HSIAO, S. S. et JOHNSON, K. O. ; « **Vibratory Adaptation of Cutaneous Mechanoreceptive Afferents** » ; *Journal of neurophysiology* 94.5 (nov. 2005), p. 3023–3036 ; ISSN : 0022-3077 (cf. p. 42).
- [BEYELER *et al.* 2007] BEYELER, F., NEILD, A., OBERTI, S., BELL, D. J., SUN, Y., DUAL, J. et NELSON, B. ; « **Monolithically Fabricated Microgripper With Intergrated Force Sensor for Manipulating Microobjects and Biological Cells Aligned in an Ultrasonic Field** » ; *Journal of Microelectromechanical Systems* 16 (2007), p. 7–15 (cf. p. 133).
- [BINNIG *et al.* 1986] BINNIG, G., QUATE, C. F. et GERBER, C. ; « **Atomic force microscope** » ; *Physical review letters* 56.9 (1986), p. 930 (cf. p. 56, 124, 128).
- [BOLDEA et NASAR 1997] BOLDEA, I. et NASAR, S. ; « **Linear electric actuators and generators** » ; *Electric Machines and Drives Conference Record, 1997. IEEE International* ; mai 1997, MA1/1.1–MA1/1.5 (cf. p. 82).
- [BOLDEA 2013] BOLDEA, I. ; « **Linear electric machines, drives, and MAGLEVs handbook** » ; CRC Press, 2013 (cf. p. 83, 84).

- [BOLOPION 2010] BOLOPION, A. ; « **Couplage haptiques pour la téléopération à l'échelle nanoscopique** » ; thèse de doct. ; Université Pierre et Marie Curie, 2010 (cf. p. 11, 12, 15, 121, 122, 126, 127, 129).
- [BOLOPION *et al.* 2008] BOLOPION, A., CAGNEAU, B., HALIYO, D. S. et RÉGNIER, S. ; « **Analysis of stability and transparency for nanoscale force feedback in bilateral coupling** » ; *Journal of Micro-Nano Mechatronics* 4.4 (2008), p. 145–158 (cf. p. 11).
- [BOUKALLEL 2003] BOUKALLEL, M. ; « **Étude, conception et réalisation d'un capteur micro et nano-forces** » ; thèse de doct. ; Université de Franche-Comté, 2003 (cf. p. 56, 133, 135).
- [BOUKHNIFER et FERREIRA 2006] BOUKHNIFER, M. et FERREIRA, A. ; « **Wave-based passive control for transparent micro-teleoperation system** » ; *Robotics and Autonomous Systems* 54.7 (2006), p. 601–615 (cf. p. 12, 126).
- [BOUKHNIFER et FERREIRA 2007] BOUKHNIFER, M. et FERREIRA, A. ; « **H_∞ loop shaping bilateral controller for a two-fingered tele-micromanipulation system** » ; *IEEE Transactions on Control Systems Technology* 15.5 (2007), p. 891–905 (cf. p. 126).
- [BRISBEN *et al.* 1999] BRISBEN, A., HSIAO, S. et JOHNSON, K. ; « **Detection of vibration transmitted through an object grasped in the hand** » ; *Journal of Neurophysiology* 81.4 (1999), p. 1548–1558 (cf. p. 26).
- [R. H. BROWN *et al.* 1992] BROWN, R. H., SCHNEIDER, S. C. et MULLIGAN, M. G. ; « **Analysis of algorithms for velocity estimation from discrete position versus time data** » ; *Industrial Electronics, IEEE Transactions on* 39.1 (1992), p. 11–19 (cf. p. 147).
- [CAMPION 2005] CAMPION, G. ; « **The pantograph MK-II : a haptic instrument** » ; *The Synthesis of Three Dimensional Haptic Textures : Geometry, Control, and Psychophysics* ; Springer, 2005, p. 45–58 (cf. p. 77, 80).
- [COIFFET et KHEDDAR 2002] COIFFET, P. et KHEDDAR, A. ; « **Téléopération et télérobotique** » ; Hermès Science publications, 2002 (cf. p. 20).
- [CORLISS et JOHNSEN 1968] CORLISS, W. R. et JOHNSEN, E. G. ; « **Teleoperator control An AEC-NASA technology survey** » ; rapp. tech. ; NASA, déc. 1968 (cf. p. 123).
- [COSKUN *et al.* 2014] COSKUN, M. B., MOORE, S., MOHEIMANI, S. R., NEILD, A. et ALAN, T. ; « **Zero displacement microelectromechanical force sensor using feedback control** » ; *Applied Physics Letters* 104.15 (2014), p. 153502 (cf. p. 139).
- [COURTIER et GIACOMO 2003] COURTIER, J. et GIACOMO, P. ; « **Vocabulaire de la mesure** » ; *Technique de l'ingénieur* (2003) (cf. p. 136).

- [CRAIG et RAIBERT 1979] CRAIG, J. J. et RAIBERT, M. H.; « **A systematic method of hybrid position/force control of a manipulator** »; *Computer Software and Applications Conference, 1979. Proceedings. COMPSAC 79. The IEEE Computer Society's Third International*; IEEE, 1979, p. 446–451 (cf. p. 123).
- [Y. CUI et al. 2009] CUI, Y., CHEN, H., XIA, J., ZHAO, J., WANG, J. et WANG, L.; « **Study on the PSZT Thin Films for Microforce Sensors** »; *Proceedings of the 4th IEEE International conference on Nano/Micro Engineered and Molecular Systeme, Shenzhen, China*; jan. 2009, p. 286–290 (cf. p. 56, 130).
- [DE GERSEM 2005] DE GERSEM, G.; « **Kinaesthetic feedback and enhanced sensitivity in robotic endoscopic telesurgery** »; *Catholic University of Leuven* (2005) (cf. p. 7).
- [DEMERS et al. 1998] DEMERS, J. G. S., BOELEN, J. M. A. et SINCLAIR, I. P. W.; « **Freedom 6s force feedback hand controller** »; *SPRO 98.1* (1998), p. 19–22 (cf. p. 140).
- [FAHLBUSCH et al. 2002] FAHLBUSCH, S., SHIRINOV, A. et FATIKOW, S.; « **AFM-based micro force sensor and haptic interface for a nanohandling robot** »; *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, 2002*; t. 2; 2002, 1772–1777 vol.2 (cf. p. 12, 132).
- [FATIKOW et SHIRINOV 2003] FATIKOW, S. et SHIRINOV, A.; « **Haptic Interface for a Microrobot cell** »; *In Euro Haptics* (2003), p. 68–79 (cf. p. 12, 126, 141).
- [FELEKIS et al. 2012] FELEKIS, D., WEBER, A., MUNTWYLER, S., ROUTIER-KIERZKOWSKA, A. L., BEYELER, F., SMITH, R. S. et NELSON, B. J.; « **Automated stiffness characterization of living tobacco BY2 cells using the Cellular Force Microscope** »; *8th IEEE International Conference on automation Science and Engineering, August 20-24, 2012, Seoul, Korea* (2012), p. 285–290 (cf. p. 56, 133).
- [FERREIRA et al. 2001] FERREIRA, A., CASSIER, C., HADDAB, Y., ROUGEOT, P. et CHAILLET, N.; « **Development of a teleoperated micromanipulation system with visual and haptic feedback** »; *Intelligent Systems and Advanced Manufacturing*; International Society for Optics et Photonics, 2001, p. 112–123 (cf. p. 12).
- [FLORENS et al. 2004] FLORENS, J.-L., LUCIANI, A., CADOZ, C. et CASTAGNÉ, N.; « **ERGOS : A multi-degrees of freedom and versatile force-feedback panoply** »; *Proceedings of EuroHaptics*; 2004, p. 356–360 (cf. p. 144).
- [FRANKEN et al. 2011] FRANKEN, M., STRAMIGIOLI, S., MISRA, S., SECCHI, C. et MACCHELLI, A.; « **Bilateral Telemanipulation With Time Delays : A Two-Layer Approach Combining Passivity and Transparency** »; *IEEE Transactions on Robotics* 27.4 (août 2011), p. 741–756; ISSN : 1552-3098, 1941-0468 (cf. p. 13).
- [FREDEMBACH et al. 2009] FREDEMBACH, B., BOISFERON, A. H. de et GENTAZ, E.; « **Learning of arbitrary association between visual and auditory novel stimuli in**

- adults : the “bond effect” of haptic exploration** » ; *PLoS One* 4.3 (2009), e4844 (cf. p. 3).
- [FREES et KESSLER 2005] FREES, S. et KESSLER, G. D. ; « **Precise and rapid interaction through scaled manipulation in immersive virtual environments** » ; *Virtual Reality, 2005. Proceedings. VR 2005. IEEE* ; IEEE, 2005, p. 99–106 (cf. p. 75).
- [FRICONNEAU *et al.* 2002] FRICONNEAU, J., GARREC, P., GOSSELIN, F. et RIWAN, A. ; « **Status and trends in force feedback master arms at CEA** » ; *Workshop on Human Robot Interfaces* (nov. 2002) (cf. p. 140).
- [FRISOLI *et al.* 1999] FRISOLI, A., PRISCO, G. et BERGAMASCO, M. ; « **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) (cf. p. 145).
- [GALLINA *et al.* 2001] GALLINA, P., ROSATI, G. et ROSSI, A. ; « **3-dof wire driven planar haptic interface** » ; *Journal of Intelligent and Robotic Systems* 32.1 (2001), p. 23–36 (cf. p. 77, 78).
- [GIROT 2007] GIROT, M. ; « **Plate-forme d’étude de la Mécanotransduction cellulaire** » ; thèse de doct. ; Paris 6, 2007 (cf. p. 129).
- [GOERTZ 1949] GOERTZ, R. C. ; « **Master-slave manipulator** » ; rapp. tech. ; ANL (Argonne National Laboratory (ANL), Argonne, IL (United States)), 1949 (cf. p. 123).
- [GOERTZ et THOMPSON 1954] GOERTZ, R. C. et THOMPSON, W. M. ; « **Electronically controlled manipulator** » ; *Nucleonics (US) Ceased publication* 12 (1954) (cf. p. 123).
- [GOERTZ 1952] GOERTZ, R. C. ; « **Fundamentals of general purpose remote manipulators** » ; *Nucleonics* 10.11 (1952), p. 36–42 (cf. p. 123).
- [GOLDFARB et CELANOVIC 1999] GOLDFARB, M. et CELANOVIC, N. ; « **Flexure-based gripper for small-scale manipulation** » ; *Robotica* 17 (1999), p. 181–187 (cf. p. 132).
- [GOLDFARB 1998] GOLDFARB, M. ; « **Dimensional analysis and selective distortion in scaled bilateral telemanipulation** » ; *Robotics and Automation, 1998. Proceedings. 1998 IEEE International Conference on* ; t. 2 ; IEEE, 1998, p. 1609–1614 (cf. p. 10).
- [HAJIAN *et al.* 1997] HAJIAN, A. Z., SANCHEZ, D. S. et HOWE, R. D. ; « **Drum roll : Increasing bandwidth through passive impedance modulation** » ; *Robotics and Automation, 1997. Proceedings., 1997 IEEE International Conference on* ; t. 3 ; IEEE, 1997, p. 2294–2299 (cf. p. 9).
- [HAMMING 1950] HAMMING, R. W. ; « **Error detecting and error correcting codes** » ; *Bell Labs Technical Journal* 29.2 (1950), p. 147–160 (cf. p. 92).

- [HANNAFORD 1989] HANNAFORD, B.; « **A design framework for teleoperations with kinesthetic feedback** » ; *IEEE Transaction on Robotics and Automation* 5.4 (1989), p. 424–434 (cf. p. 121).
- [HANNAFORD et FIORINI 1988] HANNAFORD, B. et FIORINI, P.; « **Detailed model of bilateral teleoperation** » ; *Proceedings of the 1988 IEEE International Conference on Systems, Man, and Cybernetics*; 1988 (cf. p. 123).
- [HANSON *et al.* 2001] HANSON, B., BROWN, M. et FISHER, J.; « **Self-sensing : Closed-Loop Estimation for a Linear Electromagnetic Actuator** » ; *Proceedings of the American control conference, Arlington* (juin 2001) (cf. p. 56, 135).
- [HASHIZUME *et al.* 2016] HASHIZUME, S., TAKAZAWA, K., KOIKE, A. et OCHIAI, Y.; « **Cross-field haptics : push-pull haptics combined with magnetic and electrostatic fields** » ; *ACM SIGGRAPH 2016 Posters*; ACM, 2016, p. 30 (cf. p. 76).
- [HATAMURA et MORISHITA 1990] HATAMURA, Y. et MORISHITA, H.; « **Direct coupling system between nanometer world and human world** » ; *In IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems* (1990), p. 203–208 (cf. p. 12, 13, 124).
- [HATWELL *et al.* 2000] HATWELL, Y., STRERI, A. et GENTAZ, E.; « **Toucher pour connaître : psychologie cognitive de la perception tactile manuelle** » ; fr; Google-Books-ID : 9HIWAAAACAAJ; Presses Universitaires de France, 2000; ISBN : 978-2-13-051045-1 (cf. p. 3).
- [HAYWARD 2011] HAYWARD, V.; « **Is there a 'plenhaptic' function ?** » ; *Philosophical Transactions : Biological Sciences* (2011), p. 3115–3122 (cf. p. 75).
- [HAYWARD et MACLEAN 2007] HAYWARD, V. et MACLEAN, K. E.; « **Do it yourself haptics : part I** » ; *IEEE Robotics & Automation Magazine* 14.4 (2007), p. 88–104 (cf. p. 6, 7).
- [HAYWARD *et al.* 2017] HAYWARD, V., RÉGNIER, S., WEILL-DUFLOS, A. et MILLET, G.; « **High-Fidelity Haptic Device** » ; WO2017055375; avr. 2017 (cf. p. 23, 81, 98, 101).
- [HOKAYEM et SPONG 2006] HOKAYEM, P. F. et SPONG, M. W.; « **Bilateral teleoperation : An historical survey** » ; *Automatica* 42.12 (2006), p. 2035–2057 (cf. p. 7).
- [HOLLINS *et al.* 2006] HOLLINS, M., LORENZ, F. et HARPER, D.; « **Somatosensory Coding of Roughness : The Effect of Texture Adaptation in Direct and Indirect Touch** » ; en; *The Journal of Neuroscience* 26.20 (mai 2006), p. 5582–5588; ISSN : 0270-6474, 1529-2401 (cf. p. 42).
- [HOLLIS *et al.* 1990] HOLLIS, R., SALCUDEAN, S. et ABRAHAM, D.; « **Toward a tele-nanorobotic manipulation system with atomic scale force feedback and**

- motion resolution** » ; In *IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems* (1990), p. 115–119 (cf. p. 12, 13, 124, 145).
- [HUDIN *et al.* 2015] HUDIN, C., LOZADA, J. et HAYWARD, V. ; « **Localized tactile feedback on a transparent surface through time-reversal wave focusing** » ; *IEEE transactions on haptics* 8.2 (2015), p. 188–198 (cf. p. 76).
- [HURWITZ 1895] HURWITZ, A. ; « **Ueber die Bedingungen, unter welchen eine Gleichung nur Wurzeln mit negativen reellen Theilen besitzt** » ; *Mathematische Annalen* 46.2 (1895), p. 273–284 (cf. p. 9).
- [ISRAELACHVILI 2011] ISRAELACHVILI, J. N. ; « **Intermolecular and surface forces : revised third edition** » ; Academic press, 2011 (cf. p. 55, 122).
- [IVAN *et al.* 2009] IVAN, A., RAKOTONDRABE, M., LUTZ, P. et CHAILLET, N. ; « **Current integration force and displacement self-sensing method for cantilevered piezoelectric actuators** » ; *Review of Scientific Instruments (RSI)* 80.12 (déc. 2009) (cf. p. 135).
- [IWATA *et al.* 2013] IWATA, F., MIZUGUCHI, Y., KO, H. et USHIKI, T. ; « **A compact nano manipulator based on an atomic force microscope coupling with a scanning electron microscope or an inverted optical microscope** » ; *Journal of Micro-Bio Robotics* 8.1 (2013), p. 25–32 (cf. p. 12).
- [JANABI-SHARIFI *et al.* 2000] JANABI-SHARIFI, F., HAYWARD, V. et CHEN, C.-S. ; « **Discrete-time adaptive windowing for velocity estimation** » ; *IEEE Transactions on Control Systems Technology* 8.6 (nov. 2000), p. 1003–1009 ; ISSN : 1063-6536 (cf. p. 149, 150).
- [JANKOWSKI et HACHET 2013] JANKOWSKI, J. et HACHET, M. ; « **A survey of interaction techniques for interactive 3D environments** » ; *Eurographics 2013-STAR* ; 2013 (cf. p. 75).
- [JANSEN *et al.* 2010] JANSEN, Y., KARRER, T. et BORCHERS, J. ; « **MudPad : tactile feedback and haptic texture overlay for touch surfaces** » ; *ACM International Conference on Interactive Tabletops and Surfaces* ; ACM, 2010, p. 11–14 (cf. p. 76).
- [JURY 1962] JURY, E. I. ; « **A simplified stability criterion for linear discrete systems** » ; *Proceedings of the IRE* 50.6 (1962), p. 1493–1500 (cf. p. 9).
- [KALMAN 1960] KALMAN, R. E. ; « **A new approach to linear filtering and prediction problems** » ; *Journal of Fluids Engineering* 82.1 (1960), p. 35–45 (cf. p. 150).
- [KESTEN 1958] KESTEN, H. ; « **Accelerated stochastic approximation** » ; *The Annals of Mathematical Statistics* (1958), p. 41–59 (cf. p. 44).
- [J. KIM *et al.* 2008] KIM, J., JANABI-SHARIFI, F. et KIM, J. ; « **A physically-based haptic rendering for telemanipulation with visual information : macro and micro**

- applications** » ; *2008 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*; IEEE, 2008, p. 3489–3494 (cf. p. 12).
- [S.-G. KIM et SITTI 2006] KIM, S.-G. et SITTI, M. ; « **Task-based and stable telenano-manipulation in a nanoscale virtual environment** » ; *IEEE Transactions on automation science and engineering* 3.3 (2006), p. 240–247 (cf. p. 12).
- [KING *et al.* 2010] KING, H. H., DONLIN, R. et HANNAFORD, B. ; « **Perceptual thresholds for single vs. multi-finger haptic interaction** » ; *Haptics Symposium, 2010 IEEE*; IEEE, 2010, p. 95–99 (cf. p. 29, 30).
- [KING-SMITH *et al.* 1994] KING-SMITH, P. E., GRIGSBY, S. S., VINGRYS, A. J., BENES, S. C. et SUPOWIT, A. ; « **Efficient and unbiased modifications of the QUEST threshold method : theory, simulations, experimental evaluation and practical implementation** » ; *Vision research* 34.7 (1994), p. 885–912 (cf. p. 44).
- [R. L. KLATZKY *et al.* 1985] KLATZKY, R. L., LEDERMAN, S. J. et METZGER, V. A. ; « **Identifying objects by touch : An “expert system”** » ; *Perception & psychophysics* 37.4 (1985), p. 299–302 (cf. p. 3).
- [LAITHWAITE 1965] LAITHWAITE, E. ; « **The goodness of a machine** » ; *Electrical Engineers, Proceedings of the Institution of* 112.3 (1965), p. 538–541 (cf. p. 83).
- [D. A. LAWRENCE 1993] LAWRENCE, D. A. ; « **Stability and transparency in bilateral teleoperation** » ; *IEEE transactions on robotics and automation* 9.5 (1993), p. 624–637 (cf. p. 7).
- [C. LEE *et al.* 1999] LEE, C., LAWRENCE, D. et PAO, L. ; « **Guaranteed convergence rates for five degree of freedom in-parallel haptic interface kinematics** » ; *In Proceeding of the IEEE Conference on Robotics and Automation* 4 (1999), p. 3267–3274 (cf. p. 145).
- [L.-F. LEE *et al.* 2010] LEE, L.-F., NARAYANAN, M., MENDEL, F., KROVI, V. et KARAM, P. ; « **Kinematics analysis of in-parallel 5 DOF haptic device** » ; *2010 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*; juil. 2010, p. 237–241 (cf. p. 142).
- [LETIER *et al.* 2003] LETIER, P., SAIVE, T. et BURDA, I. ; « **Interface haptique pour nano-manipulateur AFM** » ; *National Congress on Theoretical and Applied mechanics Ghent* (2003) (cf. p. 12, 125, 126, 141).
- [LIU *et al.* 2007] LIU, M., CUI, T. et WANG, L. ; « **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* (juin 2007), p. 2255–2258 (cf. p. 56, 130).

- [LLEWELLYN 1952] LLEWELLYN, F. ; « **Some fundamental properties of transmission systems** » ; *IRE* 40.3 (1952), p. 271–283 (cf. p. 9).
- [LU *et al.* 2016] LU, T., PACORET, C., HERIBAN, D., MOHAND-OUSAIID, A., REGNIER, S. et HAYWARD, V. ; « **KiloHertz Bandwidth, Dual-Stage Haptic Device Lets You Touch Brownian Motion** » ; *IEEE Transactions on Haptics* (2016) (cf. p. 15, 62, 78, 143).
- [MARTIN et HILLIER 2009] MARTIN, S. et HILLIER, N. ; « **Characterisation of the Novint Falcon haptic device for application as a robot manipulator** » ; *Australasian Conference on Robotics and Automation (ACRA)* ; Citeseer, 2009, p. 291–292 (cf. p. 142).
- [MEHRTASH *et al.* 2015] MEHRTASH, M., ZHANG, X. et KHAMESEEE, M. B. ; « **Bilateral Magnetic Micromanipulation Using Off-Board Force Sensor** » ; *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 20.6 (2015), p. 3223–3231 ; ISSN : 1083-4435 (cf. p. 12–14, 126, 127).
- [MENCIASSI *et al.* 2003] MENCIASSI, A., EISINBERG, A., CARROZZA, M. C. et DARIO, P. ; « **Force sensing microinstrument for measuring tissue properties and pulse in microsurgery** » ; *IEEE/ASME transactions on mechatronics* 8.1 (2003), p. 10–17 (cf. p. 12).
- [MEYER et AMER 1988] MEYER, G. et AMER, N. ; « **Novel approach to atomic force microscopy** » ; *Appl. Phys. Lett.* 53.24 (1988), p. 2400–2402 (cf. p. 56, 129).
- [MICAELLI 2002] MICAELLI, A. ; « **Téléopération et télérobotique, chapitre 6, asservissement et lois de couplage en téléopération** » ; Hermès science, 2002 (cf. p. 10).
- [MILLET 2009] MILLET, G. ; « **Perception et interface haptique pour les nanosciences** » ; thèse de doct. ; Université Pierre et Marie Curie - Paris VI, oct. 2009 (cf. p. 9, 16, 17, 27, 52).
- [MILLET *et al.* 2009] MILLET, G., HALIYO, S., RÉGNIER, S. et HAYWARD, V. ; « **The ultimate haptic device : First step** » ; *EuroHaptics conference, 2009 and Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems. World Haptics 2009. Third Joint* ; IEEE, 2009, p. 273–278 (cf. p. 17, 29, 141).
- [MOHAND OUSAID *et al.* 2013] MOHAND OUSAID, A., HALIYO, S., RÉGNIER, S. et HAYWARD, V. ; « **Micro-force sensor by active control of a comb-drive** » ; *Advanced Intelligent Mechatronics (AIM), 2013 IEEE/ASME International Conference on* ; IEEE, 2013, p. 612–617 (cf. p. 19, 56, 57, 137, 138).
- [MOHAND OUSAID *et al.* 2014] MOHAND OUSAID, A., MILLET, G., HALIYO, S., RÉGNIER, S. et HAYWARD, V. ; « **Feeling What An Insect Feels** » ; *PLoS ONE* 9.10 (2014), e108895 (cf. p. 16, 17, 20, 53, 80).

- [MOHAND OUSAID 2013] MOHAND OUSAID, A.; « **Conception d'une chaîne de micro téléopération stable et transparente** »; thèse de doct.; Université Pierre et Marie Curie - Paris VI, mar. 2013 (cf. p. 12, 16, 17, 21, 22, 38, 39, 52, 55).
- [MOHAND OUSAID *et al.* 2015] MOHAND OUSAID, A., HALIYO, S., RÉGNIER, S. et HAYWARD, V.; « **A Stable and Transparent Microscale Force Feedback Teleoperation System** »; *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* in press (2015), in press (cf. p. 12, 16, 21, 63).
- [MOHAND-OUSAID *et al.* 2012] MOHAND-OUSAID, A., MILLET, G., RÉGNIER, S., HALIYO, S. et HAYWARD, V.; « **Haptic interface transparency achieved through viscous coupling** »; en; *The International Journal of Robotics Research* 31.3 (mar. 2012), p. 319–329; ISSN : 0278-3649, 1741-3176 (cf. p. 18, 39, 53).
- [MOORE *et al.* 2015] MOORE, S. I., COSKUN, M. B., ALAN, T., NEILD, A. et MOHEIMANI, S. O. R.; « **Feedback-Controlled MEMS Force Sensor for Characterization of Microcantilevers** »; *Journal of Microelectromechanical Systems* 24.4 (2015), p. 1092–1101 (cf. p. 62).
- [NAHON et REID 1990] NAHON, M. A. et REID, L. D.; « **Simulator motion-drive algorithms-A designer's perspective** »; *Journal of Guidance, Control, and Dynamics* 13.2 (1990), p. 356–362 (cf. p. 42).
- [NAKAMURA et YAMAMOTO 2013] NAKAMURA, T. et YAMAMOTO, A.; « **Multi-finger electrostatic passive haptic feedback on a visual display** »; *World Haptics Conference (WHC), 2013*; IEEE, 2013, p. 37–42 (cf. p. 77).
- [NG et CHAN 2012] NG, A. W. et CHAN, A. H.; « **Finger response times to visual, auditory and tactile modality stimuli** »; *Proceedings of the International MultiConference of Engineers and Computer Scientists*; t. 2; 2012, p. 1449–1454 (cf. p. 38).
- [NI *et al.* 2012] NI, Z., BOLOPION, A., AGNUS, J., BENOSMAN, R. et RÉGNIER, S.; « **Asynchronous event-based visual shape tracking for stable haptic feedback in microrobotics** »; *IEEE Transactions on Robotics* 28.5 (2012), p. 1081–1089 (cf. p. 12, 15, 127).
- [NOMA *et al.* 2004] NOMA, H., YOSHIDA, S., YANAGIDA, Y. et TETSUTANI, N.; « **The proactive desk : A new haptic display system for a digital desk using a 2-DOF linear induction motor** »; *Presence : Teleoperators and Virtual Environments* 13.2 (2004), p. 146–163 (cf. p. 79).
- [NYQUIST 1932] NYQUIST, H.; « **Regeneration theory** »; *Bell system technical journal* 11.1 (1932), p. 126–147 (cf. p. 9).
- [OGATA 1995] OGATA, K.; « **Discrete-time control systems** »; Prentice Hall, 1995 (cf. p. 8).

- [ONAL et SITTI 2009] ONAL, C. D. et SITTI, M.; « **A scaled bilateral control system for experimental one-dimensional teleoperated nanomanipulation** » ; *The International Journal of Robotics Research* 28.4 (2009), p. 484–497 (cf. p. 5).
- [OSTERTAG 2004] OSTERTAG, E.; « **Systèmes et asservissement continu. Modélisation, analyse, synthèse des lois de commande** » ; Ellipses, 2004 (cf. p. 8).
- [PACCHIEROTTI *et al.* 2015] PACCHIEROTTI, C., MAGDANZ, V., MEDINA-SÁNCHEZ, M., SCHMIDT, O. G., PRATTICHIZZO, D. et MISRA, S.; « **Intuitive control of self-propelled microjets with haptic feedback** » ; *Journal of Micro-Bio Robotics* 10.1-4 (2015), p. 37–53 (cf. p. 12–14).
- [PACCHIEROTTI *et al.* 2016] PACCHIEROTTI, C., SCHEGGI, S., PRATTICHIZZO, D. et MISRA, S.; « **Haptic Feedback for Microrobotics Applications : A Review** » ; *Biomedical Robotics* (2016), p. 53 (cf. p. 12, 55, 128).
- [PACORET 2011] PACORET, C.; « **Des pinces optiques pour une sensation tactile de la micromanipulation** » ; thèse de doct. ; Université Pierre et Marie Curie, 2011 (cf. p. 15).
- [PANG *et al.* 1991] PANG, X.-D., TAN, H. Z. et DURLACH, N. I.; « **Manual discrimination of force using active finger motion** » ; *Perception & Psychophysics* 49.6 (1991), p. 531–540 (cf. p. 29, 43).
- [PANGARO *et al.* 2002] PANGARO, G., MAYNES-AMINZADE, D. et ISHII, H.; « **The actuated workbench : computer-controlled actuation in tabletop tangible interfaces** » ; *Proceedings of the 15th annual ACM symposium on User interface software and technology*; ACM, 2002, p. 181–190 (cf. p. 77, 79).
- [PEINER *et al.* 2005] PEINER, E., TIBREWALA, A., BANDORF, R., BIEHL, S., ÜTHJE, H. et DORING, L.; « **Micro Force Sensor With Piezoresistive Amorphous carbon Strain Gauge** » ; *The 13th International conference on Solid-state Sensors, Actuators and Microsystems, Seoul, Korea*; juin 2005, p. 551–554 (cf. p. 132).
- [PILLARISETTI *et al.* 2005] PILLARISETTI, A., ANJUM, W., DESAI, J. P., FRIEDMAN, G. et BROOKS, A. D.; « **Force feedback interface for cell injection** » ; *First Joint Eurohaptics Conference and Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems. World Haptics Conference*; IEEE, 2005, p. 391–400 (cf. p. 12).
- [PRICE et SUP 2016] PRICE, M. et SUP, F. C.; « **A robotic touchscreen totem for two-dimensional haptic force display** » ; *Haptics Symposium (HAPTICS), 2016 IEEE*; IEEE, 2016, p. 72–77 (cf. p. 78).
- [RAMSTEIN et HAYWARD 2003] RAMSTEIN, C. et HAYWARD, V.; « **The PANTOGRAPH : a Large Worckspace Haptic Device for a Multi-Modal Human-Computer Interaction** » ; *in Proceeding of CHI94 Conference, (Boston, Massachussetts)* (2003), p. 35–39 (cf. p. 78, 80, 143).

- [RÉGNIER et CHAILLET 2008] RÉGNIER, S. et CHAILLET, N. ; « **La microrobotique** » ; Edition Hermès, 2008 (cf. p. 132).
- [ROBLES-DE-LA-TORRE et HAYWARD 2001] ROBLES-DE-LA-TORRE, G. et HAYWARD, V. ; « **Force can overcome object geometry in the perception of shape through active touch** » ; *Nature* 412.6845 (2001), p. 445–448 (cf. p. 75).
- [ROSS *et al.* 1986] ROSS, H. E., SCHWARTZ, E. et EMMERSON, P. ; « **Mass discrimination in weightlessness improves with arm movements of higher acceleration** » ; *Naturwissenschaften* 73.7 (1986), p. 453–454 (cf. p. 42).
- [ROUTH 1877] ROUTH, E. J. ; « **A treatise on the stability of a given state of motion : particularly steady motion** » ; Macmillan et Company, 1877 (cf. p. 9).
- [SATLER *et al.* 2011] SATLER, M., AVIZZANO, C. A. et RUFFALDI, E. ; « **Control of a desktop mobile haptic interface** » ; *World Haptics Conference (WHC), 2011 IEEE* ; IEEE, 2011, p. 415–420 (cf. p. 78).
- [SATO *et al.* 1991] SATO, M., HIRATA, Y. et KAWARADA, H. ; « **Space interface device for artificial reality-spidar** » ; *Transaction of the institut os electronics, Information and communication engineers* 7 (1991), p. 887–894 (cf. p. 144).
- [SCHELLER *et al.* 1998] SCHELLER, T., JUHASZ, J. et EBERHARDT, R. ; « **A force sensing system detecting adhesive thickness during microassembly processes** » ; *MST 98, Potsdam, VDE-Verlag* (1998), p. 718–720 (cf. p. 56, 132).
- [SCHILL *et al.* 2008] SCHILL, F., MAHONY, R., CORKE, P. et COLE, L. ; « **Virtual force feedback teleoperation of the insectbot using optical flow** » ; *Proceedings of the 2008 Australasian Conference on Robotics & Automation* ; Australian Robotics et Automation Association Inc., 2008 (cf. p. 142).
- [SHAH *et al.* 2010] SHAH, A. V., TEUSCHER, S., MCCLAIN, E. W. et ABBOTT, J. J. ; « **How to build an inexpensive 5-dof haptic device using two novint falcons** » ; *Haptics : Generating and Perceiving Tangible Sensations* ; Springer, 2010, p. 136–143 (cf. p. 142, 143).
- [SHANNON 1949] SHANNON, C. E. ; « **Communication in the presence of noise** » ; *Proceedings of the IRE* 37.1 (1949), p. 10–21 (cf. p. 26).
- [SHEN *et al.* 2006] SHEN, Y., WINDER, E., XI, N., POMEROY, C. et WEJINYA, C. ; « **Closed-Loop Optimal Control-Enabled Piezoelectric Microforce Sensors** » ; *IEEE/ASME Int. on Advanced Intelligent Mechatronics* 11.14 (août 2006) (cf. p. 56, 137).
- [SHEN *et al.* 2003] SHEN, Y., XI, N., LI, W. et TAN, J. ; « **A high sensitivity force sensor for microassembly : design and experiments** » ; *IEEE/ASME Int. on advanced intelligent mechatronics* (2003), p. 703–708 (cf. p. 130, 131).

- [SHEN *et al.* 2005] SHEN, Y., XI, N., POMEROY, C., WEJINYA, C. et LM, W. J.; « **An Active Micro-Force Sensing System with Piezoelectric Servomechanism** » ; *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and System* (2005), p. 2381–2386 (cf. p. 56, 137).
- [SHIRINOV *et al.* 2004] SHIRINOV, A., KAMENIK, J. et FATIKOW, S.; « **Haptic interface for a nanohandling robot** » ; *Assembly Automation* 24.1 (2004), p. 78–87 (cf. p. 12, 126).
- [SITTI et HASHIMOTO 1998] SITTI, M. et HASHIMOTO, H.; « **Macro to nano tele-manipulation throuh nanoelectromechanical systems.** » ; *In IEEE Industrial electronics society* (1998), p. 98–103 (cf. p. 12, 125).
- [SITTI et HASHIMOTO 2003] SITTI, M. et HASHIMOTO, H.; « **Teleoperated touch feedback from the surface at the nanoscale; modeling and experiments** » ; *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 8 (2003), p. 287–298 (cf. p. 12, 125).
- [SITTI et HASHIMOTO 1998] SITTI, M. et HASHIMOTO, H.; « **Tele-nanorobotics using an atomic force microscope as a nanorobot and sensor** » ; *Advanced Robotics* 13.4 (1998), p. 417–436 (cf. p. 125, 141).
- [SMITH *et al.* 2009] SMITH, A. M., CHAPMAN, C. E., DONATI, F., FORTIER-POISSON, P. et HAYWARD, V.; « **Perception of simulated local shapes using active and passive touch** » ; *Journal of neurophysiology* 102.6 (2009), p. 3519–3529 (cf. p. 75).
- [TOSOLINI *et al.* 2011] TOSOLINI, G., PEREZ-MURANO, F., BAUSELLS, J. et VILLANUEVA, L. G.; « **Self-sensing Cantilevers for the Measurement of (biomolecular) Forces** » ; *Proceeding of the 8th spanish conference on electron Devices*; 2011 (cf. p. 56, 135).
- [TYRRELL et OWENS 1988] TYRRELL, R. A. et OWENS, D. A.; « **A rapid technique to assess the resting states of the eyes and other threshold phenomena : the modified binary search (MOBS)** » ; *Behavior Research Methods, Instruments, & Computers* 20.2 (1988), p. 137–141 (cf. p. 44).
- [VAN DER LINDE *et al.* 2002] VAN DER LINDE, R. Q., LAMMERTSE, P., FREDERIKSEN, E. et RUITER, B.; « **The HapticMaster, a new high-performance haptic interface** » ; *Proc. Eurohaptics*; 2002, p. 1–5 (cf. p. 139).
- [VENOLIA 1993] VENOLIA, D.; « **Facile 3D Direct Manipulation** » ; *Proceedings of the INTERACT '93 and CHI '93 Conference on Human Factors in Computing Systems*; CHI '93; New York, NY, USA : ACM, 1993, p. 31–36; ISBN : 978-0-89791-575-5 (cf. p. 76).
- [VENTURE *et al.* 2006] VENTURE, G., HALIYO, D. S., MICAELLI, A. et RÉGNIER, S.; « **Force-feedback micromanipulation with inconditionnally stable coupling** » ; *International Journal of Micromechatronics, special issue on Micro-handling* 3.3 (2006), p. 307–327 (cf. p. 12, 125).

- [VERRILLO 1985] VERRILLO, R. T. ; « **Psychophysics of vibrotactile stimulation** » ; *Journal of The Acoustical Society of America* 77.1 (1985), p. 225–232 (cf. p. 26).
- [VEZZOLI *et al.* 2015] VEZZOLI, E., MESSAOUD, W. B., AMBERG, M., GIRAUD, F., LEMAIRE-SEMAIL, B. et BUENO, M.-A. ; « **Physical and perceptual independence of ultrasonic vibration and electrovibration for friction modulation** » ; *IEEE transactions on haptics* 8.2 (2015), p. 235–239 (cf. p. 76).
- [VIJAYASAI *et al.* 2010] VIJAYASAI, A. P., SIVAKUMAR, G., MULSOW, M., LACOUTURE, S., HOLNESS, A. et DALLAS, T. E. ; « **Haptic controlled three-axis MEMS gripper system** » ; *Review of Scientific Instruments* 81.10 (2010), p. 105114 (cf. p. 12).
- [VOGL *et al.* 2006] VOGL, W., MA, B. K.-L. et SITTI, M. ; « **Augmented reality user interface for an atomic force microscope-based nanorobotic system** » ; *IEEE transactions on nanotechnology* 5.4 (2006), p. 397–406 (cf. p. 12).
- [Q. WANG *et al.* 2016] WANG, Q., REN, X., SARCAR, S. et SUN, X. ; « **EV-Pen : Leveraging Electro vibration Haptic Feedback in Pen Interaction** » ; *Proceedings of the 2016 ACM on Interactive Surfaces and Spaces*; ACM, 2016, p. 57–66 (cf. p. 77).
- [WEBER 1978] WEBER, E. H. ; « **The sense of touch (HE Ross, Ed. and Trans.)** » ; *London : Academic. (Original work published 1834)* (1978) (cf. p. 42, 43).
- [WIERTLEWSKI *et al.* 2014] WIERTLEWSKI, M., LEONARDIS, D., MEYER, D. J., PESHKIN, M. A. et COLGATE, J. E. ; « **A high-fidelity surface-haptic device for texture rendering on bare finger** » ; *International Conference on Human Haptic Sensing and Touch Enabled Computer Applications*; Springer, 2014, p. 241–248 (cf. p. 76).
- [XIE et RÉGNIER 2009] XIE, H. et RÉGNIER, S. ; « **Three-dimensional automated micro-manipulation using a nanotip gripper with multi-feedback** » ; *Journal of Micromechanics and Microengineering* 19.7 (2009) (cf. p. 126).
- [XIE *et al.* 2008] XIE, H., VITARD, J., HALIYO, S. et RÉGNIER, S. ; « **Enhanced accuracy of force application for AFM nonmanipulation using nonlinear calibration of the optical lever** » ; *IEEE Sensors Journal* 8.8 (2008), pages 1478–1485 (cf. p. 129, 130).
- [XU et ZHU 2009] XU, Y. et ZHU, J. ; « **The Analysis and Optimum Design on Compliant Micro-Gripper with Micro-Force Sensor** » ; *CISP '09. 2nd International Congress on Image and Signal Processing*; oct. 2009, p. 1–5 (cf. p. 56, 132).
- [YAMAOKA et KAKEHI 2013] YAMAOKA, J. et KAKEHI, Y. ; « **dePEND : augmented handwriting system using ferromagnetism of a ballpoint pen** » ; *Proceedings of the 26th annual ACM symposium on User interface software and technology*; ACM, 2013, p. 203–210 (cf. p. 79).
- [YANG et Y. ZHANG 2009] YANG, Y. et ZHANG, Y. ; « **A new cable-driven haptic device for integrating kinesthetic and cutaneous display** » ; *2009 ASME/IFTOMM*

- International Conference on Reconfigurable Mechanisms and Robots*; juin 2009, p. 386–391 (cf. p. 78).
- [YIN *et al.* 2016] YIN, M., GERENA, E., REGNIER, S. et PACORET, C.; « **Optical tweezers with 3D high speed force feedback** »; *Manipulation, Automation and Robotics at Small Scales (MARSS), International Conference on*; IEEE, 2016, p. 1–7 (cf. p. 15, 127).
- [YOKOKOHI et YOSHIKAWA 1994] YOKOKOHI, Y. et YOSHIKAWA, T.; « **Bilateral control of master-slave manipulators for ideal kinesthetic coupling-formulation and experiment** »; *IEEE transactions on robotics and automation* 10.5 (1994), p. 605–620 (cf. p. 7).
- [YOSHIDA *et al.* 2006] YOSHIDA, S., NOMA, H. et HOSAKA, K.; « **Proactive desk ii : Development of a new multi-object haptic display using a linear induction motor** »; *IEEE Virtual Reality Conference (VR 2006)*; IEEE, 2006, p. 269–272 (cf. p. 79).
- [YU *et al.* 2003] YU, S., POTASEK, D., PIYABONGKARN, D., SEZEN, A., RAJAMANI, R. et NELSON, B.; « **Actively servoed multi-axis microforce sensor** »; *Proc. of the International conference of Robotics and automation* (2003), p. 2300–2306 (cf. p. 56, 133).
- [ZANOTTO *et al.* 2014] ZANOTTO, D., ROSATI, G., MINTO, S. et ROSSI, A.; « **Sophia-3 : A semiadaptive cable-driven rehabilitation device with a tilting working plane** »; *IEEE Transactions on Robotics* 30.4 (2014), p. 974–979 (cf. p. 77, 78).
- [ZANOTTO *et al.* 2010] ZANOTTO, D., ROSATI, G. et ROSSI, A.; « **Performance analysis of planar cable-based parallel manipulators** »; *ASME 2010 10th Biennial Conference on Engineering Systems Design and Analysis*; American Society of Mechanical Engineers, 2010, p. 789–798 (cf. p. 78).

Liste des publications

Articles dans des conférences internationales

ORTEGA, A., **Weill-Duflos, A.**, HALIYO, S., RÉGNIER, S. et HAYWARD, V. « Linear Induction Actuators for a Haptic Interface : a quasi-perfect transparent mechanism ». *2017 IEEE World Haptics Conference (WHC)*. Juin 2017.

Weill-Duflos, A., MOHAND-OUSAI, A., HALIYO, S., RÉGNIER, S. et HAYWARD, V. « Optimizing transparency of haptic device through velocity estimation ». *2015 IEEE International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*. Juil. 2015, p. 529–534.

Brevets

HAYWARD, V., RÉGNIER, S., **Weill-Duflos, A.** et MILLET, G. « High-Fidelity Haptic Device ». WO2017055375. Avr. 2017.

Couplage

Le schéma de couplage représente la méthode employée pour relier les grandeurs de l'environnement à l'échelle micro et de l'environnement de l'utilisateur. Différentes approches sont possibles, certaines axées sur la stabilité et d'autres sur la transparence. Deux schémas sont couramment utilisés pour réaliser un couplage haptique :

- Le couplage à retour d'effort direct (DFF^1), ce couplage sera dans la suite appelé couplage direct. Il est représenté sur la figure A.1. Dans ce couplage la force et le déplacement sont traités de façon indépendantes.
- Le couplage force-position (FP), dans la suite ce couplage est appelé couplage indirect.(BOLOPION, 2010) Il est représenté sur la figure A.2. Dans ce couplage, la force développée par l'interface est une combinaison de la force mesurée et des déplacements, de même pour le déplacement du capteur.

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 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, 1989). Cette approche se base sur les échanges d'énergie entre les différents éléments illustrés sur les figures A.1 et A.2.

Les deux schémas de couplage présentent des qualités complémentaires :

- L'utilisation de simples gains apporte une très bonne transparence au couplage direct. En revanche ces même gains tendent à rendre le système instable.

1. Direct Force Feedback

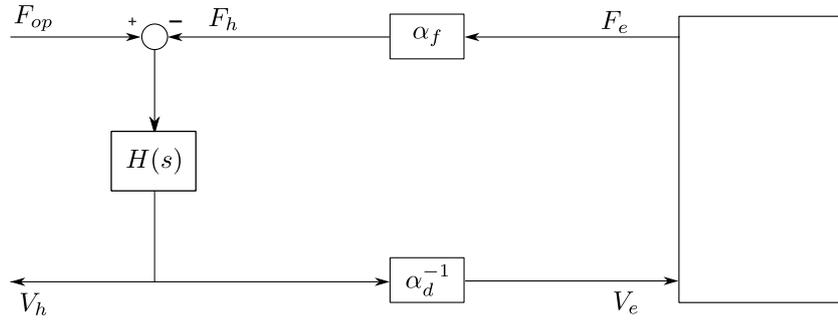


Figure A.1: Schéma de couplage à retour d'effort direct (DFF).

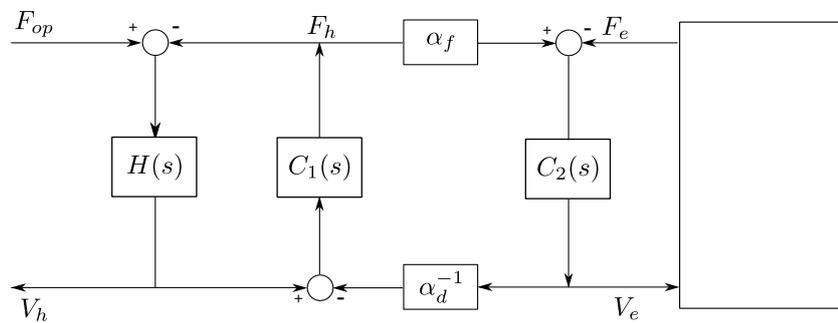


Figure A.2: Schéma de couplage force position (FP).

- L'utilisation des correcteurs dans le couplage indirect permet d'atteindre une bonne stabilité. Cependant cette stabilité s'obtient en dégradant les performances en transparence.

Ces qualités sont théoriques et à relativiser avec l'intégration des autres paramètres de la chaîne de téléopération, entre autre :

- les caractéristiques de l'interface haptique et de l'outil de mesure sont des éléments qui vont bien entendu influencer sur la transparence et la stabilité de la chaîne de téléopération. Il est important de noter que 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, 2010). 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.

Les interactions à l'échelle du micro-monde étant régies par les forces surfaciques (ISRAELACHVILI, 2011), elles ne sont pas totalement intuitives. De plus la taille des éléments rend la manipulation directe impossible. Partant de ces constatations il fait sens de chercher à faire de la téléopération avec un retour haptique pour apporter de nouvelles possibilités. Dans cette optique il semble intéressant de s'orienter vers un couplage direct pour apporter le plus de transparence possible. Il sera donc nécessaire de trouver une solution aux problèmes de stabilité.

États de l'art

1 État de l'art de la téléopération

1.1 Historique de la téléopération bilatérale aux petites échelles

De nombreux systèmes de téléopération pour différentes échelles ou problématiques ont été développés. Cette partie a pour but de présenter les principaux travaux concernant les petites échelles. Les travaux sont abordés d'un point de vue chronologique et présentent un historique de la téléopération aux petites échelles.

1.1.1 Les débuts de la téléopération

Les premiers systèmes de téléopération proviennent de recherches conduites à la fin des années 1940 par le *Argonne National Laboratory* aux États Unis (GOERTZ, 1949 ; GOERTZ, 1952 ; GOERTZ et THOMPSON, 1954). Le rôle de ces systèmes était la manipulation d'objets en milieux hostiles pour des applications nucléaires civiles et militaires.

De 1950 à 1970, les systèmes sont développés avec une cinématique identique pour le robot maître et esclave.

En 1970, l'avènement du contrôle numérique apporte la possibilité de combiner des robots esclaves et maîtres avec des cinématiques différentes. Le laboratoire Jet Propulsion de la NASA apporte d'impressionnantes avancées en téléopération spatiale entre les années 1970 et 1980 (CORLISS et JOHNSEN, 1968 ; BEJCZY et SALISBURY JR, 1980 ; CRAIG et RAIBERT, 1979). On observe en particulier que les travaux de cette période posent les bases de la téléopération moderne (HANNAFORD et FIORINI, 1988 ; BEJCZY et SALISBURY JR, 1980).

1.1.2 La téléopération pour les petites échelles

La présentation en 1986 de l'AFM¹ par G. Binnig (BINNIG, QUATE et GERBER, 1986) ouvre de nouvelles possibilités à la téléopération. Initialement prévus pour réaliser des images topographiques de matériaux à l'échelle atomique, la technique est ensuite utilisée pour faire de la mesure de force aux échelles nano et microscopiques. Cette possibilité nouvelle de mesurer des forces aux petites échelles va permettre le développement des systèmes de téléopération suivants.

Les premiers travaux de micro-téléopération apparaissent 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 et MORISHITA, 1990). 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, SALCUDEAN et ABRAHAM, 1990) a introduit pour la première fois l'utilisation de l'haptique pour des tâches de micro et nanomanipulations, 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 majeures engendrées par les bruits et l'hystérésis dégradent la fidélité du ressenti de l'opérateur.

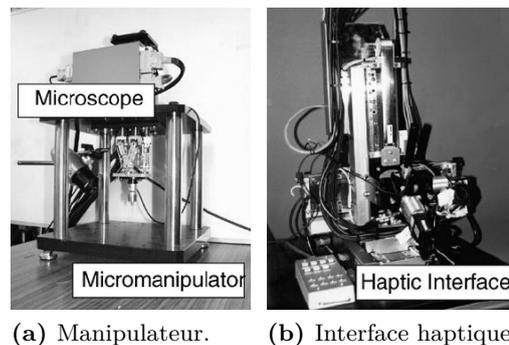


Figure B.1: Système de téléopération développé par l'équipe de H. Hashimoto (N. ANDO, OHTA et HASHIMOTO, 2000).

Suite à ces travaux, l'équipe dirigée par H. Hashimoto (N. ANDO, OHTA et HASHIMOTO, 2000) a développé au Japon son propre système de micro téléopération direct. Le système comporte un manipulateur à structure parallèle (voir figure B.1a) avec une précision de $50 \mu\text{m}$ et une interface haptique à structure série (voir figure B.1b). Cette recherche s'est focalisée sur la commande de l'interface haptique et du manipulateur (N. ANDO, OHTA et HASHIMOTO, 2000). 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

1. Atomic Force Microscope

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.

En 1998, M. Sitti et H. Hashimoto ont réalisé le premier système de téléopération couplant une interface haptique à une poutre AFM (SITTI et HASHIMOTO, 1998b). 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 B.2). 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 et HASHIMOTO, 2003). 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-in² n'est pas transmis.

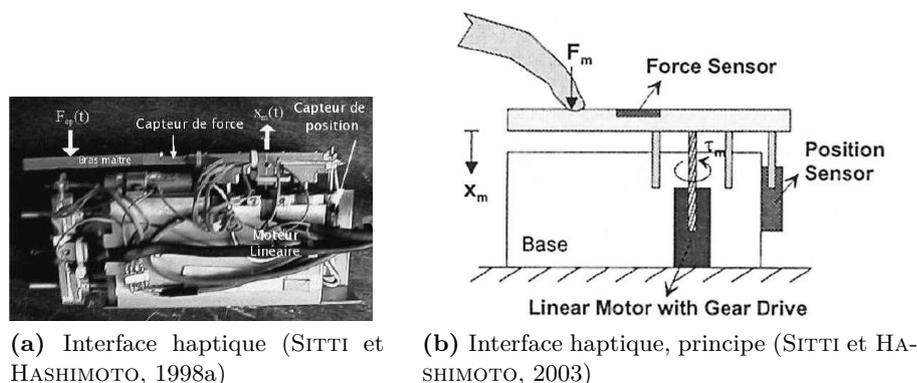


Figure B.2: *Système de nanomanipulation, Institut of Industrial Sciences, Tokyo.*

Dans cette même optique, un système de téléopération à un degré de liberté a été également réalisé au Laboratoire de Robotique de Paris (actuellement ISIR³). Ce système est conçu autour d'un moteur à courant continu et d'une poutre AFM (VENTURE *et al.*, 2006). 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 la phase de transport des objets. Ces travaux utilisent une interface haptique Virtuose 6D.

À l'université Libre de Belgique (ULB), les travaux se sont portés sur l'analyse des limitations des systèmes de téléopération (LETIER, SAIVE et BURDA, 2003). Deux limitations sont soulevées :

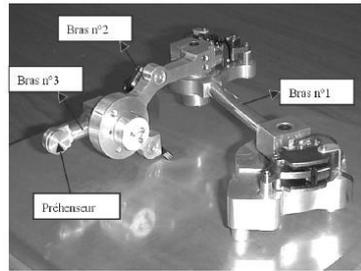
- les retards de communication introduits par la mesure d'effort et l'acquisition de données produisent des vibrations importantes dans le retour haptique renvoyé par leur interface (figure B.3a) ;
- le système de mesure poutre-laser ne fournit que la mesure de l'effort vertical de manière instantanée.

La levée de ces deux limitations fait encore l'objet de nombreux travaux de recherche. Les retards dans le schéma de commande sont une source d'instabilité pour les systèmes de téléopération.

2. Saut au contact lorsque la pointe est soumise à une brusque augmentation de force

3. Institut des Systèmes Intelligents et de Robotique

À 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 et FERREIRA, 2006 ; BOUKHNIFER et FERREIRA, 2007).



(a) Interface de l'université libre de Belgique (LETIER, SAIVE et BURDA, 2003)



(b) Interface haptique HIMiC, université d'Oldenbourg (FATIKOW et SHIRINOV, 2003)

Figure B.3: Interfaces haptiques à retour d'effort.

À l'université d'Oldenbourg, une micro pince munie d'un capteur d'effort piézoélectrique (voir figure B.10) a été couplée à une interface haptique, la "HIMiC" *Haptic Interface for Microrobot Cell* (voir figure B.3b). 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, KAMENIK et FATIKOW, 2004). 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 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 B.4). Le système réalise des manipulations complexes contrôlées avec un retour d'effort (BOLOPION, 2010). Contrairement à l'ensemble des systèmes de téléopération avec une seule poutre AFM, le système utilise deux poutres AFM qui collaborent pour saisir et déposer des micro objets (XIE et RÉGNIER, 2009). 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. Un compromis entre stabilité et performances a ici été fait au détriment de la transparence, en choisissant un couplage indirect.

Le département de mécatronique et mécanique de l'université de Waterloo a développé un système utilisant une plateforme de micromanipulation magnétique (MEHRTASH, X. ZHANG et KHAMESEE, 2015). Le système, illustré en figure B.5, réalise un positionnement 3D d'un micro-système attaché à un aimant permanent. Le couplage entre le système maître et esclave

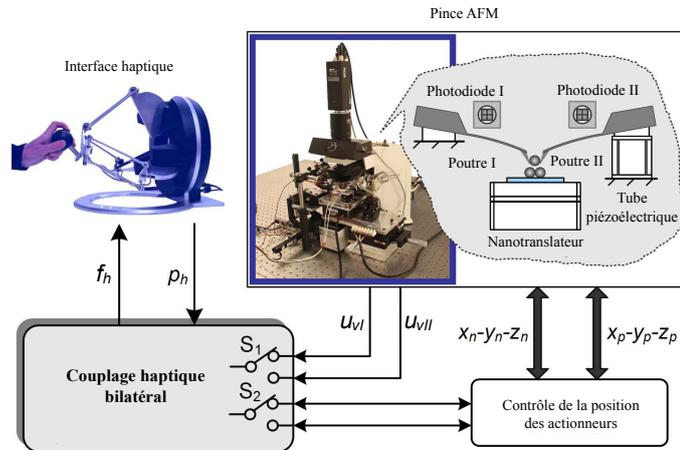


Figure B.4: Système de téléopération à deux poutres. (à gauche) Une interface haptique, type OMEGA est utilisée pour contrôler la manipulation tridimensionnelle avec retour haptique en temps réel. (à droite) La pince est composée de deux poutres AFM. (BOLOPION, 2010).

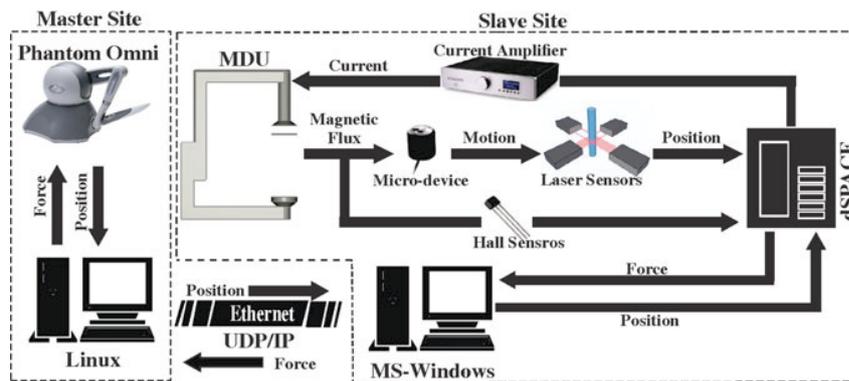


Figure B.5: Plateforme de l'université de Waterloo (MEHRTASH, X. ZHANG et KHAMESEE, 2015)

utilise une liaison réseau et permet une téléopération depuis un site distant. Lorsque l'opérateur déplace l'interface haptique, le champ magnétique déplace le micro-système. La mesure de force est produite par comparaison de la position imposée au micro-système par le champ magnétique et de sa position effective. La position réelle du micro-système est mesurée en utilisant des capteurs laser.

On retrouve le même principe de mesure dans les travaux de l'ISIR sur les pinces optiques (YIN *et al.*, 2016; NI *et al.*, 2012), dans ce système un laser réticulé permet le positionnement 3D de billes de 3 μm de diamètre. L'utilisation d'une caméra ATIS⁴ permet un asservissement visuel à 1 kHz. Ce système atteint une résolution en force de l'ordre du piconewton dans les 3 dimensions, la direction en Z étant plus limitée que les deux directions du plan.

4. Asynchronous Time-based Image Sensor

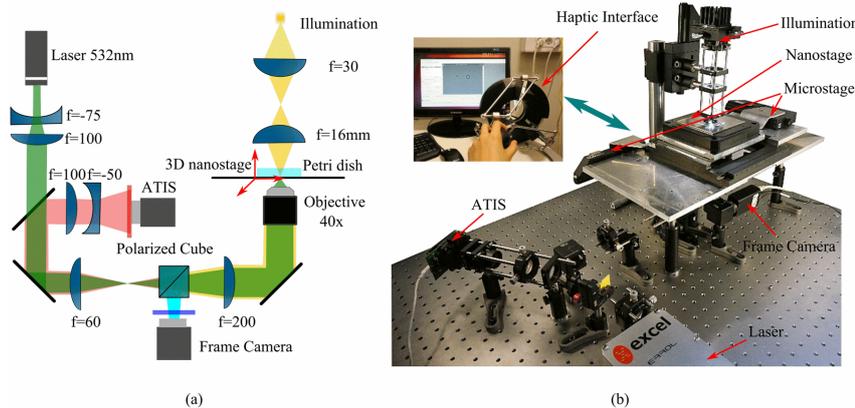


Figure B.6: Pinces optiques utilisées à l'ISIR

2 Mesure de force

De nombreux outils de mesures ont été conçus pour répondre à cette problématique particulière (PACCHIEROTTI *et al.*, 2016), une discrimination peut être faite entre deux types de solutions. On distingue d'un côté les capteurs passifs qui exploitent les effets physiques pour produire une mesure indirecte de force, entre autre la déformation, l'effet piézoélectrique, piézo-résistif, capacitif, etc. L'autre catégorie, les capteurs actifs, utilise un contrôle actif pour produire une mesure directe de force.

2.0.1 Techniques de mesures passives

Les outils de mesure passifs reposent sur un corps d'épreuve⁵ qui subit une force extérieure et subit une déformation ou un déplacement qui est mesurable. Lorsque c'est une déformation, la mesure de force exploite la proportionnalité dans le domaine élastique entre la déformation du corps d'épreuve et la force appliquée. De fait la mesure de force est corrélée à la mesure de déplacement ou de déformation. Cette déformation (ou déplacement) peut être mesuré de plusieurs façon. Une des solutions est l'utilisation de jauges extensométriques, qui permettent d'avoir un système intégré. Une autre solution peut être l'emploi d'un capteur externe comme un interféromètre laser. Elles peuvent aussi être effectuée indirectement si l'une des propriété électrique du corps d'épreuve dépend de sa déformation (capteur capacitif, matériau piézoélectrique ou magnétostrictif).

2.0.1.1 Microscope à force atomique

Le microscope à force atomique, AFM⁶ a été introduit en 1986 par G. Binnig, C.F. Quate et C. Gerber (BINNIG, QUATE et GERBER, 1986), comme une application du concept de microscope à effet tunnel (STM⁷). Initialement destinée à la réalisation d'image topographique

5. élément du capteur qui transforme le mesurande en une grandeur physique mesurable.

6. Atomic Force Microscope

7. Scanning Tunneling Microscope.

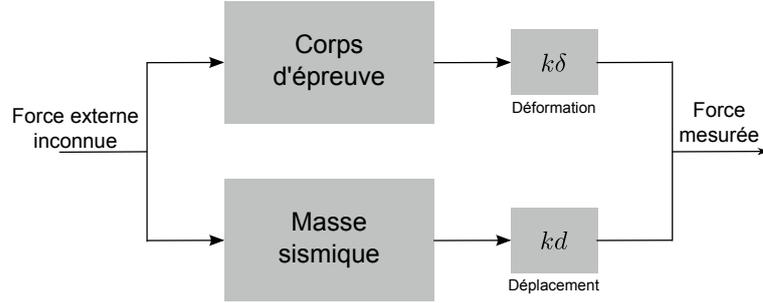


Figure B.7: Principe d'un outil de mesure passif.

des matériaux à l'échelle atomique, la technique est adaptée à la mesure de forces aux échelles micro et nanoscopiques. La mesure de force est calculée à partir d'une mesure de déformation de la sonde. Cette mesure de déformation est mesurée à l'aide d'un laser dont le faisceau réfléchi sur l'extrémité de la sonde est ensuite capté par une photodiode (MEYER et AMER, 1988). La sonde est en général modélisée comme une poutre encastree 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 modélisée comme un ressort de raideur k et pour de faibles déformations, l'effort d'interaction F est donné par :

$$F = k\delta \quad (\text{B.1})$$

Le cas d'une poutre sans pointe est détaillé dans (BOLOPION, 2010).

Il existe plusieurs techniques pour la calibration de la raideur de la poutre, l'une d'elle est l'exploitation de l'expression théorique de la raideur en fonction des dimension de la poutre (T. ANDO *et al.*, 2002) :

$$k = \frac{Ebe_p^3}{4l^3} \quad (\text{B.2})$$

b et l sont estimées à l'aide d'un microscope⁸. L'épaisseur e_p est déduite de la mesure expérimentale des fréquences de résonance pour différents modes et la formule :

$$e_p = \frac{w_n}{K_n^2} \sqrt{\frac{12\rho}{E}} \quad (\text{B.3})$$

où w_n est la fréquence de résonance du $n^{\text{ème}}$ mode, K_n est le nombre d'onde de la poutre et ρ sa masse volumique. Cette méthode est décrite en détail dans (XIE *et al.*, 2008), d'autres méthodes de calibrage sont détaillées dans (GIROT, 2007).

Cette méthode présente plusieurs sources d'imprécisions, lors de la déformation de la poutre, la focalisation du spot n'est plus au même point ce qui engendre des erreurs dans la mesure de

8. Microscope optique ou à balayage électronique.

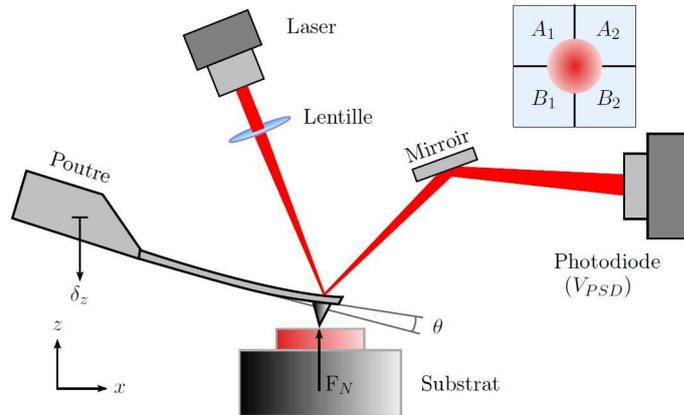


Figure B.8: Principe de mesure de forces avec un AFM (XIE et al., 2008).

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.

2.0.1.2 Micro-capteur piézoélectrique

L'effet piézoélectrique⁹ 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 et inverse s'il se déforme sous l'effet d'un champ électrique. Son exploitation a donné lieu à plusieurs réalisations (LIU, T. CUI et L. WANG, 2007)(Y. CUI *et al.*, 2009). Cependant, le capteur piézoélectrique le plus utilisé est fabriqué à partir de films de PVDF¹⁰. 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 *et al.*, 2003) a proposé un capteur de forces PVDF 2D avec une résolution sub-micrométrique. Celui-ci utilise le principe illustré par la figure B.9

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'hystérésis est fonction de la température, les caractéristiques du capteur sont influencées par l'effet thermique.

9. Du grec « piézein » presser, appuyer

10. Polyfluorure de vinylidène

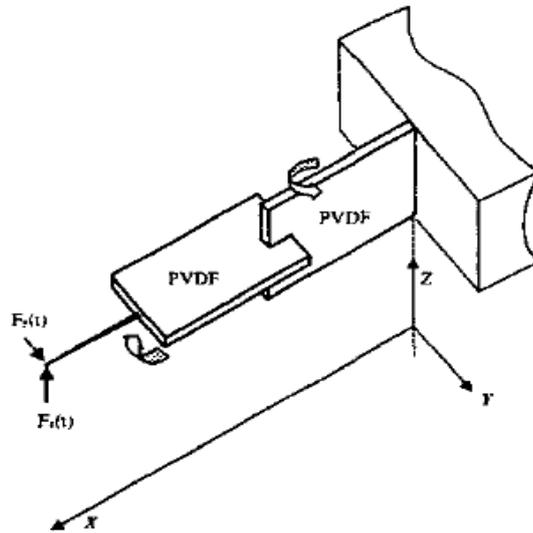


Figure B.9: Structure d'un capteur de forces PVDF à 2 axes (SHEN et al., 2003).

- le signal électrique généré par l'élément piézoélectrique diminue rapidement après l'application de la force. La mesure statique est ainsi délicate.

2.0.1.3 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 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-conducteur¹¹. 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 :

$$R = \frac{\rho l}{S} \quad (\text{B.4})$$

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 :

$$\rho = \frac{1}{en\mu} \quad (\text{B.5})$$

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

11. Ce type de jauge est également appelée jauge piézorésistive

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, JUHASZ et EBERHARDT, 1998 ; GOLDFARB et CELANOVIC, 1999 ; PEINER *et al.*, 2005 ; XU et ZHU, 2009). La réalisation effectuée par exemple à l'université d'Oldenburg (figure B.10) est composée d'une pince dont l'un des deux doigts est une poutre (FAHLBUSCH, SHIRINOV et FATIKOW, 2002). La mesure de forces est ensuite réalisée à partir de quatre jauges piézorésistives disposées sur la poutre.

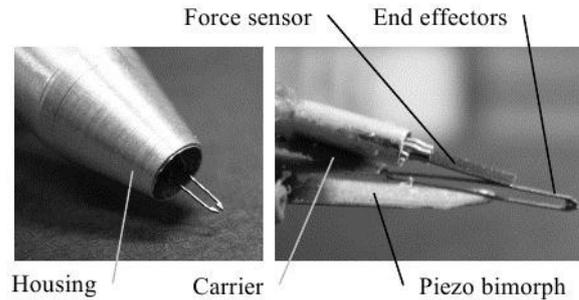


Figure B.10: Préhenseur avec jauges piézorésistives intégrées (FAHLBUSCH, SHIRINOV et FATIKOW, 2002).

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.

2.0.1.4 Capteur à effet électrostatique (capacitif)

L'émergence des micro systèmes a entraîné 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 et CHAILLET, 2008). Ainsi, plusieurs dispositifs de mesure de forces reposent aujourd'hui sur cet effet. Le capteur de base est un condensateur formé par deux plans¹² conducteurs. Les deux plans subissent des forces attractives électrostatiques qui tendent à les rapprocher (voir figure B.11). L'amplitude de cette force s'écrit sous la forme suivante :

$$F = \varepsilon \frac{SV^2}{2a^2} \quad (\text{B.6})$$

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.

Comme le montre la partie b de la figure B.11, la configuration de base est modifiée pour obtenir une armature 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

12. Appelés aussi armatures

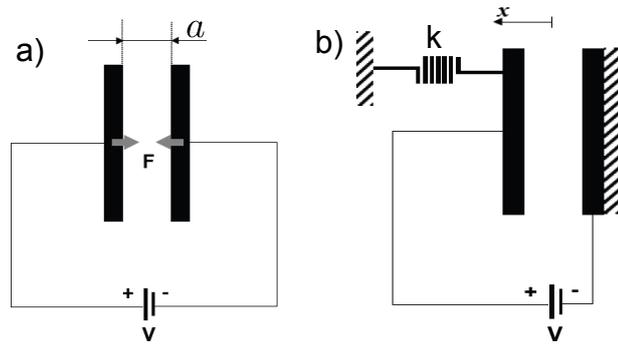


Figure B.11: Principe du capteur capacitif (BOUKALLEL, 2003).

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 *et al.*, 2003) pour le développement d'un capteur de forces aux dimensions micrométriques destiné aux tâches de micromanipulation. Le capteur est composé de deux matrices de condensateurs disposés en série et reliés à quatre ressorts (voir figure B.12). 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.

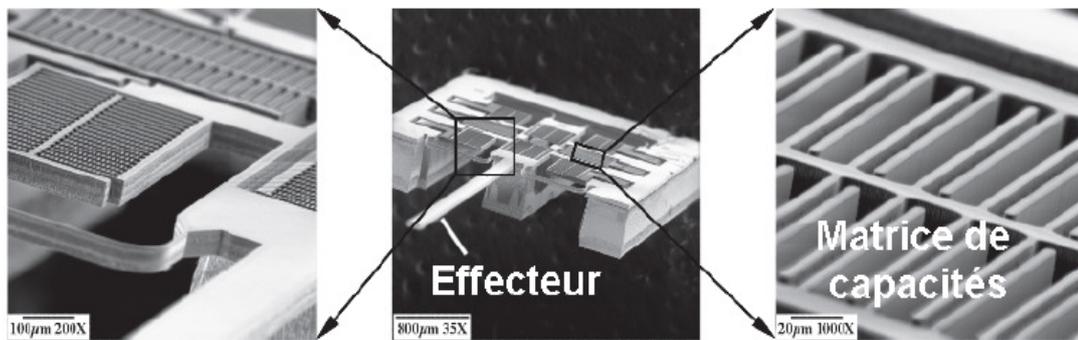


Figure B.12: Capteur reposant sur le principe électrostatique (YU *et al.*, 2003).

Beyler et Yu ont également proposé en 2007 une micropince pour la manipulation de micro objets et de cellules biologiques (BEYELER *et al.*, 2007). Elle est réalisée en monobloc (voir figure B.13a), en utilisant un procédé de fabrication MEMS. L'actionnement est assuré par des peignes interdigités¹³ intégrés. La mesure de forces est assurée par un capteur de forces capacitif intégré. Un autre capteur MEMS (voir figure B.13b), avec un seul doigt, est présenté dans (FELEKIS *et al.*, 2012).

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 microforces. En effet, la raideur

13. Comb drive en anglais

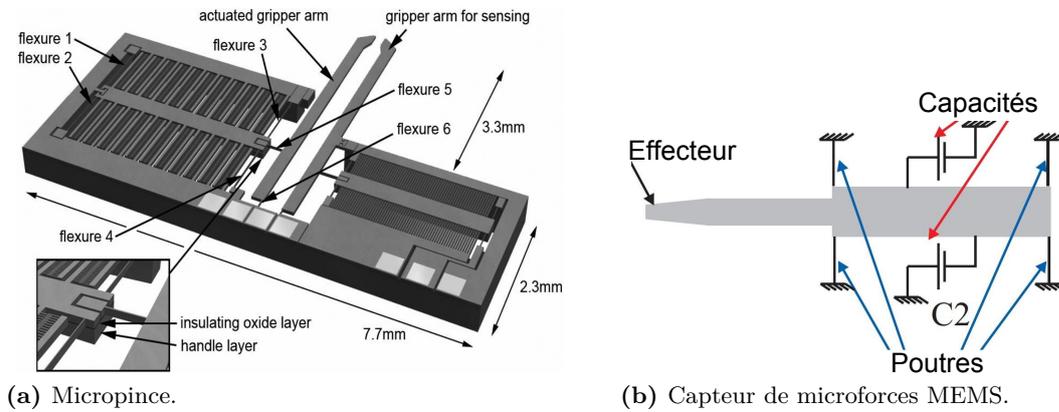


Figure B.13: Capteurs de forces capacitifs.

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

2.0.1.5 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.

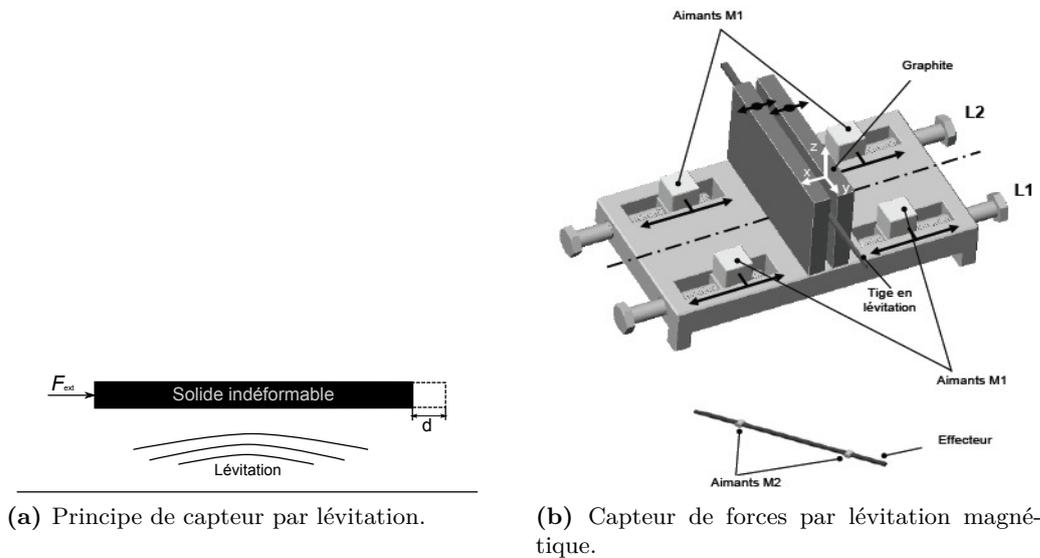


Figure B.14: Mesure de forces par lévitation magnétique.

Le déplacement d (voir figure B.14a) 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 :

$$F_{ext} = kd \quad (\text{B.7})$$

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, 2003). Le capteur est constitué de quatre aimants permanents M_1 , dits aimants porteurs, qui permettent par l'ajout des matériaux diamagnétiques (graphite) de sustenter une tige sur laquelle ont été fixés deux petits aimants permanents M_2 (voir figure B.14b). 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 ce problème. De plus, le capteur est aussi très sensible aux bruits et vibrations.

2.0.1.6 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, M. BROWN et FISHER, 2001). 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 *et al.*, 2009 ; TOSOLINI *et al.*, 2011). 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 *et al.*, 2009)). 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.

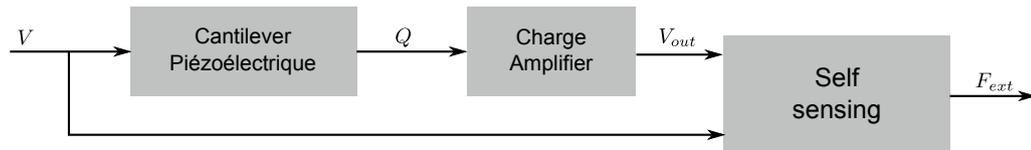


Figure B.15: Principe de la méthode de self-sensing.

Toutefois, cette méthode trouve ses limites dans la qualité de la modélisation des phénomènes non linéaires (hysteresis 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 3.1a (page 56) 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 compliant 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 apparaît 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.

2.0.2 Techniques de mesures actives

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 et GIACOMO, 2003). 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.

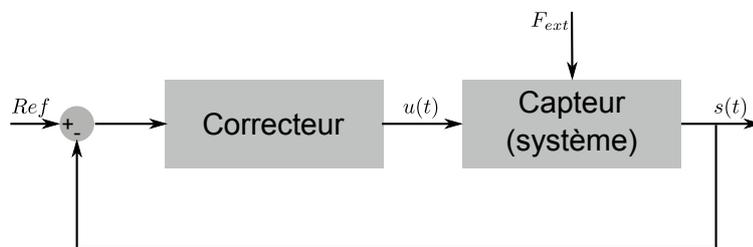


Figure B.16: Principe d'un capteur actif.

La figure B.16 illustre le principe de mesure actif. La force d'interaction outil-environnement, appelée ici F_{ext} , apparaît 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.

2.0.2.1 Capteur de microforces actif piézoélectrique

Ce capteur de microforces a été proposé par Shen (SHEN *et al.*, 2005 ; SHEN *et al.*, 2006). Il est composé (voir figure B.17) 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.

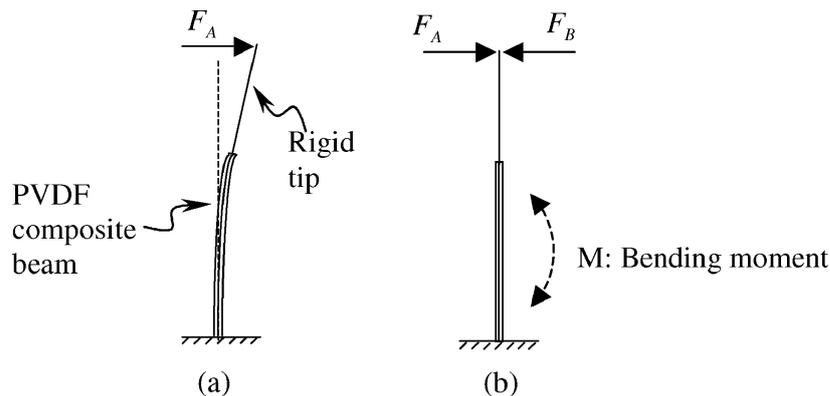


Figure B.17: Principe d'un capteur de forces piézoélectrique (SHEN *et al.*, 2006).

2.0.2.2 Capteur de forces via diapason

Le principe s'approche de l'utilisation d'une poutre AFM ou d'un capteur piézoélectrique, mais permet une mesure dynamique des forces. Cette technique permet de mesurer des forces très faibles de façon délicate et peut être utile pour la caractérisation non destructive de membranes. (ABRAHAMIAN *et al.*, 2014) La mesure de force s'effectue par la modification des fréquences du diapason en fonction des interactions avec le milieu.

2.0.2.3 Capteur de forces électrostatique à déplacement nul

Ce capteur de force décrit dans (MOHAND OUSAID *et al.*, 2013) est composé d'un peigne interdigité fonctionnant comme un actionneur électrostatique. L'opposition de deux actionneurs

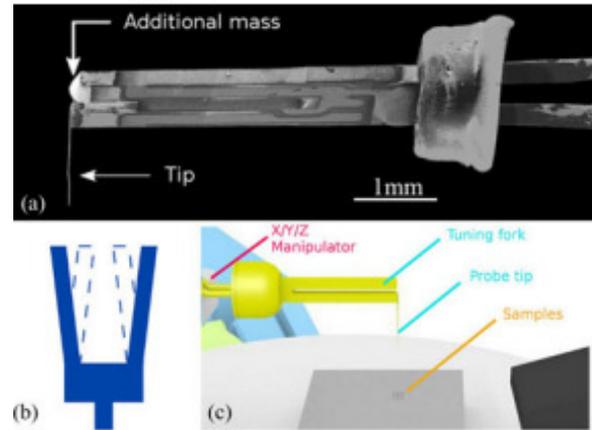


Figure B.18: Capteur de force avec diapason

à peigne interdigités permet de développer une force proportionnelle à la tension reçue indépendamment de la position de la partie mobile. La position de la partie mobile est mesurée à l'aide d'une photodiode et asservi à la position d'équilibre.

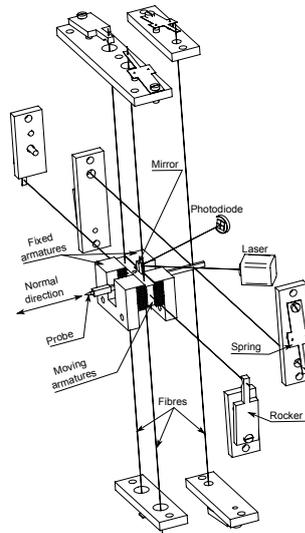


Figure B.19: Principe de fonctionnement du capteur capacitif actif (MOHAND OUSAID et al., 2013)

Ce système donne une mesure dynamique de la force, le non déplacement autorise une plus grande précision de la mesure des forces. La limite de force maximale mesurable est donnée par la capacité de l'actionneur à développer une force suffisante, une autre inconvénient de ce système est la faible dynamique de ce premier modèle, imposé par ses dimensions et sa masse importante. Ce système a été développé à l'échelle millimétrique mais il paraît réalisable à l'échelle micrométrique, ceci permettrait une réduction de la masse, une augmentation de la sensibilité et de la bande passante.

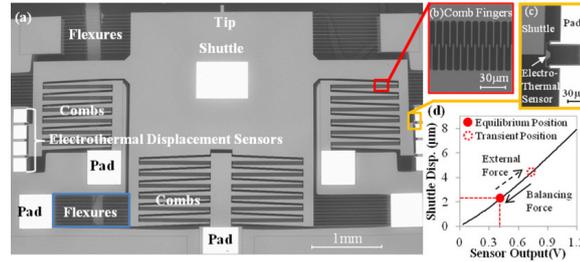


Figure B.20: Capteur développé en version MEMS (COSKUN et al., 2014)

Une application MEMS de ce concept est développée dans (COSKUN *et al.*, 2014) mais la fréquence de fonctionnement n'est que de 70Hz ce qui est trop faible pour des applications microrobotique.

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. Le développement d'un capteur électrostatique à déplacement nul employant les techniques de conception propre au MEMS apparaît comme une solution pertinente pour les applications liées au micro-monde.

3 Interfaces haptiques

3.1 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. Des exemples d'interface exploitant cette technologie sont listés ci-après.

3.1.1 HapticMaster de FCS Control Systems

Le HapticMaster (VAN DER LINDE *et al.*, 2002), illustré en figure B.21a, est une interface haptique développée par FCS Control Systems dans l'optique d'avoir une grande raideur, de grandes performances dynamiques et un espace de travail important. Il peut fournir une raideur de 50 N/mm pour un espace de travail de 36 cm (sur son axe principal) et une inertie de 2 kg.



(a) HapticMaster de FCS Control Systems (b) Freedom 6s

Figure B.21: Interfaces haptiques séries

3.1.2 Freedom 6s de MPB Technologies

Le Freedom 6s (DEMERS, BOELEN et SINCLAIR, 1998), figure B.21b, est une interface série conçue en 1998 par MPB technologies permettant un retour haptique sur 6 degrés de liberté, avec pour objectifs de conceptions :

- de petites forces de friction ;
- un espace de travail important ;
- une grande raideur et un couple maximum important.

Ce système ne représente qu'une inertie de 100g pour un espace de travail de 20cm.

3.1.3 Virtuose d'Haption

Le Virtuose (voir figure B.22a) est une interface haptique à retour d'effort, commercialisée par Haption¹⁴ à partir de 1999 (FRICONNEAU *et al.*, 2002). 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.

3.1.4 PHANToM

Le PHANToM (voir figure B.22b) 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 graphiques 3D. Il est commercialisée par la société Sensable Technologie¹⁵ et existe en 5 modèles.

14. Filiale du CEA (Commissariat à l'Énergie Atomique et aux Énergies Alternatives)

15. [http ://www.sensible.com](http://www.sensible.com)



(a) Virtuouse



(b) Phantom

Figure B.22: Interfaces à structure série.

Le PHANToM Desktop possède 3 degrés de liberté actifs et 3 autres passifs et un espace de travail de $16 \times 13 \times 13 \text{ cm}^3$. Le PHANToM 6.0 possède 6 degrés de liberté actifs et un espace de travail de $19.5 \times 27 \times 37 \text{ cm}^3$. La raideur obtenue est de 3 N/mm pour une inertie entre 45 et 75 g.

3.1.5 TIMoN 12 de l'ISIR

La famille d'interface TIMoN¹⁶ (MILLET *et al.*, 2009) développée à l'ISIR est conçue spécifiquement pour les interactions avec le micro-monde. L'interface TIMoN 12 utilise 2 moteurs pour 1 degré de liberté, ce qui lui octroie une grande plage dynamique ainsi qu'une très faible inertie. On arrive ainsi à une raideur de 1 N/mm pour une inertie ressentie de 6 g.

Il existe également d'autres interfaces haptiques telles l'interface de l'université libre de Belgique (LETIER, SAIVE et BURDA, 2003), l'interface HIMiC de l'université d'Oldenbourg (FATIKOW et SHIRINOV, 2003) ou l'interface "Nanorobot system" développée par l'équipe de Sitti (SITTI et HASHIMOTO, 1998b). Ces interfaces ont été présentée dans la sous-section 1.1.2 du chapitre 1.

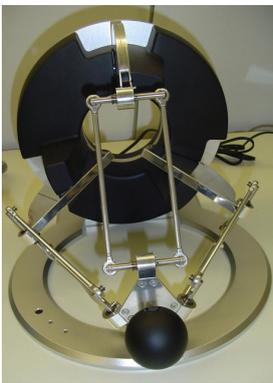
3.2 Interfaces à structure parallèle

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 :

16. Transparent Interface for Manipulation of Nanoscales

3.2.1 DELTA(OMEGA) de Force Dimension

L'interface Delta Haptic Device (voir figure B.23a) 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.7¹⁷, version récente, fournit un retour d'effort 3D actif, un espace de travail en translation de 160x110 mm² et en rotation de 240x140x180 deg³ avec une force maximum de 12 N. Cette interface présente une inertie supérieure à 300g et une raideur maximale de 14N/mm.



(a) Omega



(b) Interface Falcon

Figure B.23: Interfaces à structure parallèle de type Omega

3.2.2 Falcon de Novint

Le Falcon (voir figure B.23b) est une interface brevetée en 2006 (dépôt de brevet en 2005) assez similaire dans la conception à un Omega 3 mais de coût bien plus abordable (170€, contre 15 000€ pour l'interface Omega). Ce coût réduit permet une ouverture à un plus grand nombre d'applications et une plus grande accessibilité. On note par exemple des applications de téléopération de robots (SCHILL *et al.*, 2008), des applications orientées vers le jeu vidéo.

Des travaux ont été menés afin de concevoir des interfaces à 5 degrés de liberté (contre 3 pour un Falcon) en combinant plusieurs interfaces, tout en gardant un coût réduit (SHAH *et al.*, 2010). Cependant, les caractéristiques de ce système (illustré en figure B.24), détaillées dans (MARTIN et HILLIER, 2009), ne sont pas au même niveau que les interfaces Omega. On mesure une raideur de 8N/mm pour une inertie similaire à un Omega 3 et un espace de travail réduit.

3.2.3 HD² de Quanser

Le HD², illustré en figure B.25, est une interface commercialisée par Quanser constituée d'une combinaison de 2 interfaces séries de type Phantom 1.5 (L.-F. LEE *et al.*, 2010). Le système

17. <http://www.forcedimension.com>

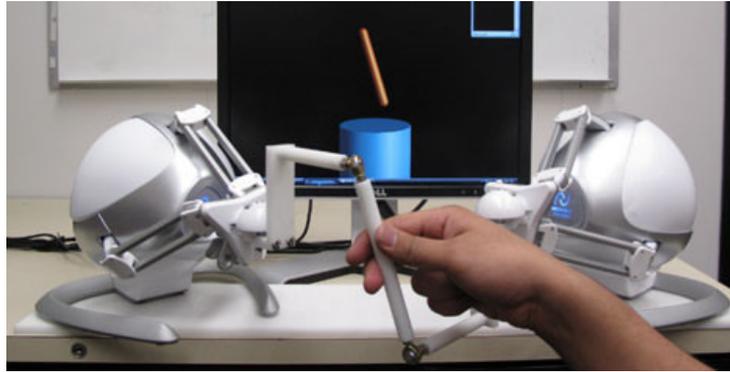


Figure B.24: *Falcons modifiés* (SHAH et al., 2010)

obtenu est une interface à 5 degrés de liberté. L'inertie ressentie est de l'ordre de 300g pour un espace de travail de 41cm et une raideur de 3N/mm.



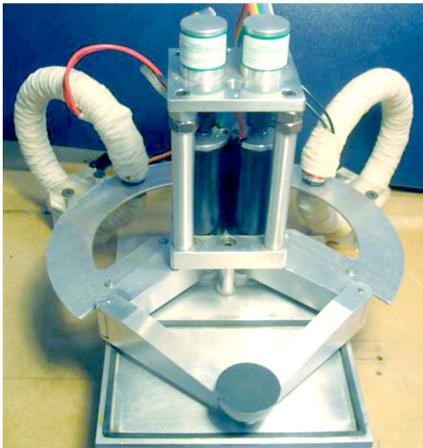
Figure B.25: *Quanser HD²*

3.2.4 Pantograph de l'université de McGill

Cette interface est développée au laboratoire haptique de l'université de McGill en 1994. Elle est composée, comme illustrée sur la figure B.26a, 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 cm² et un pic d'effort de 10 N (RAMSTEIN et HAYWARD, 2003).

3.2.5 Déclinaison du Pantograph avec interaction tactiles

Une déclinaison de cette interface a été développée au sein de l'équipe INTERACTION de l'ISIR (LU *et al.*, 2016), cette version apporte un moteur vibrant sur la partie tenue par l'utilisateur. Un système de commande par cross-over permet d'envoyer la consigne tantôt aux moteurs, tantôt à l'actionneur vibrant, permettant d'augmenter la plage dynamique disponible. En revanche l'inertie du système reste importante.



(a) Pantograph



(b) SPIDAR (interface à câbles)

Figure B.26: Interfaces à structure parallèle.

3.2.6 Interface SPIDAR

Développée en 1991 à l'institut de Technologie de Tokyo au Japon (SATO, HIRATA et KAWARADA, 1991), cette interface se présente sous la forme de deux sphères légères maintenues dans un cadre par des filins (voir figure B.26b). Chaque sphère peut être déplacée en 3D. Les versions les plus récentes sont en 6D. Le SPIDAR I a un espace de travail de $900 \times 600 \times 600 \text{ mm}^3$ et retourne un effort continu de 4 N (16 N en crête).

3.2.6.1 Interface Maglev à suspension magnétique

L'interface Maglev¹⁸ (voir figure B.27a) 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. On observe cependant une inertie de 510g et un espace de travail réduit de 2.4 cm^3 pour une raideur de 50N/mm.

3.2.6.2 System ERGOS

Le système ERGOS¹⁹ (FLORENS *et al.*, 2004) (voir figure B.27b) est un système conçu pour permettre un potentiel grand nombre de degrés de liberté. Il est de conception compacte et les actuateurs, basés sur des voice coil²⁰ sont assemblés de façon à former une structure compacte.

18. www.butterflyhaptics.com

19. www.ergos-technologies.com

20. Actionnement par bobine utilisé dans les hauts parleurs

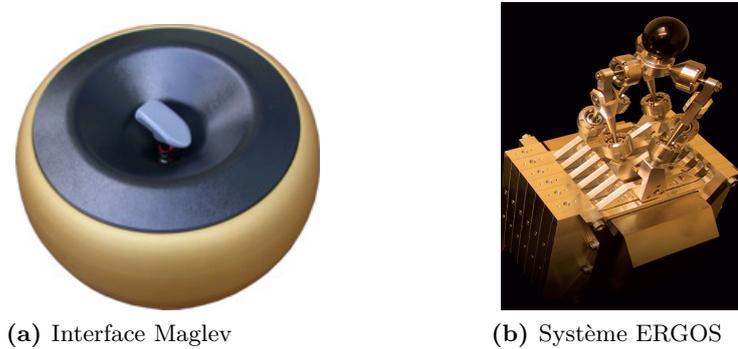


Figure B.27: Interfaces Maglev et ERGOS.

Il est commercialisé par Ergos Technologies. L'espace de travail obtenu est de 2 cm, pour une inertie ressentie de 300 g et une raideur maximum de 40 N/mm.

D'autres interfaces peuvent être citées, comme le Stylet 5D de l'université du Colorado (C. LEE, D. LAWRENCE et PAO, 1999), le Haptic Pen du Laboratoire Pecro (Italie) (FRISOLI, PRISCO et BERGAMASCO, 1999) et le Magic Wrist (HOLLIS, SALCUDEAN et ABRAHAM, 1990).

Les performances des principaux systèmes sont réportoriées dans le tableau B.1.

Interface	Degrés de retour d'effort	Raideur(N/mm)	Espace de travail(cm)	Inertie(g)
HapticMaster	3	50	36	2000
Freedom 6s	6	?	22	100
Virtuose 3D	3	2	20	?
PHANToM	3	1	11	45
TIMoN12	1	1	-	6

(a) Interfaces séries

Interface	Degrés de retour d'effort	Raideur(N/mm)	Espace de travail(cm)	Inertie(g)
Omega	3	14.5	13	>300
Falcon	3	8	8	>300
HD ²	5	3	41	300
Pantograph	2		10	
SPIDAR	3			
Maglev	6	50	2.4	510
Ergos	1	40	2	300

(b) Interfaces parallèles

Tableau B.1: Récapitulatif des Interfaces haptiques

Méthodes d'estimation de vitesse

Cette annexe présente les différentes méthodes d'estimation de vitesse implémentées sur l'interface à un degré de liberté.

1 Différences finies

La méthode des différences finies estime la vitesse en comptant le nombre d'incrémentes passés entre deux itérations de la boucle de commande, c'est pour cela qu'elle est quelques fois appelée «ligne par période» (R. H. BROWN, SCHNEIDER et MULLIGAN, 1992).

La vitesse est approximée en utilisant l'équation :

$$\omega(t) = \frac{\theta(t) - \theta(t - 1)}{T_s} \quad (\text{C.1})$$

Avec T_s correspondant à la période d'échantillonnage, t à l'indice de l'itération, et θ la position détectée à la sortie de l'encodeur. Pour cette méthode il est possible de calculer la résolution de façon précise en utilisant la formule C.2, dans le cas d'encodeurs en quadrature. La résolution est égale à la vitesse correspondant au passage d'un unique incrément pendant le temps d'échantillonnage T_s .

$$\Delta\omega_{min} = \frac{2\pi}{N_{inc} \times 4 \times T_s} \quad (\text{C.2})$$

Un exemple de résultat utilisant cette méthode est illustré en figure 2.4, il y apparaît des écarts de la zone de tolérance, ce qui se traduit au niveau du ressenti par des vibrations indésirables dans la poignée tenue par l'utilisateur.

2 Utilisation d'un filtre passe-bas

Le caractère haute fréquence des oscillations constatées sur la figure 2.4 motive l'essai d'utilisation d'un filtre Passe-Bas sur la sortie des encodeurs. Il est possible d'utiliser des filtres d'ordre 1, d'ordre 2, etc. De même, le réglage de la fréquence de coupure peut être plus ou moins proche des oscillations.

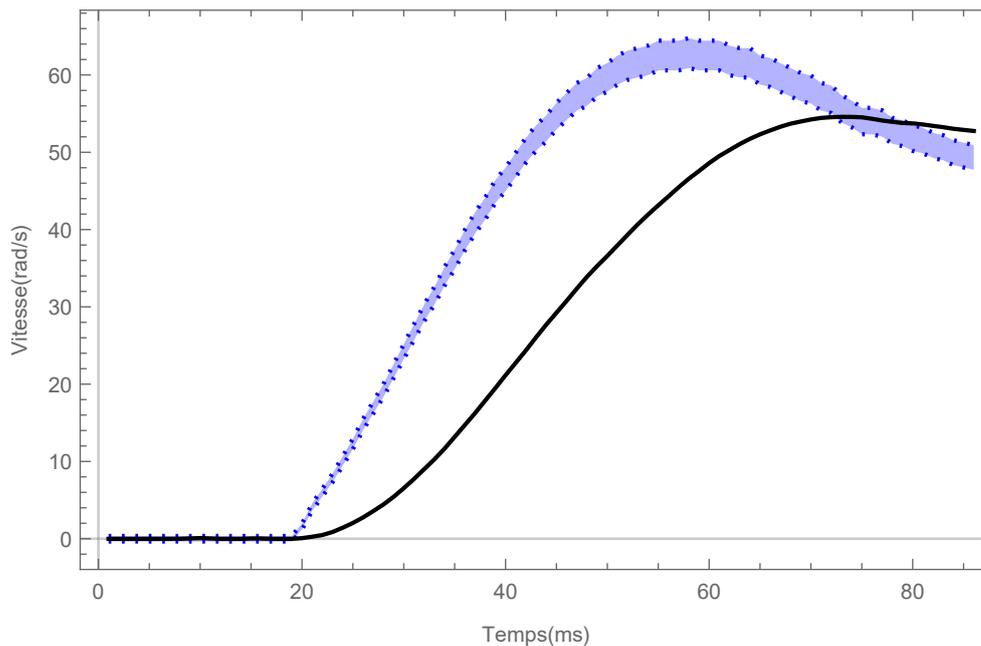


Figure C.1: Utilisation d'un filtre passe-bas d'ordre 1

Dans tous les cas, cette technique aura l'effet constaté en figure C.1, à savoir un lissage effectif des oscillations, cependant ce lissage se fait au détriment de la dynamique de la mesure. Par principe, le filtre répond aux changements lents en filtrant les variations rapides, le résultat sera donc un système réagissant en retard. Dans l'utilisation de l'interface cela se traduit par une augmentation de l'inertie apparente du système. Ce caractère est causé par la nature non adaptative de ce filtre, il faudrait un comportement différents pour les petites et les grandes variations. Il est décidé d'implémenter un filtrage adaptatif connu pour fonctionner dans le cadre de problématiques de systèmes haptiques.

3 Fenêtrage adaptatif de premier ordre

Le fenêtrage adaptatif de premier ordre (FOAW¹)(JANABI-SHARIFI, HAYWARD et CHEN, 2000) est une alternative intéressante au filtre passe-bas. Le but recherché par ce filtre est de supprimer les oscillations parasites tout en étant capable de les différentier de changements dynamiques importants. En pratique on réalise une régression linéaire sur un nombre de points variable et la valeur retournée est la pente de la droite obtenue. Le nombre d'échantillons utilisés pour la régression est dynamiquement calculé en fonction du nombre de points trop éloignés de la droite. Le filtre opère de la façon définie dans l'algorithme C.1 et illustrée dans la figure C.2.

Algorithm C.1 Fenêtrage adaptatif de premier ordre

- 1) $i = 1$
- 2) y_k la dernière mesure et y_{k-i} la i ème mesure avant y_k
- 3) Calcul de b_i la pente de la droite passant par y_k et y_{k-i} avec la formule

$$b_i = \frac{i \sum_{j=0}^i y_{k-j} - 2 \sum_{j=0}^i j y_{k-j}}{T_s i(i+1)(i+2)/6}$$

- 4) Si la droite passe à une distance respectable de tous les points de la fenêtre, $i = i+1$ et on recommence à l'étape 2) Sinon $\omega = b_i$
-

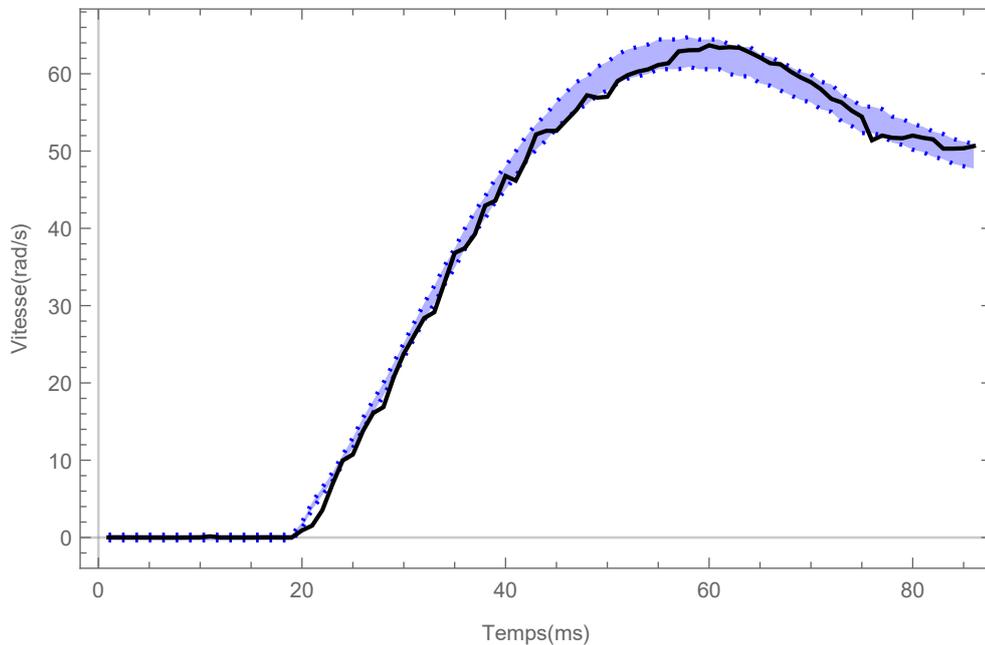


Figure C.2: Fenêtrage adaptatif

Cette méthode supprime efficacement le bruit tout en gardant les grandes variations dynamiques. La latence introduite est très faible, surtout comparée à celle du filtre passe-bas. Plusieurs réglages sont possibles pour améliorer les performances du filtre. En changeant la marge

1. First Order Adaptive Windowing

de tolérance avant de considérer un point comme trop éloigné de l'approximation on augmente la filtration du bruit. De même en augmentant le nombre de points éloigné tolérés. Toutefois cet algorithme ne prend pas en compte les paramètres du système.

Ces paramètres étant connus il peut être intéressant de développer un filtre s'appuyant dessus, ce qui permettrait d'obtenir des performances encore meilleures.

4 Filtre de Kalman

Le filtre de Kalman est une technique basée sur une approche prédictive. Cette prédiction s'effectue sur un modèle mathématique du système. La précision de ce modèle va donc directement influencer les performances. Le système est décrit par des équations dynamiques stochastiques discrètes (KALMAN, 1960) :

$$\begin{cases} \dot{x}(t) = Ax(t) + Gw(t) \\ y(t) = \theta(t) = Hx(t) + e(t) \end{cases} \quad (\text{C.3})$$

Deux modèles différents sont considérés : le premier basé sur une triple intégration entre l'accélération, la vitesse et la position, ne prend pas en compte les paramètres mécaniques du système mais uniquement un modèle de physique générale. Le deuxième modèle est basé sur une identification poussée de ces paramètres pour fournir un modèle le plus précis possible.

4.1 Modèle triple intégrateur

Dans ce modèle le vecteur d'état x est composé de la position angulaire, de la vitesse et de l'accélération. Un modèle utilisant uniquement la position et la vitesse aurait été suffisant mais il est montré dans (JANABI-SHARIFI, HAYWARD et CHEN, 2000 ; BELANGER *et al.*, 1998) que l'ajout de l'accélération permet une meilleure estimation de la vitesse. Le vecteur d'état est donc :

$$x(t) = \begin{bmatrix} \theta(t) \\ \omega(t) \\ \gamma(t) \end{bmatrix} \quad (\text{C.4})$$

Le modèle s'écrit :

$$\begin{cases} \dot{x} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} x + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} w \\ y = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} x + e \end{cases} \quad (\text{C.5})$$

Les équations discrètes sont :

$$\begin{cases} x_{k+1} = Ax_k + Gw_k \\ y_{k+1} = Hx_k + e_k \end{cases} \quad (\text{C.6})$$

$$A = \begin{bmatrix} 1 & T_s & \frac{T_s^2}{2} \\ 0 & 1 & T_s \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad H = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{C.7})$$

Avec G ici la matrice d'identité. Le bruit de processus $w_k = \begin{bmatrix} w_1 & w_2 & w_3 \end{bmatrix}^T$ et le bruit de mesure e_k sont considérés comme étant des bruits Gaussiens de moyenne nulle.

La matrice de covariance de w_k est $Q_k = \text{diag}[0 \ 0 \ q]$. La variance de l'erreur de mesure est un scalaire noté r . Si on note $\hat{x}_{k,l}$ comme estimé de x à un temps k connaissant x à un temps l . P est la matrice de covariance et le système discret de Kalman suit les étapes suivantes :

$$\begin{aligned} \text{Prédiction : } & \hat{x}_{k,k-1} = A\hat{x}_{k-1,k-1} \\ & P_{k,k-1} = AP_{k-1,k-1}A^T + Q_k \\ \text{Gain : } & K_k = P_{k,k-1}H^T[r + HP_{k,k-1}H^T]^{-1} \\ \text{Mise à jour } & \hat{x}_{k,k} = \hat{x}_{k,k-1} + K_k[y_k - H\hat{x}_{k,k-1}] \\ & P_{k,k} = P_{k,k-1} - K_kHP_{k,k-1} \end{aligned} \quad (\text{C.8})$$

Dans une première étape, on utilise le modèle mathématique pour prédire l'évolution du système. Ensuite on ajuste les gains en fonction de l'éloignement des mesures et du modèle. Enfin on ajuste la prédiction en utilisant les mesures des capteurs.

Le fonctionnement de ce filtre est illustré sur la figure C.3.

Des variations plus souples sont constatées, elles s'expliquent par la conception du modèle de façon à filtrer le système au niveau de son accélération. L'utilisation combiné de la prédiction et de la mesure permet de faire confiance au modèle sauf en cas de grosse variations. Des oscillations non désirées autour du signal voulu rendent ce filtre non utilisable dans le cadre de cette application, au niveau du ressenti ces sensations se traduisent pour l'utilisateur par l'impression de traîner un poids relié à la poignée par un ressort.

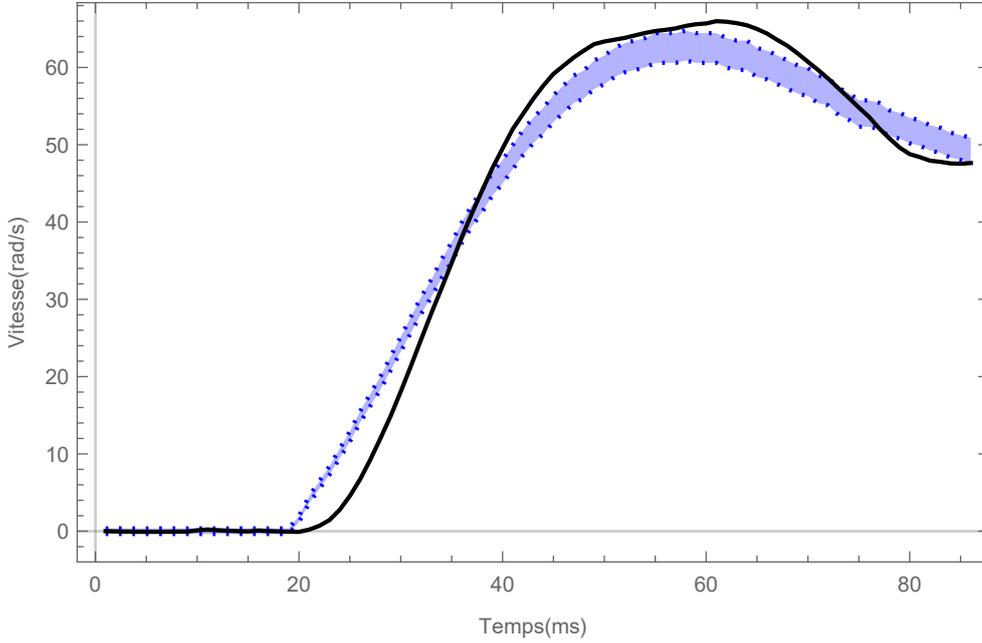


Figure C.3: *Filtre de Kalman triple intégrateur*

4.2 Modèle réaliste

Contrairement au précédent cas, ici on s'intéresse aux paramètres mécaniques du système. On introduit les couples générés et résistifs T_m et T_c . On pose les équations mécaniques et électroniques régissant le fonctionnement du moteur à courant continu :

$$\begin{aligned}
 J\gamma &= T_m - T_c \\
 T_m &= K_t \times I, \quad T_c = b \times \gamma \\
 V_m &= L \frac{dI}{dt} + IR + K_t \gamma
 \end{aligned} \tag{C.9}$$

Avec J l'inertie du gros moteur, K_t la constante de couple du moteur, I la consigne en courant, R la résistance interne du moteur et b la constante du coupleur à courant de Foucault. En prenant le même vecteur d'état précédent, l'expression du système devient :

$$\begin{aligned}
 x(t) &= \begin{bmatrix} \theta(t) \\ \omega(t) \\ I(t) \end{bmatrix} \\
 \dot{x} &= \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & -\frac{b}{J} & \frac{K_t}{J} \\ 0 & -\frac{K_t}{L} & -\frac{R}{L} \end{bmatrix} x + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \frac{1}{L} \end{bmatrix} V \\
 y &= \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} x + e
 \end{aligned} \tag{C.10}$$

Dans l'interface, le moteur est contrôlé au travers d'un amplificateur de courant, de ce fait l'information de courant est accessible sans avoir recours à la tension et la résistance des bobines. On l'injecte donc dans le système :

$$\begin{aligned}
 x_{k+1} &= Ax_k + BI_k + Gw_k \\
 y_{k+1} &= Hx_k + e_k \\
 A &= \begin{bmatrix} 1 & T_s & 0 \\ 0 & 1 - \frac{b}{J}T_s & \frac{K_t}{J}T_s \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \\
 B &= \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}, H = [1 \ 0 \ 0]
 \end{aligned} \tag{C.11}$$

Le modèle discret du filtre de Kalman est le même que dans le cas précédent, à l'exception de la première équation de prédiction à laquelle on ajoute la consigne en courant, qui devient :

$$\hat{x}_{k,k-1} = A\hat{x}_{k-1,k-1} + BI_k \tag{C.12}$$

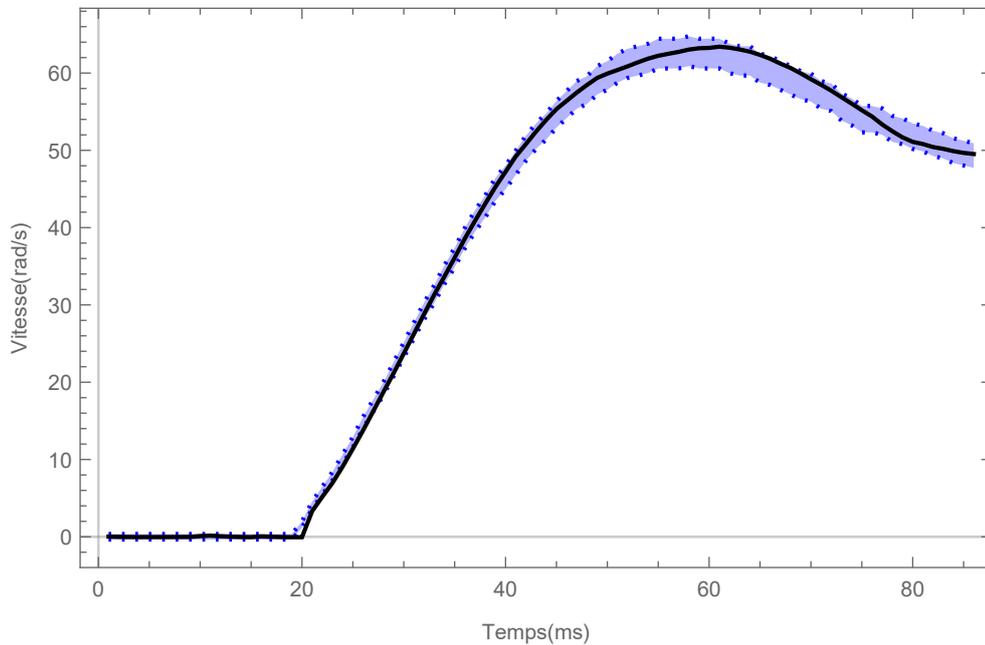


Figure C.4: Filtre de Kalman avec modèle réaliste

Comparé au triple intégrateur, les résultats, en figure C.4, présentent beaucoup moins de latence. Ce résultat est prévisible compte tenu de l'injection de la commande dans la prédiction. Le filtre est en mesure de simuler la réaction du moteur et anticipe donc les variations. Les performances de ce filtre sont les meilleures de cette étude. Il permet l'utilisation d'un encodeur de plus faible résolution sans conséquences notables par l'utilisateur.

Conception et fabrication du prototype d'interface plane

Un premier prototype est réalisé, pour des raisons de simplification du problème seul un degré de liberté en translation est visé par le retour d'effort.

1 Plaque mobile

La partie mobile se doit d'être la plus légère possible tout garantissant une rigidité importante, de plus l'utilisation d'un palier à air requiert une surface d'une grande planéité ainsi qu'un bon état de surface, enfin l'utilisation de moteur à induction risque de produire un dégagement de chaleur.

L'utilisation d'un sandwich de matériaux composite avec un insert en aluminium permet de limiter la propagation de la chaleur des moteurs à induction. De plus l'utilisation de matériaux composite permet d'obtenir une grande rigidité dans les directions qui nous intéressent principalement.

1.1 Premier moule

La plaque mobile est fabriquée en fibres de carbone, la technique de fabrication impose de passer par un moule. Le premier moule est usiné dans une plaque d'aluminium et poli de façon à présenter un état de surface de type miroir.

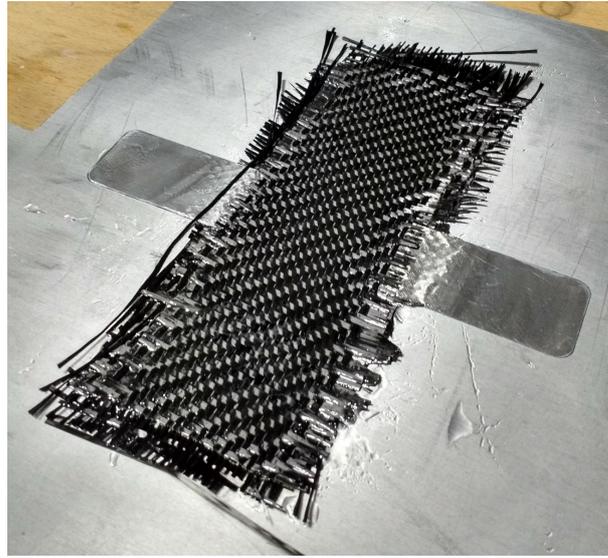


Figure D.1: *Stratification des fibres de carbone*

Des couches de tissu de fibre de carbone imprégné d'époxy sont ensuite insérées dans le moule. Après quelques couches, les parties en métal qui serviront d'inducteurs sont insérés (figure D.1). Des couches supplémentaires sont ajoutées pour finir la partie mobile. Le moule est ensuite recouvert de différents textiles permettant une meilleure répartition de l'époxy puis placé sous vide (figure D.2). Cette technique permet de coller au parois du moule et de presser les feuilles de fibre de carbone les unes contre les autres.

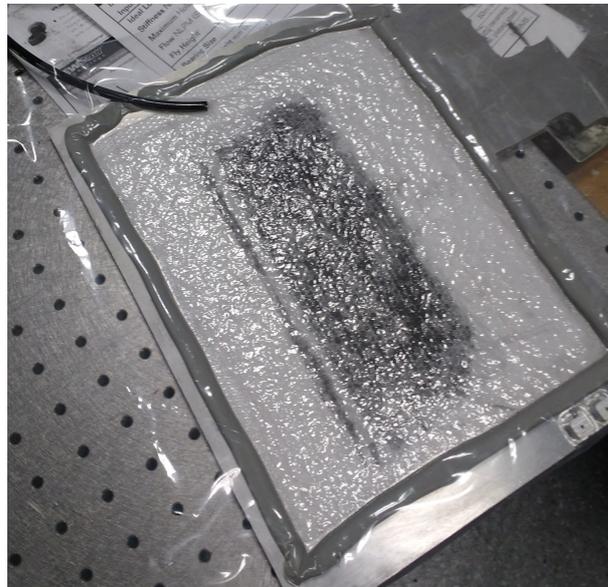


Figure D.2: *Moule mis sous vide*

Les premiers essais mettent en évidence un défaut de l'état de surface lié à cette technique, les fibres qui reposent contre le moule créent des aspérités. La solution à ce problème consiste à utiliser une résine de type gel coat avant de déposer les premières couches de fibres. Cette technique résout le problème d'état de surface, néanmoins un problème de planéité est mis en évidence.

1.2 Deuxième moule

La conception du deuxième moule est pensée de façon à maximiser l'état de surface et la planéité. Le moule est constitué de deux parties, avec un support (dans un premier temps un miroir, mais cela peut aussi être tout type de surface, par exemple un marbre) et un cadre qui délimite le moule. Différents type de fibres sont utilisés avec ce moule pour obtenir un support le plus léger possible.

2 Fabrication des moteurs à induction

La fabrication de moteurs à induction nécessite tout d'abord la fabrication des noyau sur lesquels les bobines seront fixées. Un matériau feuilleté est sélectionné pour réduire les pertes fer. Dans un premier temps, un profil est découpé dans une feuille d'aluminium. Les différents profils sont assemblés puis les bobines enrobées sur ce support. Les résultats obtenus avec ce procédé ne sont pas non plus concluants.



Figure D.3: *Premier essai de noyau feuilleté*

Des barres d'alliage de fer silicium feuilleté sont ensuite utilisées, ce matériau fournit les meilleures performances pour la fabrication de moteurs à induction. Le métal utilisé est du M530-50A, un acier électrique à grains non orientés. Ce matériau nous est fourni par Waasner GmbH¹ en barres de $30 \times 30 \times 120 \text{ mm}^3$. Ces barres sont ensuite découpées en utilisant un procédé de découpe à fils par électroérosion, ce produit est choisi par sa capacité à fournir une découpe précise tout en évitant un délaminage qui pourrait survenir avec les efforts de coupes des procédés traditionnels. Les bobines sont constituées d'un fil de cuivre émaillé de diamètre 0.4 mm. Du papier isolant est déposé sur les noyaux avant d'insérer les bobines (figure D.4).

Plusieurs configurations de bobines sont étudiées, en particulier l'enchevêtrement des bobines et le branchement en série ou parallèle, de même plusieurs sections de fil sont essayées. Dans tous les cas les moteurs réalisés comportent trois phases.

Afin de limiter les incidents liés à la détérioration des fils lors de manipulations et limiter les vibrations des bobines les moteurs sont enrobés dans de la résine EPOXY (figure D.5).

1. <http://www.waasner.de>

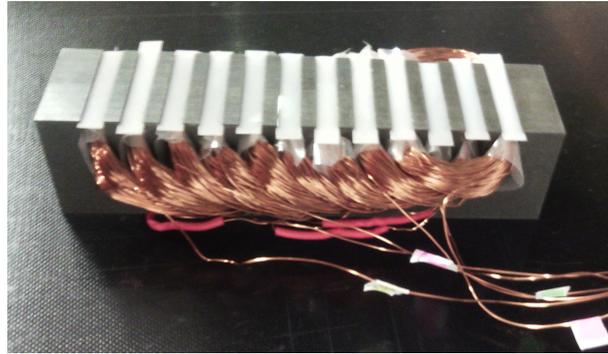


Figure D.4: Moteur avec noyau découpé

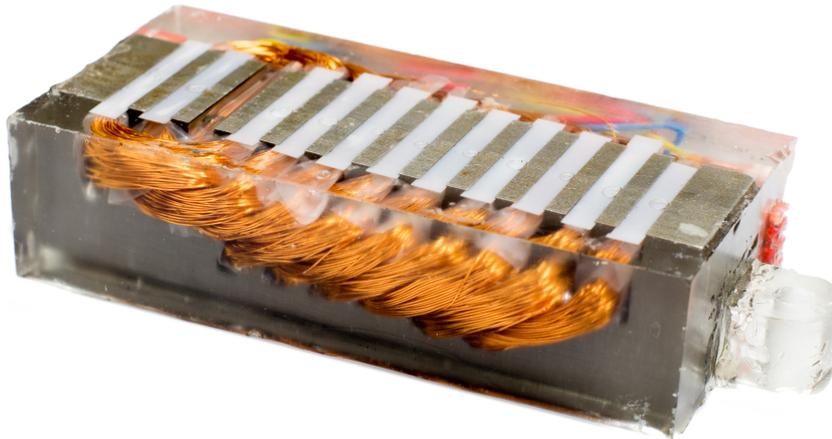


Figure D.5: Moteurs à inductions enrobés

2.1 Alimentation des moteurs

Le modèle complet utilise trois moteurs, chacun disposant de trois phases. Il est donc nécessaire de générer 9 signaux d'alimentation des bobines. Les premiers essais utilisent des amplificateurs audio et ne sont pas concluants. Des problèmes d'auto-induction et d'impédance sont rencontrés. Ensuite le choix est fait de construire une solution utilisant une carte Teensy 3.2, un DAC pour générer les signaux et des amplificateurs de classe D pour amplifier les signaux sans prendre en compte l'auto-induction.

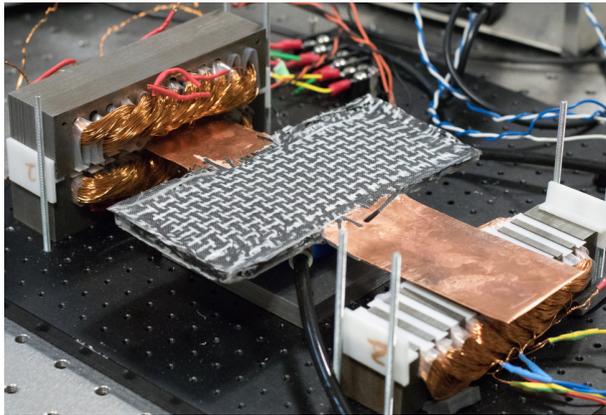
Ces amplificateurs nous permettent de transmettre des efforts important mais on ressent des vibrations importantes quand on les utilise. On choisit d'augmenter la fréquences des signaux de façon a atténuer les vibrations, la fréquence de 500 Hz est choisie, cette fréquence rend inutilisable la solution du DAC et de la Teensy, on les remplace par une carte National Instrument.

3 Mesure de la position

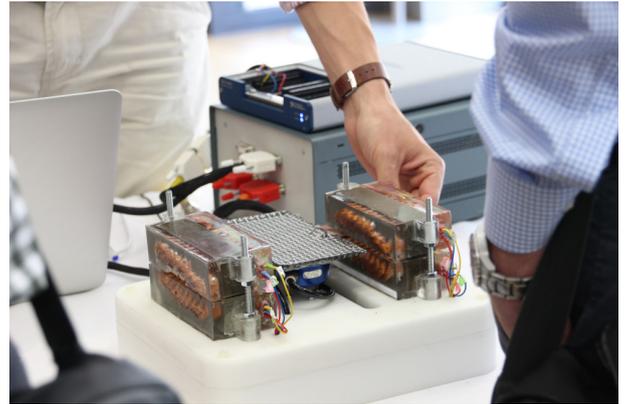
La partie mobile de l'interface se déplace sans contact avec la partie fixe. Une solution capable de détecter à distance la position de la plaque est recherchée. Il est important que cette solution ne rajoute pas trop de poids sur la plaque.

La première tentative utilise un tablette graphique de la marque Wacom, se système permet une précision submillimétrique à une fréquence d'échantillonnage de 100 Hz. Le principe utilisé est un principe de résonance électromagnétique, il est uniquement nécessaire de déposer une bobine reliée à un condensateur sur la partie mobile et la partie fixe détecte la position de ce résonateur. Un inconvénient de cette solution est qu'elle ne mesure que les déplacement selon deux axes, sans prendre en compte les possibles rotations de la plaque.

4 Assemblage



(a) Premier assemblage du prototype



(b) Version présentée à Eurohaptics 2016

Figure D.6: *Assemblages du prototype*

Dans un premier temps, l'interface est assemblée sous la forme d'une plateforme modulable, visible en figure D.6a. Cette configuration est utilisée pour réaliser des tests sur le placements des différents composants.

Une fois le placement validé, une deuxième version est construite (figure D.6b) ayant pour vocation d'être plus robuste et plus présentable. Dans cette seconde version la mesure de position est intégrée dans la base et les différents passages de câbles sont prévus de façon à limiter les débranchements inopinés d'une ou plusieurs phases du moteur. Cette version est utilisée lors d'une démonstration à la conférence Eurohaptics 2016, à Londres.

Conception du capteur de force

1 Problématique de latence

Le capteur est relié à une carte de même conception que celles des interfaces haptiques du chapitre 2. Cette carte apporte une solution pour tester différents schéma de commande en utilisant le logiciel Matlab/symulink. Un convertisseur intégré génère le code qui est ensuite exécuté en temps réel sur un micro-contrôleur. Cependant, lors des premiers essais, il apparaît que le système est difficile à stabiliser. Ce comportement étant assez symptomatique des problématiques de latence, des mesures sont effectuées afin de vérifier les performances du capteur de position.

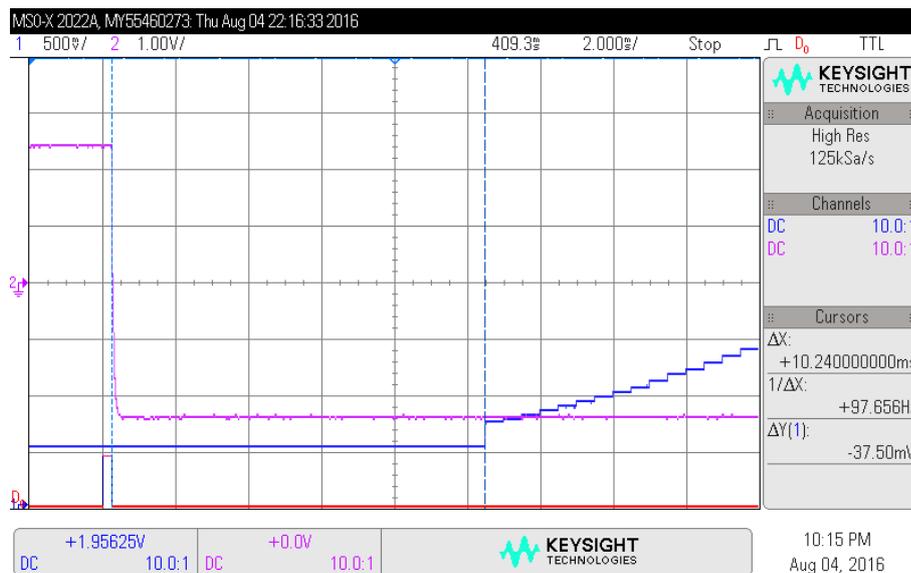
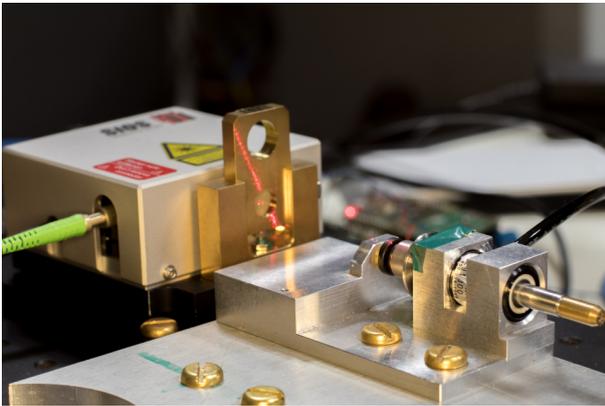


Figure E.1: *Mesure de latence*

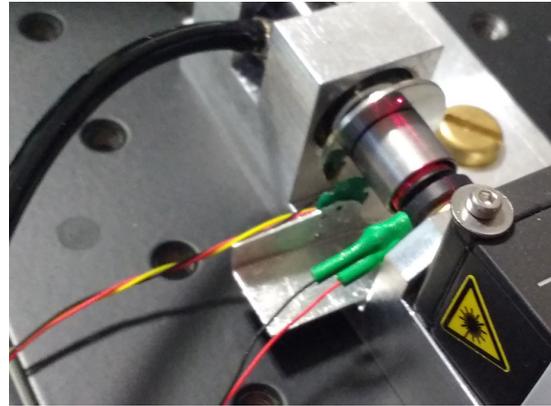
Afin de caractériser la latence du capteur de position, un programme spécifique est conçu. Le contrôleur effectue une succession de mouvements rapides. À chaque début de mouvement, une impulsion est envoyée sur une sortie numérique du microcontrôleur pour fournir une base de temps commune. Sur la figure E.1 une mesure faite à l'oscilloscope illustre les problèmes de latence. La voie D_0 représente l'impulsion numérique servant de référence pour le départ de la mesure, la voie 1 représente la mesure de position et la voie 2 représente la mesure de courant fournie par l'amplificateur.

Le courant dans le moteur évolue presque instantanément après l'impulsion de départ, en revanche la mesure de position s'effectue avec une dizaine de millisecondes de retard. Ce retard est confirmé par la suite en combinant les mesures de ce capteurs et d'un capteur analogique sur une carte d'acquisition National Instrument. En utilisant la combinaison de réglages la plus favorable, le retard reste de l'ordre de 5 ms. Le retard est causé par un moyennage permettant des résultats plus fiables, ce moyennage ne peut pas être désactivé sur le capteur. Il est possible de remplacer ce capteur par celui correspondant de la gamme supérieur, qui apporte une suppression du moyennage ainsi qu'un fonctionnement à 4 kHz. D'un point de vue pratique, un retard de 10 ms gêne pour toute fréquence de fonctionnement supérieure à $f_{lim} = \frac{1}{10 \times 10^{-3}} = 100 Hz$, l'objectif de fonctionnement à 1 kHz ne peut donc pas être réalisé avec ce capteur.

De façon temporaire le problème est résolu en remplaçant le capteur de position par un interféromètre SIOS (figure E.2a) présentant une latence plus faible. Cependant il s'avère assez rapidement que ce type d'interféromètre n'est pas adapté. La mesure dynamique est très précise mais la mesure statique présente une dérive au cours du temps.



(a) Capteur monté avec l'interféromètre



(b) Capteur linéaire

Figure E.2: Solutions de mesure sans latence

Un troisième capteur est utilisé, il s'agit d'un capteur de proximité Sharp GP2S60. Ce capteur n'offre pas une réponse linéaire en fonction du déplacement. La réponse en tension en fonction des déplacements n'est de plus pas bijective. En revanche, ce capteur présente un temps de réponse très faible, un fonctionnement absolu (et non relatif comme l'interféromètre), une sortie analogique, et un encombrement très réduit. Le signal obtenu présente plus de bruits que les autres capteurs utilisés, mais le temps de réponse plus faible permet un contrôle stabilisé du capteur. La conception d'une électronique de conditionnement plus performante améliorerait le rapport signal/bruit, tout comme l'utilisation de deux capteurs, dans une configuration push/pull.

Un capteur ILD1420-10 de la marque *microepsilon* est ensuite implémenté. Ce capteur apporte un gain en précision, la sortie analogique présente un meilleur rapport signal/bruit. La fréquence maximum de fonctionnement de ce capteur est de 4 kHz. Trois cycles sont nécessaires entre l'acquisition et la sortie de l'information par le capteur. Le délai minimum est donc 750 μ s. Ce capteur apporte une mesure fiable pour la mesure de déplacement de l'ordre du micromètre.

2 Capteur de forces à plusieurs degrés de liberté

La conception de ce capteur est réalisée pour autoriser une extension simplifiée sur plusieurs degrés de liberté. L'utilisation d'un palier à air génère une raideur axiale suffisamment importante pour découpler proprement les directions des efforts. Sur le pallier utilisé dans le capteur, la raideur radiale est de 2 N/ μ m et la force maximale admissible est de 12 N.

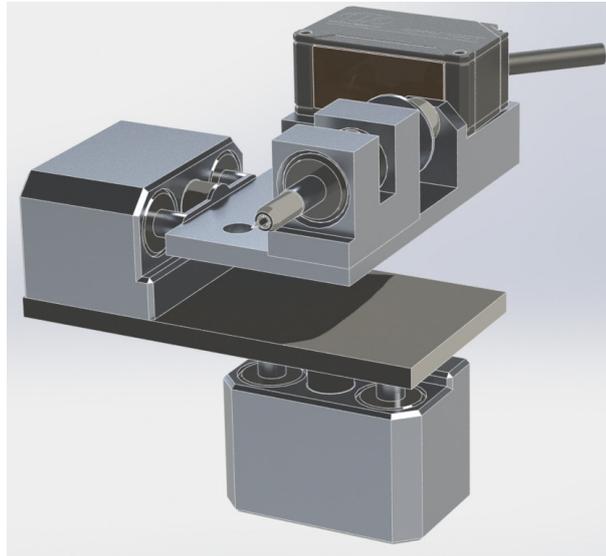


Figure E.3: Exemple de conception d'un capteur 3D

Il est donc possible de concevoir un capteur sur 3 degrés de liberté en déclinant les orientations suivants des directions orthogonales, l'axe s'opposant à la pesanteur devra toutefois utiliser un voicecoil capable de compenser le poids de capteur. La figure E.3 présente une solution possible, les capteurs de positions pour le deuxième et le troisième axe n'étant pas représentés. Pour les deux axes supplémentaire, la rotation doit être bloquée pour assurer le bon fonctionnement du capteur.

En utilisant cette conception, une dégradation des performances apparaît avec l'augmentation du nombre d'axes. La partie mobile du deuxième axe comporte la totalité du premier axe, et ainsi de suite. Une attention particulière dans la conception devra être apporté au passage des différents câbles pour ne que leurs raideurs n'interfèrent pas avec la mesure de force.

Une conception alternative peut être réalisée en utilisant un structure parallèle. Cette solution apporte une plus grande sensibilité sur les trois axes mais demande la conception d'une transmission avec des frottements et jeux négligeables.