



Etude et développement d'un capteur de microforce pour la caractérisation de la nanofriction multi-aspérités en micromanipulation dextre

Margot Billot

► To cite this version:

Margot Billot. Etude et développement d'un capteur de microforce pour la caractérisation de la nanofriction multi-aspérités en micromanipulation dextre. Micro et nanotechnologies/Microélectronique. Université de Franche-Comté, 2016. Français. <NNT : 2016BESA2005>. <tel-01383517>

HAL Id: tel-01383517

<https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-01383517>

Submitted on 18 Oct 2016

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.

SPIM

Thèse de Doctorat

UFC

école doctorale **sciences pour l'ingénieur et microtechniques**

UNIVERSITÉ DE FRANCHE-COMTÉ

Étude et développement d'un capteur de microforce pour la caractérisation de la nanofriction multi-aspérités en micromanipulation dextre

■ MARGOT BILLOT

SPIM

Thèse de Doctorat

UFC

école doctorale sciences pour l'ingénieur et microtechniques
UNIVERSITÉ DE FRANCHE-COMTÉ

THÈSE présentée par

MARGOT BILLOT

pour obtenir le

Grade de Docteur de
l'Université de Franche-Comté

Spécialité : **Automatique**

Étude et développement d'un capteur de microforce pour
la caractérisation de la nanofriction multi-aspérités en
micromanipulation dextre

Soutenue publiquement le 6 juin 2016 devant le jury composé de :

CHRISTINE PRELLE	Rapporteur	Professeur, Université de Technologie de Compiègne
LIONEL BUCHAILLOT	Rapporteur	Directeur de recherche CNRS
ORPHÉE CUGAT	Examinateur	Directeur de recherche CNRS
PATRICK PINOT	Examinateur & Président	Ingénieur de recherche, CNAM
EMMANUEL PIAT	Co-directeur de thèse	Maître de conférences, ENSMM
PHILIPPE STEMPLÉ	Co-directeur de thèse	Maître de conférences, ENSMM
JEAN-MARC BREGUET	Invité	Directeur général d'Alemnis GmbH
JOËL AGNUS	Invité	Ingénieur de recherche, ENSMM

À mon père,

REMERCIEMENTS

Il n'est pas aisé de remercier, *a posteriori* et de manière exhaustive, toutes les personnes qui ont pu m'aider durant ce doctorat, surtout en quelques lignes. Cependant, comme il est traditionnel de se lancer dans cet exercice, qui est le dernier mais certainement pas le plus simple, voici mes remerciements.

Ces travaux de thèse ont été réalisés au sein des départements Automatique et Systèmes Micro-Mécatronique (AS2M) et Micro Nano Sciences et Systèmes (MN2S) de l'institut FEMTO-ST. Je tiens donc, en premier lieu, à remercier Monsieur Nicolas Chaillet, directeur de l'institut ainsi que Messieurs Noureddine Zerhouni, Michaël Gauthier et Frédéric Cherioux, directeurs successifs des deux départements, pour l'accueil et les conditions de travail agréables qu'ils m'ont fournis.

Je tiens ensuite à remercier Messieurs Emmanuel Piat et Philippe Stempfélé, directeurs de thèse et Monsieur Joël Agnus, encadrant, qui m'ont fait confiance et donné l'opportunité d'effectuer ce travail de thèse riche et très formateur. Je leur suis très reconnaissante de m'avoir conseillée et orientée dans mes travaux. Je remercie tout particulièrement Joël pour son aide précieuse, sa patience, son écoute, son temps et ses encouragements tout au long de ces trois années de thèse. J'adresse également mes remerciements à chacun des membres du jury : à Madame Christine Prelle et à Monsieur Lionel Buchaillot qui m'ont fait l'honneur de rapporter ces travaux, ainsi qu'à Messieurs Orphée Cugat, Patrick Pinot et Jean-Marc Breguet pour avoir accepté de faire partie du jury.

Je tiens ensuite à remercier toutes les personnes qui m'ont aidées et conseillées durant le procédé de fabrication du capteur : Messieurs Laurent Robert, Florent Bernard, Alexandru Todoran, Djaffar Belharet, Jean-Yves Rauch, David Raddenzati, Denis Bitschené, Guillaume Cochez, Ludovic Gauthier-Manuel, Roland Salut, Jean-Claude Jeannot, Franck Cholet. J'exprime également tous mes remerciements à Messieurs Joël Abadie et Patrick Rougeot pour leur aide.

Merci à l'ensemble des membres du département AS2M et du Labex Action. Je remercie, plus particulièrement, mes collègues et amis pour leur soutien, leur gentillesse et l'excellente ambiance qu'ils ont su faire régner : Nandish R Calchand, Sergio Lescano, Vincent Trenchant, Andrey Kudryavtsev, Mar-

celo Gaudenzi De Faria, Adrian Ciubotariu, Didace Habineza, Hector Ramirez, Baptiste Véron, Arnaud Hubert et Naresh Marturi. Un énorme merci tout particulier à Nandish, Sergio et Vincent pour beaucoup de choses que je n'aurais la place de lister ici.

Pour finir, je tiens à remercier chaleureusement ma famille et mes amis pour leurs précieux soutien et encouragements.

SOMMAIRE

Introduction générale	1
1 La mesure de micro et nanoforce	5
1.1 Enjeux de la mesure de micro et nanoforce	6
1.1.1 Notion de micromonde	6
1.1.2 Vers la micromanipulation dextre	7
1.2 Dispositifs de mesure de micro et nanoforce	12
1.2.1 Les capteurs de force passifs	12
1.2.1.1 Capteurs basés sur la déformation d'une structure élastique	13
1.2.1.2 Capteurs à rigidité très élevée	26
1.2.1.3 Capteurs basés sur le déplacement d'une masse sismique rigide	27
1.2.2 Les capteurs de force actifs	29
1.3 Choix du principe de mesure pour notre application	31
1.4 Conclusion	33
2 Amélioration du design du capteur	35
2.1 Cahier des charges et principe de fonctionnement du capteur	37
2.1.1 Performances attendues du capteur	37
2.1.2 Principe de fonctionnement	37
2.2 Optimisation de l'orientation cristallographique de la struc- ture compliant	42
2.3 Optimisation des jauges piezoresistives	43
2.3.1 Position et taille des jauges	43
2.3.2 Orientation et type des jauges	46

2.4	Simulation du comportement du capteur	49
2.4.1	Étude des couplages réciproques	50
2.4.2	Optimisation du design du capteur	52
2.4.3	Caractéristiques du capteur final	56
3	Micro-fabrication en salle blanche et caractérisation du capteur	59
3.1	Procédé de fabrication	61
3.1.1	Tests pour la réalisation de l'étape des contacts ohmiques	62
3.1.1.1	Méthode TLM	62
3.1.2	Résumé du procédé de fabrication	65
3.2	Premier run de capteurs	65
3.3	Amélioration du process	69
3.3.1	Optimisation du dépôt	69
3.3.1.1	Qualité du dépôt, présence d'alumine	69
3.3.1.2	Adhérence de l'aluminium	70
3.3.1.3	Étapes de dépôt	71
3.3.2	Améliorations des contacts ohmiques, méthode TLM	71
3.3.2.1	Conception des masques de test des contacts ohmiques	71
3.3.2.2	Mesures sur motifs TLM	73
3.3.2.3	Mesures sur jauges	74
3.3.2.4	Paramètres retenus	76
3.4	Nouveau run de fabrication	76
3.4.1	Amélioration du masque	76
3.4.2	Déroulé de la fabrication et capteurs obtenus	77
3.5	Caractérisation mécanique	78
3.6	Caractérisation électrique	79
3.6.1	Contacts ohmiques	79
3.6.2	Mesure de force	81

3.7	Conclusion	85
4	Problématique de l'étalonnage des capteurs de micro et nanoforce	89
4.1	Introduction	91
4.2	Problématique	95
4.2.1	Capteurs de nanoforce utilisant des ressorts magnétiques	95
4.2.2	Perturbations environnementales agissant sur la masse	100
4.2.2.1	Initialisation du processus d'estimation . . .	100
4.2.2.2	Évaluation des perturbations environnementales	100
4.3	Modélisation du <i>maglevtube</i> en tenant compte des perturbations mécaniques basse fréquence	102
4.4	Estimation de l'entrée en tenant compte des perturbations environnementales	104
4.5	Estimation de la force par déconvolution différentielle	107
4.6	Résultats simulés	109
4.7	Mesures expérimentales	110
4.7.1	Influence de la température	110
4.7.2	Compensation quand la température est uniforme dans la chambre	114
4.8	Autres sources d'erreurs	117
4.9	Conclusion	120
	Conclusion et perspectives	123
5	Annexe : La piézorésistivité	129

LISTE DES FIGURES

1.1	Principe de la pince optique.	8
1.2	Micromanipulation avec une pince : chaque rotation de l'objet (ex, transition a-c) requiert une rotation globale de la pince (rotations a-b et b-c).	9
1.3	Manipulation dextre : le même mouvement de l'objet (ex, transition a-d) requiert seulement des translations des doigts (translations a-b et c-d). Aucun autre mouvement de rotation n'est requis. Le système de micro-manipulation peut alors être plus simple, plus compact et plus précis.	9
1.4	Différents contacts entre les doigts et l'objet manipulé qui peuvent se produire pendant la manipulation dextre : a) glissement du bout et du flanc du doigt ; b) roulement autour du bout et du flanc du doigt ; c) pivotement autour du bout du doigt.	10
1.5	Tribolever issu de [147].	11
1.6	Composantes mesurées par le nanotribomètre, nécessaires pour caractériser des contacts doigt/objet.	12
1.7	Principe de fonctionnement d'un capteur de force [93].	13
1.8	Principes de détections capacitives [5].	14
1.9	Configuration transverse avec mesure différentielle [123].	14
1.10	Capteur de force capacitif 6 axes [17].	15
1.11	Principe de mesure piézoélectrique [5].	16
1.12	Principe de mesure piézoélectrique issue de [114].	17
1.13	Principe de mesure optique [5].	18
1.14	Capteur six axes (jauges métalliques sur une plateforme de Stewart) issu de [72].	19
1.15	Principe de mesure piezoresistif [5].	20
1.16	Capteur 6 axes (48 jauges) issu de [103].	21

1.17	Capteur 3 axes (4-8 jauges) issu de [85].	21
1.18	Capteur 3 axes (16 jauges) issu de [131].	22
1.19	Capteur tactile 3D issu de [95].	22
1.20	Disposition des piézorésistances sur les poutres pour le capteur 3 axes issu de [110] [80] [130] [32].	23
1.21	Capteur 6 axes issu de [51].	24
1.22	Schéma d'un levier de capteur de force avec (a) une piézorésistance conventionnelle et (b) une poutre de silicium suspendue; (c) répartition des contraintes sur leurs sections transverses verticales [140].	25
1.23	Capteur MEMS multi-axes avec des jauges de contraintes basées sur des nanotubes de carbone [40].	25
1.24	Principe de mesure par résonance [5].	27
1.25	Principe d'un capteur basé sur un diapason à quartz [4].	27
1.26	Système de mesure de force fondé sur l'effet photoélastique développé au LNE-Cnam [74].	28
1.27	Dispositif expérimental de mesure de micro et nanoforce par flottaison magnétique issu de [34].	29
1.28	Principe de mesure d'un capteur de force actif [5].	30
1.29	Illustration de la composition de la poutre du capteur actif issu de [115].	30
1.30	Capteur de Dzung Viet Dao [41].	31
1.31	Capteur de Kim Gab Soon [77].	32
2.1	Architecture du capteur de force multi-axes.	38
2.2	Principe de fonctionnement de la méthode de mesure basée sur l'effet piézorésistif (a : force latérale, b : force normale).	39
2.3	Capteur soumis à des sollicitations F_x , F_z , M_x et C_z	40
2.4	Module d'Young E et module de Poisson ν pour un wafer (100) [78].	42
2.5	Module d'Young E et module de Poisson ν pour un wafer (111) [78].	42

2.6	Étude de la distribution des contraintes : δ_x et δ_y sont respectivement la distance par rapport au flanc de la poutre et son encastrement.	44
2.7	Modèle FEM et dimensions du capteur maillé.	45
2.8	Distribution des contraintes le long de chaque poutre du capteur (la composante en trait plein et de valeur plus élevée que les autres est $\sigma_{//}$).	46
2.9	Distribution des contraintes le long de chaque poutre du capteur en croix présenté dans [41] (la composante en trait plein et de valeur plus élevée que les autres est $\sigma_{//}$).	47
2.10	Notations des différentes dimensions des jauges à déterminer.	47
2.11	Valeurs des coefficients piezoresistifs pour différentes orientations de wafer (toutes les valeurs données en 10^{-12} Pa $^{-1}$). Cette figure est réalisée à partir de [70].	49
2.12	Valeurs des facteurs de jauge longitudinaux pour différentes orientations de wafer.	49
2.13	Sollicitation en force et couple induisant des variations de courant dans les jauges pour différentes mesures : une force normale \widehat{Fz} (a), un couple \widehat{Cz} (b), une force tangentielle \widehat{Fy} (c) et un moment \widehat{Mx} (d) (Les ΔI et δI sont des valeurs positives).	51
2.14	Modification du design du capteur afin de diminuer les couplages réciproques : le capteur fonctionne à l'envers avec les jauges en bas.	53
2.15	Notations des paramètres géométriques du capteur (avec la bille sur la surface supérieure de la plateforme).	53
2.16	Paramètres géométriques du capteur (toutes les dimensions sont données en μm).	56
3.1	Résistances de contact dans un matériau semi-conducteur.	62
3.2	Principe de la mesure par TLM.	63
3.3	Détermination des résistances de contact à partir de la méthode TLM.	63

3.4	Procédé de fabrication : (1 a) wafer SOI avec 5 couches; (1 b) 1 ^{ère} lithographie et gravure RIE de la face supérieure de la couche device; (2 a) oxydation thermique; (2 b) 2 ^{ème} lithographie et gravure RIE pour ouvrir les aire de contacts ohmiques; (2 c) dépôt d'Al et recuit de diffusion (400°C, 1min) pour réaliser les contacts ohmiques; (3) dépôt d'Al et 3 ^{ème} lithographie afin d'obtenir les électrodes pour la conduction électrique; (4 a) 4 ^{ème} lithographie et gravure DRIE de la face arrière de la couche handle; (4 b) 5 ^{ème} lithographie et gravure DRIE de la face avant de la couche "device intermédiaire" (structure mécanique du capteur).	66
3.5	Photographie et image optique du capteur de force piézorésistif multi-axes.	67
3.6	Images MEB du capteur de force piézorésistif multi-axes. . .	67
3.7	Images MEB détail sur la rectitude des poutres.	68
3.8	Résultats des mesures TLM sur un des wafers du premier run de fabrication.	68
3.9	Exemple de tension en fonction du courant dans une des jauges de l'un des capteurs issus du premier run de fabrication.	69
3.10	Contraintes thermiques en fonction de la température.	70
3.11	Jeu de masques pour l'amélioration de l'étape des contacts ohmiques (vue d'ensemble et détail sur une sous-partie).	72
3.12	Disposition des contacts ohmiques au niveau des jauges piézorésistives des capteurs.	72
3.13	Moyenne de R en fonction de L pour les plus gros motifs de tests pour différentes conditions de recuit.	74
3.14	Moyenne de R en fonction de L pour les plus petits motifs de tests pour différentes conditions de recuit.	75
3.15	Différence entre la somme des 2 jauges d'un même couple et la mesure des 2 jauges pour différentes conditions de recuit.	76
3.16	Image MEB d'un détail d'un capteur issu du premier run illustrant l'intérêt d'augmenter la largeur des pistes d'aluminium.	77
3.17	Ajout de motifs de protection autour des flancs des poutres afin d'éviter la surgravure des jauges.	78
3.18	Première et deuxième version des jeux de masques pour la réalisation des capteurs.	78
3.19	Système de mesure à vibrométrie laser Polytec MSA 500. . .	79

3.20	Fréquences de résonance de la structure mécanique du capteur caractérisées par vibrométrie laser.	80
3.21	Formes des modes du capteur piézorésistif simulés par éléments finis et mesurés par le MEMS Analyser.	81
3.22	Moyenne de R en fonction de L pour les plus gros motifs de tests pour les différents procédés de fabrication.	82
3.23	Moyenne de R en fonction de L pour les plus petits motifs de tests pour les différents procédés de fabrication.	82
3.24	Dessin CAO du montage expérimental.	83
3.25	Dessin CAO du montage expérimental (zoom).	83
3.26	FemtoTools utilisé pour la première validation de notre capteur.	84
3.27	Configuration expérimentale destinée à réaliser des premiers tests sur les prototypes du capteur.	85
3.28	Configuration expérimentale (zoom).	86
3.29	Image du capteur et du FemtoTools fournie par la caméra 2 (pour permettre l'approche).	86
3.30	Résultats d'une caractérisation d'une jauge piézorésistive à l'aide d'un FemtoTools.	87
4.1	Estimation de la force en utilisant une approche de déconvolution.	96
4.2	Transducteur de force-déplacement macroscopique (maglevtube).	97
4.3	Exemple d'une réponse à un échelon du <i>maglevtube</i>	97
4.4	Prototype du capteur de force.	98
4.5	Mesure expérimentale de la force.	99
4.6	Schéma d'une chaîne de mesure avec perturbations.	102
4.7	Estimation de la force en fonction du temps pour une force externe de $F^x(t) = 0$ nN avec perturbations environnementales.	102
4.8	Référentiels et coordonnées.	103
4.9	Forces appliquées sur le <i>maglevtube</i>	105
4.10	Prototype du capteur de force différentiel utilisant deux <i>maglevtubes</i>	108

4.11	Diagramme du principe différentiel qui permet le rejet passif des perturbations.	109
4.12	Simulation de l'estimation de la force en fonction du temps pour une force externe $F^x(t)$ avec des perturbations environnementales qui sont ou non rejetées.	111
4.13	Estimation de la force en fonction du temps pour une force externe $F^x(t) = 0$ nN avec perturbations environnementales.	112
4.14	Estimation de la force et mesure de la température en fonction du temps pour une force externe $F^x(t) = 0$ nN avec perturbations environnementales pendant 4 jours.	113
4.15	Estimation de la force (en utilisant ou non le principe différentiel) en fonction du temps dans une pièce climatisée pour une force externe $F^x(t) = 0$ nN avec perturbations environnementales (influence de θ).	114
4.16	Estimation de la force (en utilisant ou non le principe différentiel) en fonction du temps dans une pièce climatisée pour une force externe $F^x(t) = 0$ nN avec perturbations environnementales (influence de $\ddot{x}_a(t)$).	115
4.17	Bruit électronique résiduel simulé dû aux 2 capteurs confocaux chromatiques avec les variances mesurées $R_{1,2} = 1,75 \cdot 10^{-15}$ m ² et avec $W_{\mathcal{F}_1}$ et $W_{\mathcal{F}_2}$ réglés à $1 \cdot 10^{-18}$ N ² /Hz.	117
4.18	Estimation de la force (en utilisant ou non le principe différentiel) en fonction du temps pour une force externe de $F^x(t) = 200$ nN avec perturbations environnementales (influence de θ).	118
4.19	Simulation de l'estimation de la force en fonction du temps pour une force externe $F^x(t) = 10$ nN avec des perturbations environnementales qui sont ou non rejetées.	119
4.20	Nanotribomètre de la société CSM Instruments dans une enceinte environnementale.	125
4.21	Principe de fonctionnement du nanotribomètre.	126
4.22	Diagramme du principe différentiel qui permet le rejet actif des perturbations.	127
A.1	Exemple de déformation.	130
A.2	Composantes de contrainte.	131
A.3	Exemple de contrainte.	131

A.4	Contrainte en fonction de la déformation.	132
A.5	Exemple d'allongement d'une structure simple.	132
A.6	Barre de résistivité ρ	133
A.7	Repère de base $\langle 100 \rangle \langle 010 \rangle \langle 001 \rangle$	135
A.8	Angles d'Euler.	136
A.9	Orientation de la poutre et des jauges.	138
A.10	Définition des constantes.	139
A.11	Détermination des angles d'Euler.	140
A.12	Définition des constantes.	140
A.13	Définition des constantes.	141
A.14	Géométrie de la poutre.	142
A.15	Type et propriétés du matériau.	142
A.16	Variables liant les deux modèles.	143
A.17	Conditions aux limites mécaniques et électriques.	144
A.18	Matrice de conductivité électrique.	145
A.19	Maillage du modèle avec des tétraèdres.	146
A.20	Déformation de la poutre pour une sollicitation normale.	146
A.21	Déformation de la poutre pour une sollicitation transverse.	147
A.22	Courants dans les jauges.	147
A.23	Modélisation du capteur complet.	148

LISTE DES TABLEAUX

2.1	Variation de résistance dans les jauges (les plus petits symboles représentent une plus faible variation que les autres) pour des sollicitations indépendantes et leurs différentes combinaisons entraînant des couplages possibles.	41
2.2	Variation de courant (nA) dans les jauges pour les six composantes et valeurs des couplages réciproques non nuls correspondants (les valeurs sont données pour $F_{x,y}=100 \mu\text{N}$ et $F_z=1000 \mu\text{N}$).	52
2.3	Étude de l'influence des paramètres géométriques.	54
2.4	Caractéristiques du capteur (résultats de simulation).	56
2.5	Variation de courant (nA) dans les jauges pour les six composantes et valeurs des couplages réciproques non nuls correspondants (les valeurs sont données pour $F_{x,y}=100 \mu\text{N}$ et $F_z=1000 \mu\text{N}$).	57
3.1	Résultats des mesures TLM sur le wafer bulk p pour une température de recuit de 400°C	64
3.2	Valeurs moyennes de résistances sur les plus gros motifs TLM du wafer bulk n pour différentes conditions de recuit.	65
3.3	Caractéristiques des contacts pour différentes conditions de recuit à partir de la figure 3.13.	73
3.4	Caractéristiques des contacts pour différentes conditions de recuit à partir de la figure 3.14.	73
3.5	Comparaison des caractéristiques des contacts pour le premier run, le deuxième et l'étape de test à partir de la figure 3.22.	80
3.6	Comparaison des caractéristiques des contacts pour le premier run, le deuxième et l'étape de test à partir de la figure 3.23.	81

INTRODUCTION GÉNÉRALE

À l'heure où la miniaturisation est devenue un phénomène courant dans nos sociétés et un passage obligé pour de nombreux dispositifs utilisés au quotidien (téléphones portables, tablettes, téléviseurs à écran plat, etc.), les attentes technologiques vis-à-vis des micro-techniques qui permettent cette miniaturisation n'ont cessé de croître. Ces dernières années, les MEMS (Micro-Electro-Mechanical-Systems) et les MOEMS (Micro-Opto-Electro-Mechanical-Systems) ont connu un développement impressionnant. Parallèlement à cela, un ensemble de domaines liés à ces systèmes comme la microfabrication, le micro-assemblage ou encore la micromanipulation se sont développés de la même façon et ont connu le même engouement de la part de la communauté scientifique. Ces domaines ont donné naissance à la micro-robotique. Cependant, un des principaux verrous actuels associé à la conception des systèmes miniaturisés par des moyens robotiques reste la compréhension, la prédiction et la maîtrise des phénomènes physiques intervenant à ces échelles micrométriques afin d'y développer une ingénierie toujours plus fiable et aboutie.

Parmi les grandeurs physiques qu'il est intéressant de pouvoir mesurer pour étudier et modéliser les systèmes submillimétriques sur au moins une dimension, on peut citer la force (exprimée en N). En effet, les forces qui interviennent à ces échelles conditionnent les comportements statique et dynamique des micro et nano-objets. Contrairement à l'échelle macroscopique, le comportement dynamique des micro-objets n'est que faiblement gouverné par leur masse et les forces volumiques qui y sont associées. À l'échelle microscopique, les effets de surface (forces électrostatiques, forces de Van der Waals, forces capillaires, etc.) ont un impact beaucoup plus important sur les interactions qui peuvent intervenir entre les micro-objets. Dans ce contexte particulier, il devient alors primordial de pouvoir comprendre et prédire le comportement statique et dynamique des micro-objets. Cette compréhension passe nécessairement par une phase d'expérimentation permettant d'observer et de mesurer les forces d'interactions intervenant à ces échelles.

Si on se focalise sur la micro-robotique, lors de la réalisation de tâches de micromanipulation, l'étude et la caractérisation des micro-objets à manipuler est essentielle au bon déroulement de ce type d'opération. La mesure de force permet, par exemple, de quantifier l'effort appliqué par le préhenseur

sur l'objet manipulé lors d'une interaction ce qui rend possible la synthèse d'un contrôleur dont le rôle est de moduler cet effort pour manipuler correctement l'objet et n'endommager ni le micro-objet ni le préhenseur. Cette force d'interaction étant liée aux propriétés mécaniques et physicochimiques du micro-objet, il est nécessaire de développer des capteurs de forces adaptés pour établir ces caractérisations.

Actuellement les principes technologiques permettant une mesure de micro ou nanoforce sont en nombre restreint et l'étalonnage des dispositifs associés reste encore une problématique majeure pour ce type de capteur du fait de l'absence d'étalon de force à ces échelles. Quel que soit le principe technologique utilisé, la force n'est pas une grandeur directement mesurable. La mesure de force implique dans un premier temps d'observer l'effet de la force puis de déduire de cette observation la force en question. L'effet de la force se traduira toujours soit par un déplacement soit par une déformation d'une structure mécanique qui sera l'organe sensible du capteur. Sous l'effet d'une force, l'organe sensible va à son tour provoquer par causalité d'autres effets comme, par exemple, un déplacement de charges, une déviation de faisceau ou encore une variation de résistance électrique qui vont permettre d'observer l'effet de cette force. Toute la difficulté est alors de remonter correctement à la force connaissant son effet mesurable, cette remontée nécessitant un étalonnage.

Le travail présenté dans ce mémoire consiste, dans un premier temps, à développer un capteur de force capable de caractériser le contact doigt/objet lors de la micromanipulation dextre (micromanipulation d'objets grâce à un préhenseur s'inspirant de la main humaine) en micro-robotique car ce type de micromanipulation est aujourd'hui en pleine émergence. Dans un second temps, la problématique de l'étalonnage des capteurs de micro et nanoforce est abordée.

Ce manuscrit se compose d'une introduction, de quatre chapitres et d'une conclusion. Dans le premier chapitre, nous présenterons tout d'abord brièvement les principes couramment utilisés de micromanipulation avec et sans contact, mettant en lumière l'intérêt de la mesure des forces d'interactions dans ce domaine. Nous dresserons également un état de l'art des capteurs de force et détermineront le type de technologie le plus adapté à nos besoins.

Dans le deuxième chapitre, nous détaillerons le cahier des charges et le principe de fonctionnement de notre capteur multi-axes puis nous déterminerons les caractéristiques (dimensions, matériaux, etc.) permettant de répondre au mieux à notre cahier des charges.

Nous détaillerons, dans le troisième chapitre, le procédé de fabrication permettant de mettre au point les premiers prototypes de ce capteur. Nous

traiterons ensuite des premiers résultats expérimentaux obtenus avec ceux-ci.

Enfin, dans le quatrième chapitre, nous nous intéresserons à la problématique de l'étalonnage des capteurs de micro et nanoforce. À cette échelle, il s'agit d'une étape d'autant plus difficile à réaliser qu'aucune méthode simple et facilement adaptable à tous les capteurs de force n'a été mise au point à notre connaissance. En effet, un des enjeux importants en mesure de faibles forces est la métrologie de ces mesures et leur raccordement à des étalons de référence. Étalonner un capteur peut se faire par le biais d'un autre capteur/actionneur qui applique une force traçable sur le premier. Les capteurs/actionneurs de micro et nanoforce qui utilisent des transducteurs macroscopiques de quelques milligrammes à quelques grammes possèdent des atouts intéressants pour établir une traçabilité en mesure de force à partir d'un raccordement à un étalon de masse. Cependant, la masse embarquée dans les transducteurs macroscopiques rend ces derniers sensibles aux perturbations environnementales mécaniques. Dans ce cadre, nous présenterons une estimation et une stratégie de compensation passive des perturbations mécaniques basse fréquence et non stationnaires, basée sur un principe différentiel.

Pour terminer, nous synthétiserons les contributions scientifiques dans la conclusion générale, et nous présenterons quelques perspectives pouvant faire l'objet de futurs travaux de recherche.

LA MESURE DE MICRO ET NANOFORCE

Ces dernières années, la mesure de force à l'échelle microscopique et nanoscopique (de quelques nanonewtons à quelques centaines de micronewtons) est devenue une problématique majeure pour de nombreuses applications et notamment dans des domaines tels que le micro-assemblage, la micromanipulation et plus généralement tout ce qui implique la caractérisation mécanique de micro-objets ou de leurs interactions. Dans ce chapitre, nous détaillerons dans un premier temps les enjeux de la mesure de micro et nanoforce, en particulier dans le cadre de la micromanipulation dextre. Ensuite, nous présenterons le principe général de la mesure d'une force ainsi que certains dispositifs existants permettant de réaliser ce type de mesure aux échelles micro et nanoscopiques. Enfin, à partir de cette revue, nous choisirons le principe de mesure le plus adapté pour notre application.

Sommaire

1.1	Enjeux de la mesure de micro et nanoforce . . .	6
1.1.1	Notion de micromonde	6
1.1.2	Vers la micromanipulation dextre	7
1.2	Dispositifs de mesure de micro et nanoforce . .	12
1.2.1	Les capteurs de force passifs	12
1.2.2	Les capteurs de force actifs	29
1.3	Choix du principe de mesure pour notre appli- cation	31
1.4	Conclusion	33

1.1/ ENJEUX DE LA MESURE DE MICRO ET NANOFORCE

Bien que les forces d'interaction qui dominent à l'échelle macroscopique soient connues, leurs amplitudes et orientations sont généralement méconnues et restent difficiles à déterminer expérimentalement notamment lorsqu'elles interviennent entre deux micro-objets de forme complexe. Les modèles de connaissance fiables concernant ces interactions ne couvrent pour le moment que des cas bien précis [8]. Afin de valider et exploiter correctement ces modèles de connaissance, il devient alors nécessaire de pouvoir mesurer, avec une grande précision, les efforts en présence.

1.1.1/ NOTION DE MICROMONDE

Le terme de "micromonde" est souvent utilisé pour définir un espace dans lequel évoluent des objets dont au moins une des dimensions caractéristiques varie de 1 μm à 1 mm. Le macromonde désigne, quant à lui, un espace dans lequel évoluent des objets dont toutes les dimensions caractéristiques sont supérieures au millimètre. Pour travailler dans le micromonde, il est indispensable de comprendre, mesurer et prendre en compte les phénomènes qui interviennent à ces échelles. Les interactions entre micro-objets sont régies, comme pour le macromonde, par des lois physiques et on parle alors de la "physique du micromonde". La distinction entre ces "mondes" n'est pas tant dans la différence des forces en jeu sur les objets mais plutôt dans la prépondérance de ces forces l'une par rapport à l'autre en fonction de l'échelle des objets. Ainsi, des forces totalement négligeables à l'échelle macroscopique peuvent devenir prépondérantes dans le micromonde du fait de la taille réduite des micro-objets. À l'échelle macroscopique, par exemple, les forces de gravité et d'inertie sont prédominantes car elles dépendent du volume de l'objet. En revanche à l'échelle microscopique, les effets de surface jouent un rôle plus important que les effets de volume. Dans la littérature, on considère deux types de forces intimement liées qui sont prépondérantes dans le micromonde [109] [87] :

- les forces de surface ;
- les forces de contact.

Les forces de surface regroupent les forces de Van der Waals, les forces électrostatiques ou encore les forces capillaires. Les forces de contact apparaissent lors du contact entre deux surfaces de micro-objets ; elles sont la conséquence des déformations locales lors du contact et sont caractérisées par l'énergie nécessaire pour rompre le contact. Le contexte de la micromanipulation est bien un domaine pour lequel la détermination des forces de surface et de contact est particulièrement importante.

1.1.2/ VERS LA MICROMANIPULATION DEXTRE

La micromanipulation est une des problématiques majeures de la microrobotique. Elle concerne la manipulation d'objets dont les dimensions caractéristiques varient du micromètre à quelques millimètres. Elle peut être réalisée avec ou sans contacts mécaniques entre le manipulateur et le micro-objet à manipuler.

La micromanipulation sans contact Pour optimiser la stratégie de micromanipulation, il est important de pouvoir caractériser les interactions entre le manipulateur et le micro-objet ou déterminer les propriétés mécaniques des micro-objets. Le champ applicatif de la micromanipulation est varié. On y trouve, par exemple, l'assemblage de microsystèmes ou encore la micromanipulation de micro-objets biologiques (cellules, micro-organismes, etc.) voire la caractérisation des objets manipulés. A ce sujet, le domaine biomédical suscite un intérêt grandissant de la part des microroboticiens. En matière de réalisations, de nombreux microrobots qui ont pour application la micromanipulation de cellules ont vu le jour ces dernières années. L'essentiel des travaux récents sur la micromanipulation biologique repose notamment sur l'utilisation d'une « pince optique » (optical tweezer) qui consiste à utiliser la réfraction d'un faisceau laser pour maintenir et déplacer physiquement la cellule ou le micro-objet biologique ([61] [104], [31], [89]). Les cellules sont attirées au centre du faisceau grâce à une force proportionnelle au déplacement de la cellule qui bloque cette dernière comme si elle était attachée à un ressort virtuel (voir figure 1.1). On retrouve également d'autres approches comme par exemple des dispositifs basés sur l'utilisation de champs magnétiques [76] ou de la diélectrophorèse [145] qui consistent à appliquer un champ électrique non-uniforme autour d'un micro-objet diélectrique.

La micromanipulation avec contact Le développement de micropinces qui peuvent permettre de réaliser de manière précise, simultanément une translation et une rotation de l'objet manipulé, est, quant à lui, très intéressant dans le domaine industriel du micro-assemblage. Cependant, il est très difficile de mettre au point une micro-pince qui permette un positionnement angulaire précis. En effet, réaliser des jonctions articulées et des actionneurs s'avère beaucoup plus complexe qu'à l'échelle macroscopique. Actuellement, les solutions industrielles utilisent généralement des tables de rotations afin de faire tourner le système robotique entier, micro-pince comprise, au lieu de faire tourner seulement l'objet à manipuler, comme le montre la figure 1.2. En effet, la transition de la position (1.2.a) à la position (1.2.c) implique deux rotations de la pince (transitions a-b et b-c). Cependant, cette solution affecte la précision et la rapidité du système, car l'uti-

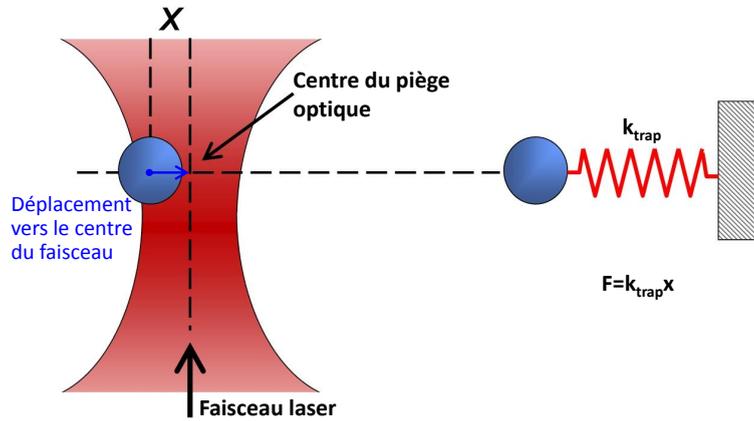


FIGURE 1.1: Principe de la pince optique.

lisation de dispositifs encombrants et de mécanismes augmente les erreurs induites par l'environnement et limite le rendement du système. En outre, l'importante translation de la pince lors de la rotation influe directement sur la précision du positionnement (il est difficile d'avoir un positionnement à la fois précis et avec un grand volume atteignable avec la même plateforme de positionnement). Cette approche requiert également un réglage fin de la position de la pince sur le plateau tournant afin d'obtenir l'alignement de l'axe de rotation du plateau avec les doigts de préhension. Ceci est habituellement réalisé à l'aide de plateformes de positionnement supplémentaires (servant uniquement au réglage des systèmes et non pas à l'augmentation du nombre de degrés de liberté), ce qui augmente encore d'avantage l'encombrement et le coût du système.

Vers la micromanipulation dextre Une autre approche récente consiste à effectuer une micro-manipulation dextre locale de l'objet afin d'améliorer la capacité de positionnement [138] [36]. La rotation de la pince avec tous les effets nuisibles qu'elle induit ne sera alors plus nécessaire. En effet, comme suggéré dans la figure 1.3, le principal avantage de cette approche est que chaque rotation de l'objet peut être induite localement par des translations précises (transitions a-b et c-d) des doigts uniquement. De cette manière, les performances de micro-manipulation peuvent être améliorées, car les dispositifs de translation offrent un positionnement plus fin et un système plus compact avec moins d'instruments pour au moins le même nombre de degrés de liberté (DDL).

L'inconvénient majeur de la manipulation dextre par rapport à l'utilisation de micropinces est qu'elle nécessite un contrôle précis des forces appliquées

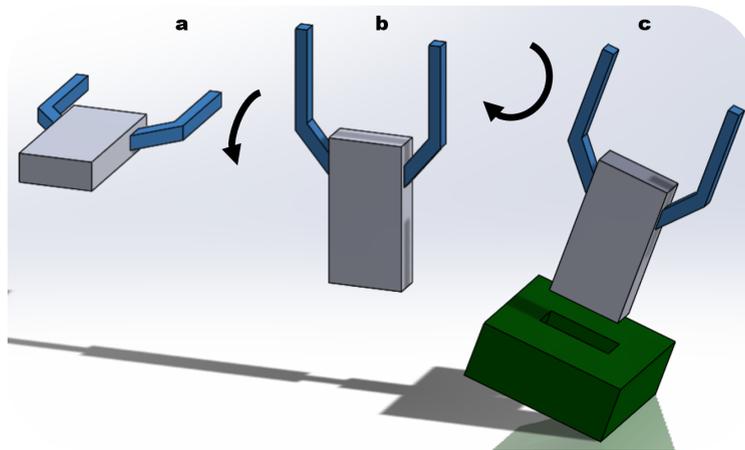


FIGURE 1.2: Micromanipulation avec une pince : chaque rotation de l'objet (ex, transition a-c) requiert une rotation globale de la pince (rotations a-b et b-c).

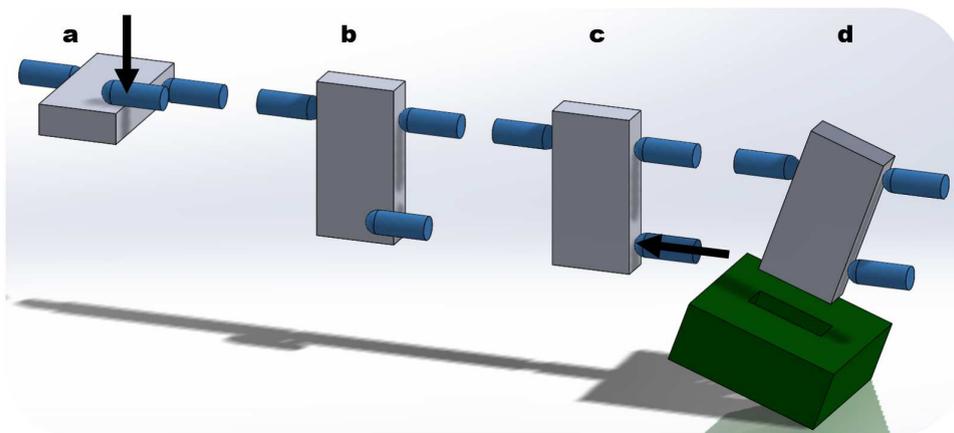


FIGURE 1.3: Manipulation dextre : le même mouvement de l'objet (ex, transition a-d) requiert seulement des translations des doigts (translations a-b et c-d). Aucun autre mouvement de rotation n'est requis. Le système de micro-manipulation peut alors être plus simple, plus compact et plus précis.

sur l'objet ; ces forces étant intimement liées au contact entre l'objet et les doigts du manipulateur. En effet, comme le montre la figure 1.4, les mouvements de translation des doigts peuvent induire, à l'interface entre l'objet et l'extrémité ou le flanc des doigts, divers composantes de friction : de glissement (1.4.a), de roulement (1.4.b) ou de pivotement (1.4.c). Les travaux de Brazey *et al.* s'intéressent à cette problématique des forces de

contact entrant en jeu lors de la micromanipulation dextre [28].

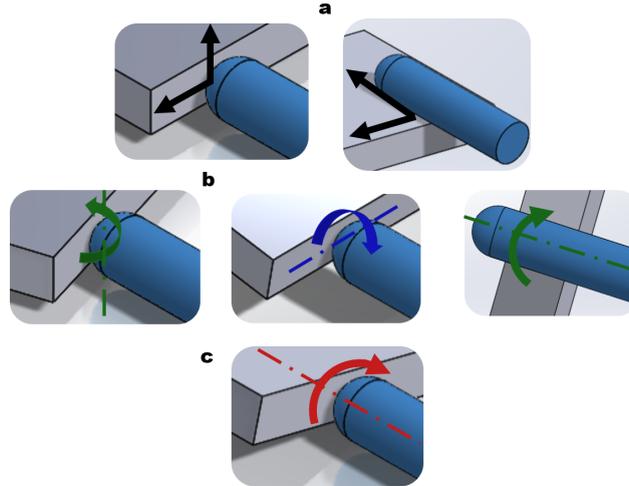


FIGURE 1.4: Différents contacts entre les doigts et l'objet manipulé qui peuvent se produire pendant la manipulation dextre : a) glissement du bout et du flanc du doigt ; b) roulement autour du bout et du flanc du doigt ; c) pivotement autour du bout du doigt.

En outre, chaque type de contact est susceptible de modifier, en retour, les forces de contact appliquées au cours du processus. Il apparait donc que ces éléments tribologiques sont essentiels pour déplacer l'objet par manipulation dextre. Par conséquent, le contact entre les doigts et l'objet doit nécessairement être connu avec suffisamment de précision (voire contrôlé en temps réel) pour réussir la tâche de micromanipulation. Ceci signifie que les comportements de frottement et d'adhérence doivent être caractérisés pour chaque type de mouvements induisant simultanément des composantes de glissement, de roulement et de pivotement.

De la micromanipulation à la nanotribologie L'approche nanotribologique a récemment été utilisée pour évaluer les éléments de friction pendant le processus de micro-préhension quasi-statique et dynamique [120]. En effet, un nanotribomètre appliquant une bille sur un disque a été utilisé pour simuler un micro-dispositif de préhension qui saisit un objet sphérique. Cette approche est bien adaptée à l'étude de la composante de glissement, mais ne l'est pas pour évaluer plusieurs composantes de friction simultanément. Parmi les autres tribomètres existants [27, 126, 48, 3], le Tribolover proposé par Zijlstra *et al.* [147] est bien conçu pour caractériser les composantes de glissement. Comme montré sur la figure 1.5 extraite de [147], il est composé d'une pyramide de détection centrale entourée de quatre "jambes" de rapport

d'aspect élevé. Les forces latérales ou de frottement agissant sur la pointe de balayage sont mesurées par l'intermédiaire du déplacement de la pyramide au moyen de quatre interféromètres laser. Cette structure est capable

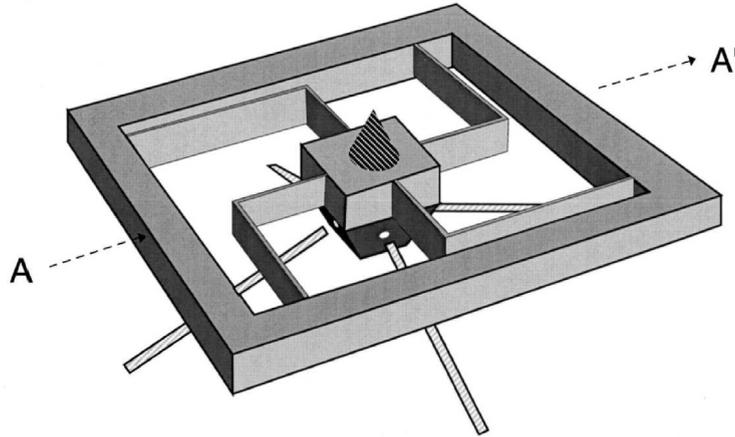


FIGURE 1.5: Tribolever issu de [147].

de mesurer les 3 composantes de translation avec théoriquement aucun couplage réciproque. Un couplage, s'il existe, engendre une erreur sur une des composantes de force mesurée lorsqu'une autre composante est mesurée en même temps. La structure de ce capteur a été conçue dans le but de limiter les mouvements de torsion, de sorte qu'elle n'est pas idéale pour mesurer les composantes de roulement et de pivotement du frottement. Par conséquent, un nouveau dispositif multi-axes, schématisé en figure 1.6, avec de faibles couplages réciproques est alors nécessaire pour répondre aux besoins de la manipulation dextre, c'est-à-dire pour caractériser les composantes de glissement, roulement et pivotement.

Un des enjeux de cette thèse est de concevoir un nouveau type de capteur de force pouvant servir en tant que nanotribomètre simulant le contact doigt/objet. Pour cela, un des défis consiste notamment à obtenir une structure flexible qui autorise les mouvements de torsion pour accéder à toutes les composantes de friction simultanément. Un second défi concerne la détection des déformations pour en extraire les différentes composantes de forces exercées entre l'objet et la sphère avec la meilleure sensibilité possible.

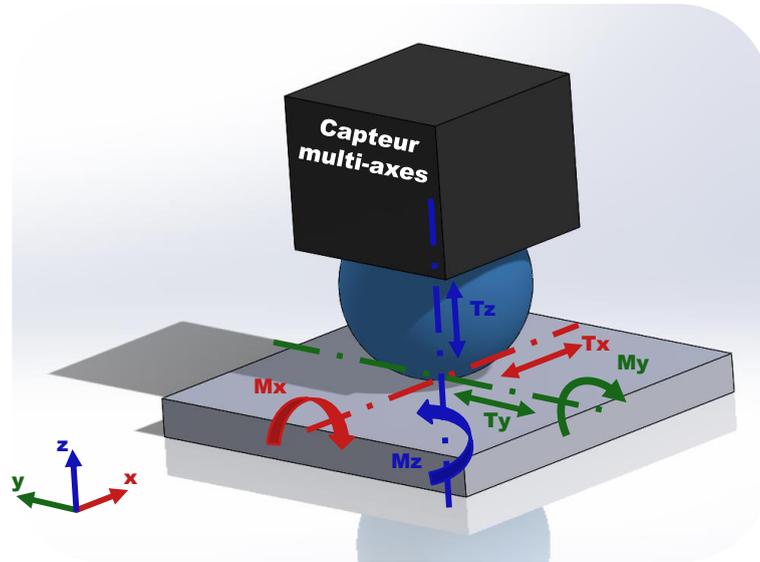


FIGURE 1.6: Composantes mesurées par le nanotribomètre, nécessaires pour caractériser des contacts doigt/objet.

1.2/ DISPOSITIFS DE MESURE DE MICRO ET NANOFORCE

Afin de déterminer le principe de mesure le plus approprié pour notre capteur multi-axes, nous allons dresser, dans cette section, un bilan des dispositifs offrant des résolutions de l'ordre du nanonewton à une dizaine de micronewtons et nous listerons également pour chacune des technologies leurs principaux avantages et inconvénients.

Généralement, on classe les capteurs de force en deux catégories : les capteurs de force passifs et actifs en référence à l'utilisation ou non d'un contrôle actif utilisant une force d'opposition à la force à déterminer. Dans ce cas, cette force d'opposition permet de mesurer une force sans déformation ou déplacement de l'organe sensible (en régime statique).

1.2.1/ LES CAPTEURS DE FORCE PASSIFS

Une force n'est pas une grandeur directement mesurable. Cependant, il est possible d'observer son effet. Ainsi tout capteur de force nécessite un organe sensible appelé transducteur, qui soumis à une force extérieure inconnue peut engendrer un effet mesurable (voir figure 1.7). Trois types de transducteurs sont classiquement utilisés : ceux qui reposent sur la déformation d'une structure élastique, ceux à rigidité très élevée et ceux qui reposent sur

le déplacement d'une masse sismique rigide. Le transducteur convertit alors une entrée inconnue (la force à mesurer) en une grandeur de sortie (le déplacement mesuré). Ce transducteur étant un organe mécanique, il possède une dynamique propre et sa grandeur de sortie peut être observée par des capteurs appropriés permettant ainsi de reconstruire la force à mesurer.

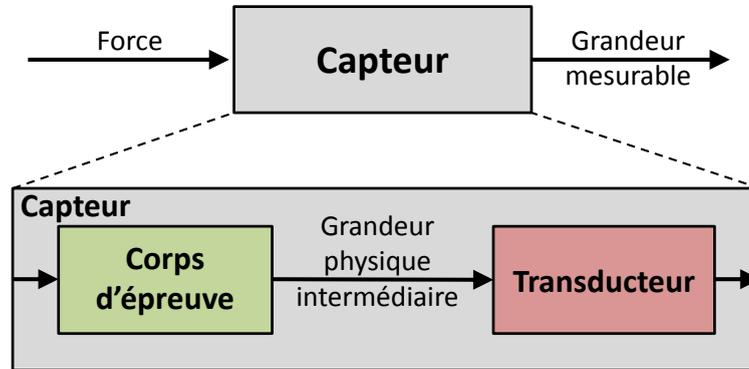


FIGURE 1.7: Principe de fonctionnement d'un capteur de force [93].

1.2.1.1/ CAPTEURS BASÉS SUR LA DÉFORMATION D'UNE STRUCTURE ÉLASTIQUE

Capteurs capacitifs Les capteurs de force capacitifs mesurent le déplacement d'un élément élastique, induit par une force comme une flexion par exemple, par une variation de la capacité entre des électrodes en regard attachées à la structure. La capacité entre deux plaques est donnée par :

$$C = \epsilon \frac{A}{d} \quad (1.1)$$

où A est l'aire de la plaque, d la distance entre les plaques et ϵ est la permittivité diélectrique du milieu (dans la plupart des cas l'air) [53].

Les capteurs capacitifs sont largement utilisés aux échelles macro, méso et micro pour mesurer des déplacements de l'ordre du nanomètre. Ils sont développés depuis de nombreuses années dans les laboratoires de recherche et plus récemment sont devenus accessibles dans le commerce. Il existe deux principales architectures de capteurs capacitifs à l'échelle des MEMS couramment utilisées : les peignes parallèles (changement du chevauchement des aires des plaques 1.8 a) et les peignes transverses (changement de l'écartement entre les plaques 1.8 b). Par rapport à la configuration parallèle, les peignes transverses ont une sensibilité plus élevée, mais souffrent d'une

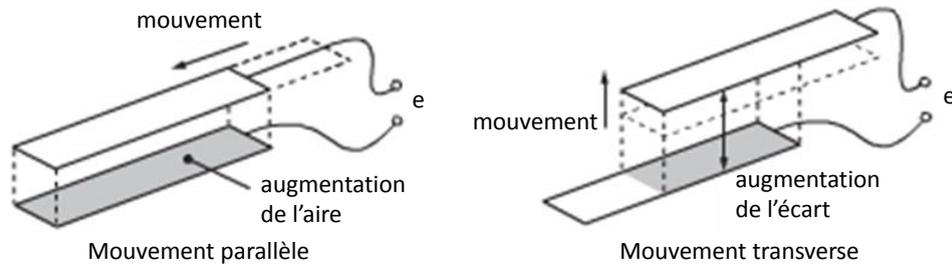


FIGURE 1.8: Principes de détections capacitives [5].

non-linéarité importante. Du fait de ce problème de sensibilité, la littérature compte peu de capteurs à peignes parallèles. On peut cependant citer le capteur 1 axe réalisé par Tang *et al.* en 1990 [128]. Il y a, en revanche, beaucoup plus de réalisations basées sur des peignes transversaux. Citons le capteur 1 DDL de Despont *et al.* en 1993 [43], ou encore celui de Desai *et al.* en 2005 [42] qui est un nanotribomètre MEMS 2 axes dont les peignes sont associés avec un circuit RLC résonant. Parmi les capteurs transverses, nombreux sont ceux dont l'effort est appliqué à l'extrémité d'une tige [50] [79] [98]. Un capteur particulièrement intéressant dans cette catégorie est celui développé en 2005 par Sun *et al.* [123]. Il s'agit d'un capteur de microforce 2 axes pour caractériser le vol d'une mouche. Pour augmenter la sensibilité de ce capteur et réduire les problèmes de non-linéarités, une configuration transverse avec un placement en alternance des armatures et une mesure différentielle a été adoptée (voir figure 1.9). Ce dispositif détecte alors les forces dans les directions x et y avec des résolutions inférieures à $1 \mu\text{N}$.

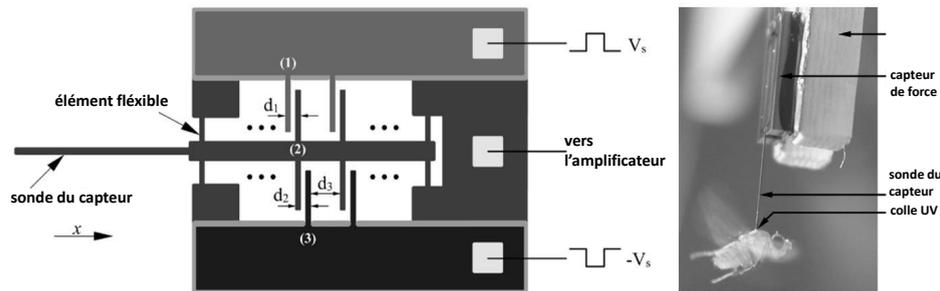


FIGURE 1.9: Configuration transverse avec mesure différentielle [123].

D'autres capteurs de force capacitifs sont également utilisés pour équiper des préhenseurs microfabriqués à deux doigts. On peut citer le capteur développé en 2009 par Beyeler *et al.* [17] qui allie configurations transverse et parallèle comme illustré sur la figure 1.10. Des condensateurs parallèles sont

utilisés pour mesurer les mouvements hors-plan et des peignes interdigités sont utilisés pour mesurer les mouvements dans le plan. Il s'agit d'un capteur de microforce et de couples 6 axes pour micro-robots magnétiques. Des résolutions élevées de $1,4 \mu\text{N}$ sont obtenues avec une gamme de force de 1 mN à une fréquence d'acquisition de 30 Hz . Chaque force peut être mesurée de façon indépendante.

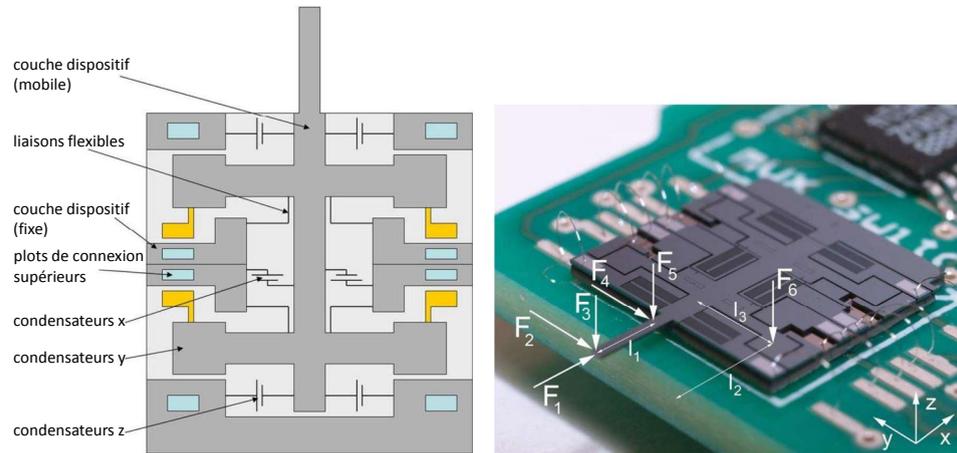


FIGURE 1.10: Capteur de force capacitif 6 axes [17].

On peut enfin citer quelques exemples de capteurs tactiles qui est un domaine d'application très développé [37] [47].

Les avantages des capteurs capacitifs :

- bonne résolution (des résolutions de 10 nN en force ont été reportées) ;
- bonne stabilité (meilleure stabilité à long-terme que le piezorésistif) ;
- peu sensible à la variation de température (plus d'un ordre de grandeur moins sensible à la température que les capteurs piezorésistifs) ;
- hystérésis modérée ;
- haute sensibilité (pour la configuration transverse) ;
- faible puissance nécessaire.

Leurs principaux inconvénients :

- difficile à fabriquer dans le cas des MEMS en termes de précision de fabrication, reproductibilité, et de dimension du capteur ;
- les structures capacitives doivent être complètement isolées entre deux électrodes ;
- de larges zones nécessaires pour atteindre des résolutions élevées ;
- circuiteries électroniques complexes requises.

En résumé, le principe de détection capacitif est largement utilisé pour la mesure de force (en particulier pour les capteurs tactiles). Cependant, on

trouve peu de capteurs à 6DDL (structures complexes).

Capteurs piézoélectriques Un matériau piézoélectrique génère une tension aux bornes du matériau quand il est déformé mécaniquement. Les matériaux piézoélectriques sont principalement des matériaux cristallins tels que l'arséniure de gallium (GaAs) ou l'oxyde de zinc (ZnO) dans lesquels les charges positives et négatives sont séparées mais symétriquement réparties.

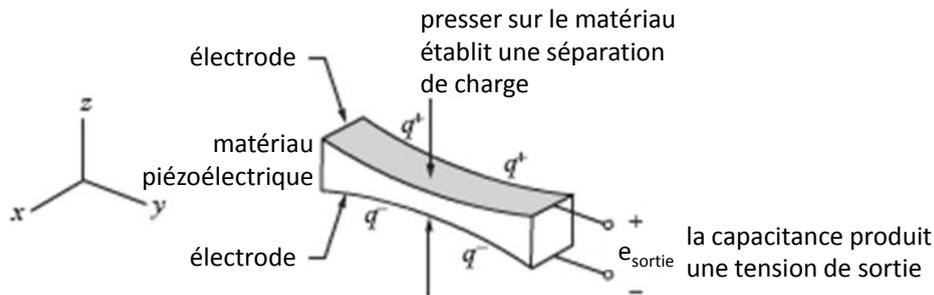


FIGURE 1.11: Principe de mesure piézoélectrique [5].

Par conséquent, le matériau est globalement neutre électriquement. Quand une contrainte est appliquée, cette symétrie est détruite et l'asymétrie de charge génère une tension.

Il existe plusieurs exemples de capteurs de force d'interaction qui utilisent le principe piézo-électrique pour détecter les forces dans des directions multiples [75] [18] [64] [89]. Le capteur de Shen *et al.* [114] est représenté sur la figure 1.12. Il utilise le PVDF (PolyVinylidèneFluoride) comme matériau de détection et grâce à une conception intelligente, il est capable de mesurer trois degrés de liberté indépendamment les uns des autres. De hautes résolutions sont atteintes (jusqu'à $0,1 \mu\text{N}$), ce qui se traduit par une petite plage de mesure force ($5 \mu\text{N}$). Ce capteur est conçu pour des applications dans l'assemblage de micro-miroirs et la biomanipulation.

Les avantages des capteurs piézoélectriques :

- linéarité et répétabilité excellentes ;
- haute résolution ;
- large gamme dynamique.

Leurs principaux inconvénients :

- variation de la sensibilité en fonction de la température ;
- plage de mesure de force limitée ;
- fragilité des jonctions électriques ;
- ne convient pas pour la mesure de forces statiques (décroissance ra-

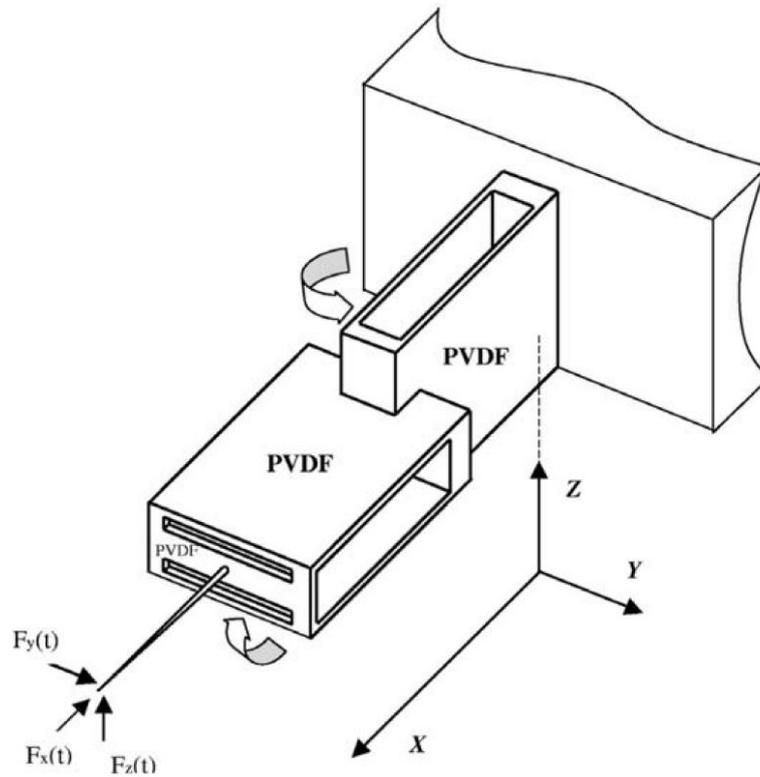


FIGURE 1.12: Principe de mesure piézoélectrique issue de [114].

- pside du signal électrique après que la force soit appliquée);
- dérive des caractéristiques du cristal au cours du temps.

Capteurs optiques Le capteur optique le plus connu pour la mesure de force est la microscopie par force atomique (AFM). Le principe employé est basé sur une pointe fixée à un levier qui agit comme un ressort, la déviation d'un faisceau optique permettant de mesurer la déformation de ce ressort. Un faisceau de lumière laser est focalisé et renvoyé à partir de l'extrémité libre du ressort sur un détecteur photodiode quatre quadrants. La variation de la position de la lumière laser donne la déflexion de la poutre dans la direction verticale ($\pm z$) et la direction horizontale ($\pm x$) (en donnant donc respectivement, les forces normales et tangentielles si les raideurs en flexion et en torsion sont connues), comme on peut le voir sur la figure 1.13. Il s'agit du capteur de microforce industrialisé le plus couramment utilisé et il a démontré son potentiel dans une grande variété d'applications [73] [112] [133] [58] [142]. D'autres capteurs optiques de microforce qui sont basés, par exemple, sur des codeurs optiques ou des réseaux optiques, existent

également [99].

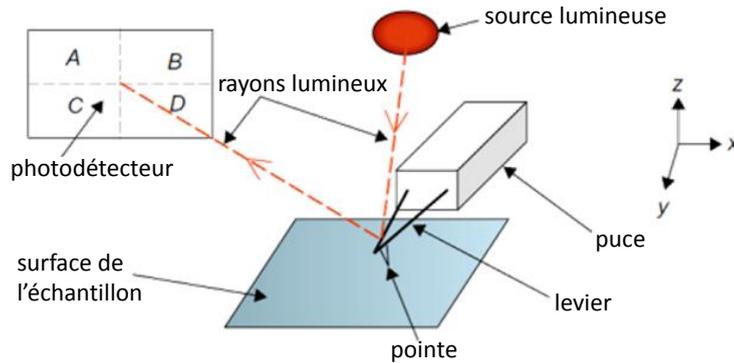


FIGURE 1.13: Principe de mesure optique [5].

Les avantages des capteurs optiques :

- haute résolution sur un axe (z) ;
- mesure sans contact possible dans certains cas ;
- vitesse élevée ;
- haute sensibilité.

Leurs inconvénients :

- nombreux composants nécessaires (source lumineuse, photodétecteur, etc.) ;
- coût élevé ;
- lasers larges donc miniaturisation impossible ;
- difficile à utiliser pour la mesure multi-axes ;
- résolution latérale limitée par la largeur du spot laser ;
- couplages réciproques souvent inconnus mais non négligeables.

Capteurs par vision Dans le cas d'un capteur de force par vision, la déformation d'une structure flexible est directement mesurée par une caméra ou un microscope [144].

Leurs avantages :

- simplicité ;
- versatilité ;
- flexibilité.

Leurs inconvénients :

- Impossible à miniaturiser (en raison de l'utilisation d'une caméra ou d'un MEB) ;
- Dynamique réduite (images processing) ;
- résolution limitée par la vitesse de la caméra d'acquisition ;
- sensibilité à l'angle de vue.

Capteurs à jauges de déformation métalliques Des jauges métalliques sont collées ou déposées sur une structure flexible (voir l'annexe pour plus de détail sur le principe de fonctionnement des jauges). On peut citer les travaux de Kim *et al.* [77] [80], de Xu *et al.* [143] ou encore ceux de Kang *et al.* [72]. Ce dernier est un capteur de force multi DDL basé sur une plate-forme de Stewart comme le montre la figure 1.14 :

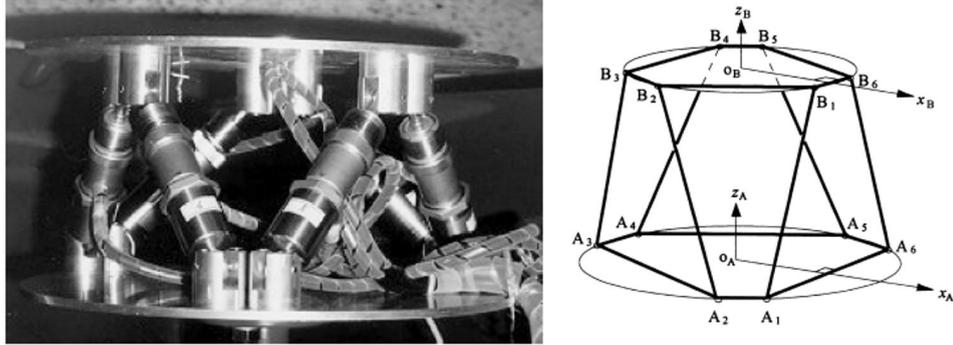


FIGURE 1.14: Capteur six axes (jauges métalliques sur une plateforme de Stewart) issu de [72].

Leurs avantages :

- faible coût ;
- large gamme de forces et de couples détectables ;
- facile à faire fonctionner ;
- plus robuste que les jauges de contrainte semi-conductrices.

Leurs inconvénients :

- faible sensibilité ;
- faible résolution ;
- les jauges affectent la déformation de la structure à l'endroit où elles ont été fixées ;
- dépendance à la température ;
- forte consommation d'énergie électrique ;
- structures de tailles imposantes (centimétriques).

Capteurs piézorésistifs Une force appliquée sur un matériau semiconducteur comme le silicium (Si), le germanium (Ge) ou l'arséniure de gallium (AsGa) conduit à une modification de sa résistance électrique. La variation est le résultat de deux effets : l'effet géométrique et l'effet piézorésistif. L'effet géométrique réfère au changement de résistance dû au changement dans la géométrie du matériel quand il est déformé par une force appliquée. L'effet piézorésistif réfère à la variation de la résistance spécifique d'un matériau

induite par la déformation appliquée, ce qui est pour les matériaux semi-conducteurs la principale cause de changement de résistance. Le principe de

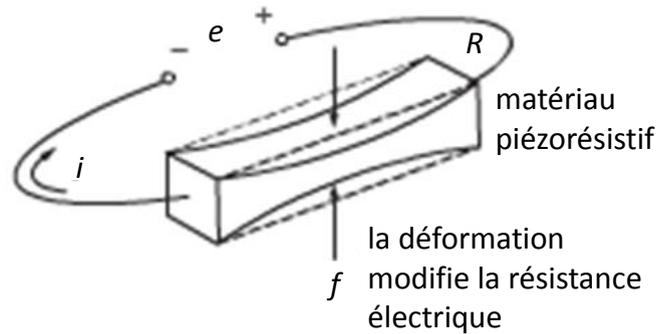


FIGURE 1.15: Principe de mesure piezoresistif [5].

fonctionnement des transducteurs piézorésistifs est détaillé dans l'annexe. Ils sont largement utilisés dans de très nombreux domaines d'application (capteurs de pression, accéléromètres, capteurs de force).

On peut classer les capteurs de forces piézorésistifs de la littérature en 4 grandes catégories : les capteurs piézorésistifs avec un stylet, ceux avec un dôme, ceux sans stylet ni dôme et enfin les capteurs développés plus récemment basés sur des principes innovants.

Capteurs piézorésistifs avec un stylet De très nombreux capteurs piézorésistifs sont constitués d'un stylet fixé sur une membrane sur laquelle sont placées les piézorésistances.

On peut citer l'un des premiers dispositifs utilisant ce principe de mesure, développé en 1990 par Okada [103]. Il s'agit d'un capteur de force plan à six axes de mesure et qui fonctionne sur la base de l'effet de piézorésistance du silicium. Quarante-huit jauges piézorésistives sont placées à vingt-quatre endroits sur la surface supérieure des poutres comme on peut le voir sur la figure 1.16. Le grand nombre de piézorésistances sur les poutres rend le circuit électrique très compliqué, entraîne une forte dissipation de puissance, nécessite d'avoir de larges poutres et, par conséquent, conduit à une grande rigidité de la structure. Un couplage réciproque maximum d'environ 24 % a été rapporté. De nombreuses réalisations basées sur un principe similaire avec différentes formes de membrane et différents nombres de résistances ont ensuite vues le jour [45] [29] [16] [135] [132] [111] [101] [118] [83] [7].

Parmi les réalisations les plus récentes, en 2008, Kristiansen *et al.* a développé un capteur de force 3DDL constitué d'une feuille de titane, de quatre bras symétrique et d'un stylet [85] comme on peut le voir sur la figure 1.17. La même année, Tibrewala *et al.* [131] a également développé un capteur de force piézorésistif 3DDL très similaire avec une membrane de forme carrée,

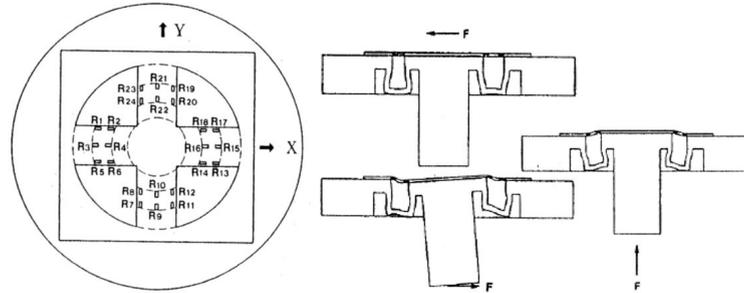


FIGURE 1.16: Capteur 6 axes (48 jauges) issu de [103].

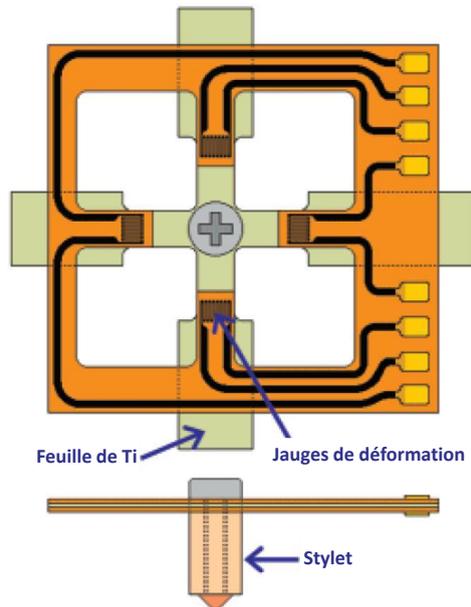


FIGURE 1.17: Capteur 3 axes (4-8 jauges) issu de [85].

comme montré sur la figure 1.18. Il a exploré différentes formes de membranes et différentes configurations de placements des piézorésistances. Il rend compte de sensibilités de $0,8 \text{ mV/V/mN}$ pour la force normale et de $2,57 \text{ mV/V/mN}$ pour la force de cisaillement avec des dispositifs ayant une taille globale de $6,5 \text{ mm} \times 6,5 \text{ mm}$ et dont les piézorésistances sont placées longitudinalement sur la membrane.

Capteurs piézorésistifs avec un dôme On peut relever une deuxième catégorie de capteurs piézorésistifs : des capteurs ne comprenant non pas un styler mais un dôme solide [13] [9] [71] [137]. En 2000, Mei *et al.* [95] a développé un capteur tactile qui comprend quatre cellules de dé-

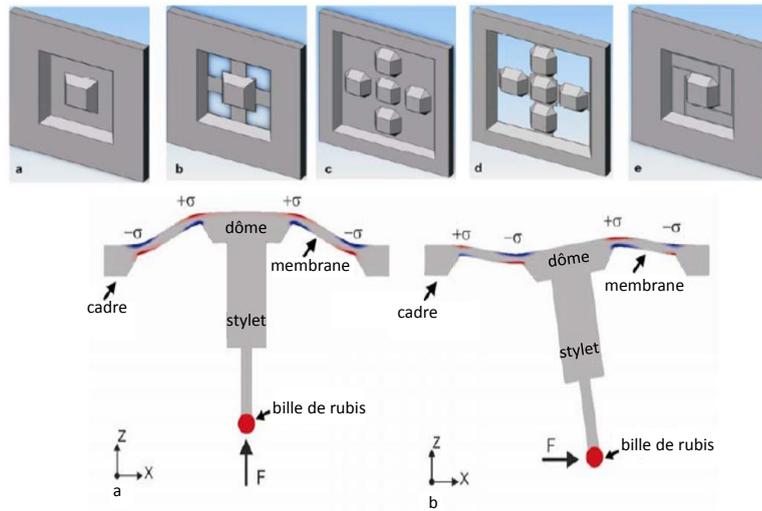


FIGURE 1.18: Capteur 3 axes (16 jauges) issu de [131].

tection. Chaque cellule compte huit piézorésistances et présente une réponse indépendante et linéaire pour les trois composantes de la force appliquée. La composition de capteur est présentée sur la figure 1.19. D'autres dispositifs

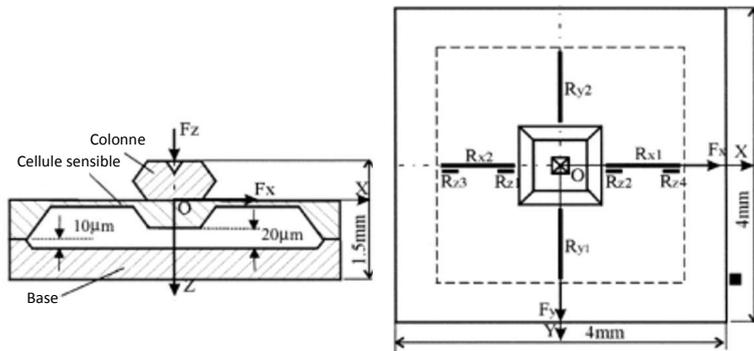


FIGURE 1.19: Capteur tactile 3D issu de [95].

sur le même principe de fonctionnement ont ensuite été développés, principalement pour être utilisés comme capteurs tactiles [59] [113] [134] [86] [57] [15] [129].

Autres capteurs piézorésistifs Il existe également de très nombreux capteurs piézorésistifs avec une structure différente et ne présentant ni stylet ni dôme. Parmi eux, on compte un grand nombre de dispositifs basés sur une configuration en croix : une plateforme centrale sur laquelle s'applique la force à mesurer est entourée de 4 poutres (souvent en silicium) sur

lesquelles on trouve les jauges piézorésistives permettant d'obtenir une image de la force [66] [65] [10] [110] [67] [41]. La figure 1.20 présente la structure d'un de ces capteurs [67], un capteur 3 axes à 12 jauges. Les autres capteurs se différencient par le nombre de jauges et leur emplacement sur les poutres. D'autres présentent une structure différente afin d'être intégré à l'extrémité

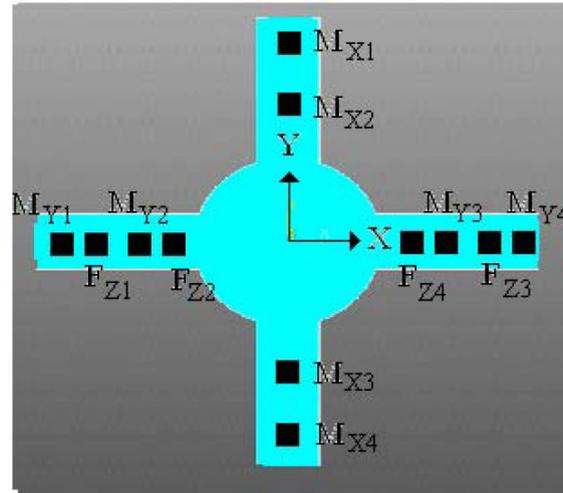


FIGURE 1.20: Disposition des piézorésistances sur les poutres pour le capteur 3 axes issu de [110] [80] [130] [32].

des doigts d'un préhenseur [141] [84] ou encore sur un levier d'AFM [38] [55] [106].

Enfin, on peut citer un dispositif avec des propriétés particulièrement intéressantes, développé récemment par Estevez *et al.* [51]. Il s'agit d'un capteur 6 axes de micro-forces et couples avec des éléments de détection piézorésistifs intégrés dans une micro-structure partiellement asymétrique. Une structure d'étalonnage est intégrée au dispositif, comme on peut le voir sur la figure 1.21. Avec des dimensions totales de $3\text{ mm} \times 1,5\text{ mm} \times 0,03\text{ mm}$ et une première fréquence de résonance à 4500 Hz, le capteur 6 DDL atteint une plage de mesure de 4-30 mN en forces et de 4-50 $\mu\text{N.m}$ en couples.

Technologies émergentes Une première idée pour atteindre de meilleures performances avec ce type de technologie est de modifier les caractéristiques des poutres en changeant le matériau ou la géométrie. Citons par exemple, le capteur de Jordan *et al.* [68], qui est le même modèle que celui de Tibrewala *et al.* [131] (décrit plus haut dans le paragraphe 1.2.1.1) mais avec une structure en SU-8 (résine photosensible négative) au lieu de silicium afin d'obtenir des raideurs plus faibles. On trouve également des

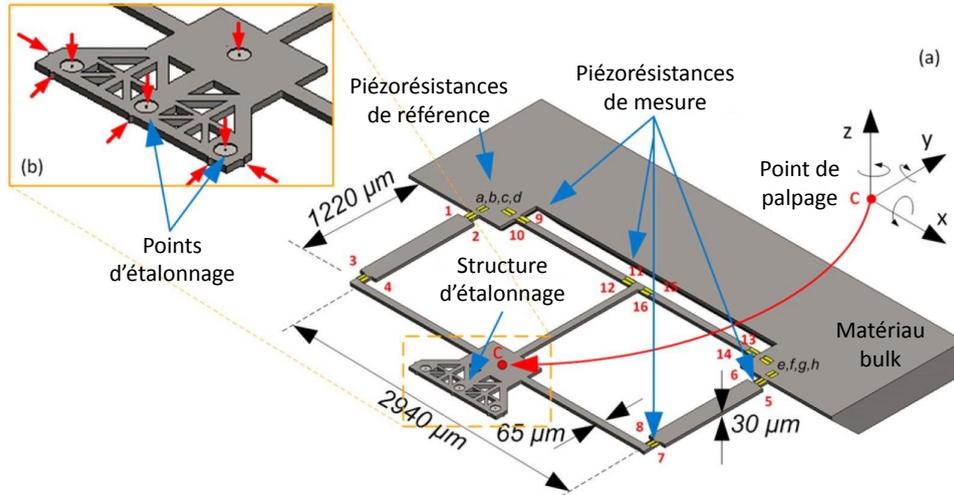


FIGURE 1.21: Capteur 6 axes issu de [51].

capteurs utilisant des piézorésistances en Nickel Chrome [100] [91]. D'autres réalisations comportent des jauges ou des poutres suspendues afin d'obtenir de plus grandes sensibilités [127] [116] [140]. La figure 1.22 issue des travaux de Wei *et al.* [140] illustre l'intérêt des jauges suspendues par rapport aux réalisations classiques. La cavité sous la poutre de silicium suspendue donne une géométrie non symétrique le long de la direction y , et génère donc un renforcement local de la contrainte mécanique à l'intérieur de la poutre suspendue. Ceci conduit alors à une amélioration de la sensibilité. Wei *et al.* rapporte en effet, qu'avec ce concept, une augmentation de 120 % de la sensibilité du levier de détection de force par rapport à une piézorésistance conventionnelle a été mesurée sur un dispositif test (un levier comprenant les deux types de jauges).

Un autre développement récent pour améliorer la sensibilité des capteurs de force est de s'intéresser à d'autres types de jauges en utilisant par exemple des piézorésistances basées sur des nanotubes de carbone (NTC). Le capteur développé par Cullinan *et al.* [40] se compose de poutres flexibles qui sont utilisés pour mesurer des forces hors-plan et un couple. Dans cette conception, plusieurs nanotubes de carbone sont placés dans un réseau parallèle de résistances sur les poutres flexibles, comme on peut le voir sur la figure 1.23. Les jauges basées sur des nanotubes de carbone présentent des avantages. Tout d'abord, elles ont un facteur de jauge meilleur que la plupart des jauges en silicium. De plus, elles ne souffrent pas de la dépendance directionnelle associée à des capteurs de silicium monocristallin.

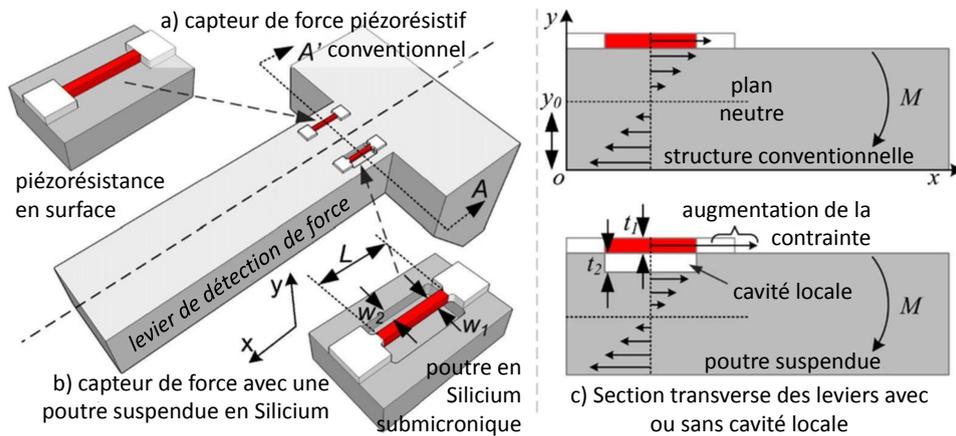


FIGURE 1.22: Schéma d'un levier de capteur de force avec (a) une piézorésistance conventionnelle et (b) une poutre de silicium suspendue ; (c) répartition des contraintes sur leurs sections transverses verticales [140].

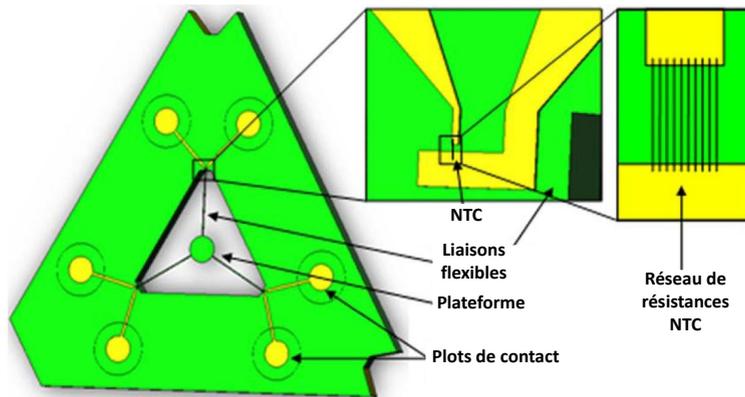


FIGURE 1.23: Capteur MEMS multi-axes avec des jauges de contraintes basées sur des nanotubes de carbone [40].

Les avantages des capteurs piézorésistifs :

- petite taille ;
- haute sensibilité ;
- faible hystérésis ;
- haute fréquence de résonance ;
- de très bonnes résolutions peuvent être atteintes ;
- flexibilité (les jauges peuvent être intégrées dans de nombreux types de structures différentes).

Leurs principaux inconvénients :

- dérive en fonction de la température ;
- anisotropie.

Pour conclure cette vaste revue des capteurs de force à jauges piézorésistives, on peut voir que le principe des capteurs avec un stylet est la technologie la plus utilisée pour concevoir des capteurs 3DDL mais que l'on ne trouve pas ou très peu de capteurs 6DDL. Le principe des capteurs piézorésistifs à dôme est, quant à elle, la technologie la plus utilisée pour réaliser des capteurs de force 3 DDL tactiles mais il y a également très peu de capteurs 6DDL. Cependant les jauges piézorésistives permettent de réaliser de nombreux autres types de capteurs (sans stylet ni dôme), car elles peuvent facilement être placées sur diverses structures mécaniques. On trouve alors dans cette troisième catégorie de nombreux capteurs 6 DDL. Les dernières avancées se tournent vers de nouveaux types de jauges ou des poutres ou membranes suspendues afin d'améliorer la sensibilité des capteurs.

1.2.1.2/ CAPTEURS À RIGIDITÉ TRÈS ÉLEVÉE

Capteurs fréquentiel La plupart des capteurs fréquentiels repose sur un résonateur actionné (le plus souvent par un actionneur piézoélectrique, des peignes électrostatiques ou un actionneur magnétique) sur lequel on observe un décalage de fréquence de résonance quand une contrainte est appliquée sur le résonateur comme l'illustrent les figures 1.24. C'est le cas par exemple de [97] [52] [119] [92].

D'autres capteurs reposent sur des diapasons à quartz (quartz tuning forks) [44] [136] [4] comme illustré sur la figure 1.25. Un capteur nommé Kolibri, reposant sur ce même principe a récemment été commercialisé par la société suisse SPECS.

Enfin, on peut citer le système de mesure de force développé au LNE-Cnam [74]. Il repose sur l'effet photoélastique (biréfringence induite) dans un laser monolithique à Nd-YAG. Cet effet est obtenu à partir d'une contrainte mécanique appliquée verticalement sur un cristal photoélastique qui joue à la fois le rôle de résonateur optique et de milieu amplification d'un laser (voir figure 1.26). En utilisant le cristal dans son domaine d'élasticité, la biréfringence induite est proportionnelle à l'intensité de la contrainte mécanique appliquée. L'effet photoélastique dans le laser se traduit par une différence entre les fréquences associées aux deux polarisations orthogonales du même mode laser. Cet écart de fréquence est mesurable avec une grande exactitude par la technique de battement de fréquences. La plage de force qui peut être utilisée pour charger mécaniquement le cristal (établissement de la contrainte mécanique) dépend de la nature du cristal et de sa taille.

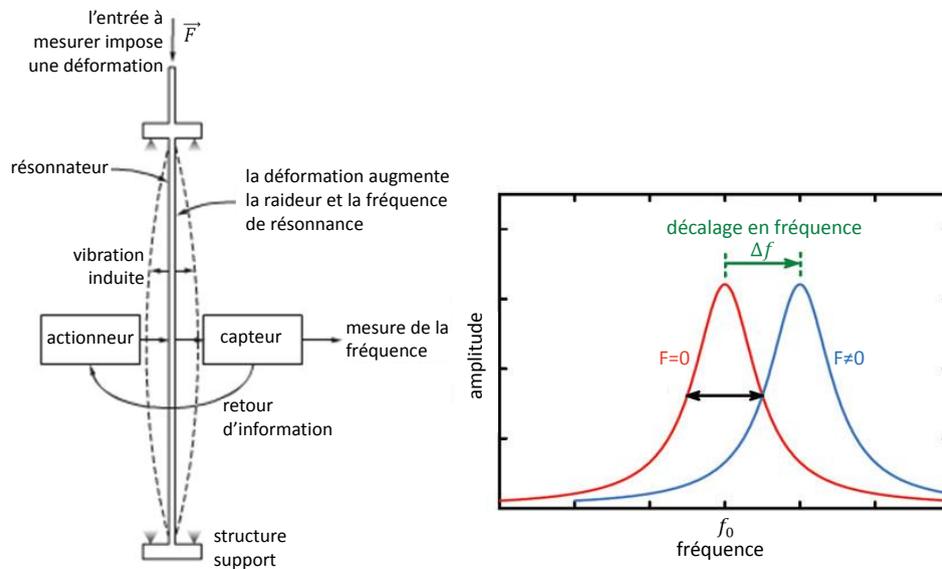


FIGURE 1.24: Principe de mesure par résonance [5].

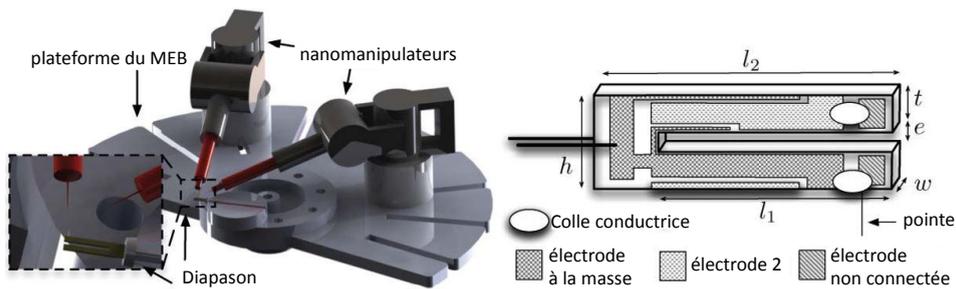


FIGURE 1.25: Principe d'un capteur basé sur un diapason à quartz [4].

Les capteurs fréquentiels ont une haute sensibilité mais sont utilisés uniquement en mesure mono DDL.

1.2.1.3/ CAPTEURS BASÉS SUR LE DÉPLACEMENT D'UNE MASSE SISMIQUE RIGIDE

Les capteurs de micro et nanoforce basés sur le déplacement d'une masse sismique rigide sont en nombre très restreint. Parmi eux, on peut citer les travaux de Y. Fujii [54] sur la réalisation d'un capteur de force avec une plage de mesure de quelques millinewtons et basé sur le déplacement d'une masse mobile d'un roulement pneumatique. La masse est de 21,17 g et la résolution en force est estimée à 0,5 μN . Un autre capteur de ce type est le

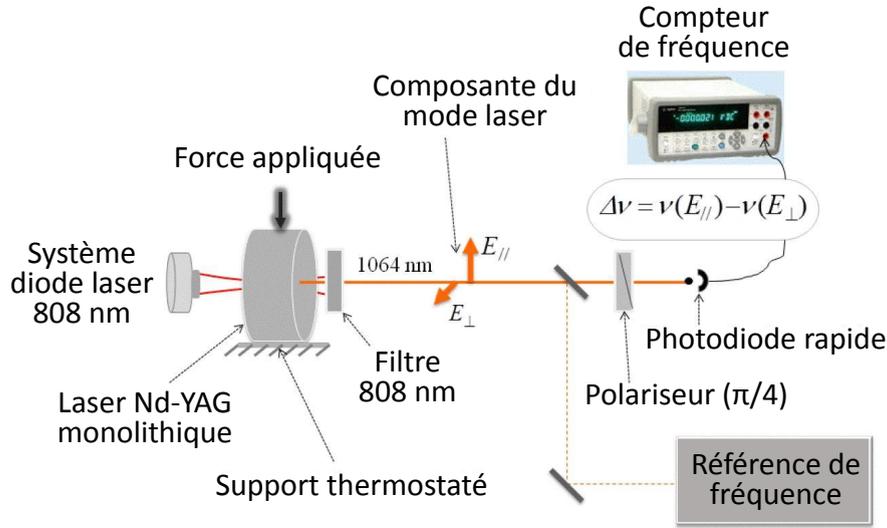


FIGURE 1.26: Système de mesure de force fondé sur l'effet photoélastique développé au LNE-Cnam [74].

capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique développé par l'équipe Specimen de Femto-ST [26] [108] [105] qui repose sur l'utilisation de ressorts magnétiques passifs et d'une masse sismique rigide en lévitation (ce capteur sera présenté plus en détails dans le chapitre 4). Dans le même ordre d'idées, on peut citer un autre dispositif basé sur l'utilisation de ressorts magnétiques à savoir les versions passives du capteur de micro et nanoforce par flottaison magnétique [34] [33] (voir figure 1.27). La masse sismique rigide est une plateforme rectangulaire de quelques centimètres carrés en flottaison, les ressorts magnétiques passifs permettent, comme pour le capteur par lévitation, d'obtenir une position d'équilibre stable. Il est possible de mesurer des forces dans le plan horizontal ainsi que le couple vertical associé. L'étendue de mesure des forces varie entre $\pm 100 \mu\text{N}$ avec une résolution de l'ordre de la dizaine de nanonewton.

Les avantages de ce type de capteurs :

- faible hystérésis ;
- faible dérive ;
- réponse linéaire ;
- robuste.

Leurs principaux inconvénients :

- champs mesuré dans une ou deux directions seulement (difficulté à mettre en œuvre pour un capteur multi-DDL) ;
- sensible aux champs parasites et aux perturbations mécaniques.

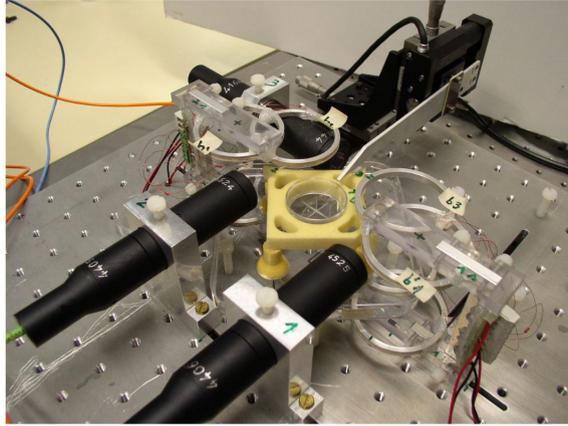


FIGURE 1.27: Dispositif expérimental de mesure de micro et nanoforce par flottaison magnétique issu de [34].

1.2.2/ LES CAPTEURS DE FORCE ACTIFS

Comme on a pu le voir précédemment, la force à mesurer est le plus souvent convertie en une modification de longueur ou de hauteur d'un matériau, l'élément ressort (capteur passif). La modification géométrique est ensuite mesurée par l'un des mécanismes de détection mentionnés dans la partie précédente 1.2.1. Parfois, l'élément de capteur et l'élément de ressort ne peuvent être distingués, à savoir l'élément de détection lui-même est également l'élément de ressort. Par exemple, dans les capteurs de force piézoélectriques, le cristal déformé supporte la charge et fournit simultanément le signal de sortie. Cependant, il existe une autre catégorie de capteurs appelés capteurs actifs. Ceux-ci mesurent des efforts sans déformation ou sans déplacement grâce à un contrôle actif utilisant des forces de rappel (électromagnétiques, électrostatiques ou encore mécaniques). Ces capteurs se basent sur le principe de la balance, l'idée étant de contrôler une grandeur $u(t)$ de façon à l'opposer à la grandeur à mesurer $e(t)$ pour maintenir le signal de sortie $s(t)$ à « zéro » (voir figure 1.28). Ce type de capteur induit nécessairement une complexité supplémentaire du fait que le dispositif intègre à la fois un capteur et un actionneur mais aussi parce qu'il nécessite un asservissement de la grandeur d'opposition pour fonctionner. En terme de réalisations, ces capteurs de force actifs se différencient principalement par les types de capteurs et d'actionneurs utilisés. Dans la littérature, on retrouve principalement quatre types de capteurs de force asservis :

- les SFA (Surface Force Apparatus) [63] [122] [30] ;
- les IFM (Interfacial Force Microscope) [23] [69] ;
- les capteurs de force par flottaison magnétique [33] ;

- les capteurs asservis : magnétique [56], capacitifs [124] [96] ou encore piezoélectriques [115]. Dans ce dernier exemple, illustré par la figure 1.29, il s'agit d'un capteur avec une structure de poutre composite en "sandwich" : la couche supérieure en PVDF agit comme un actionneur, la couche du milieu est une poutre support en polyester et la couche PVDF du dessous permet la détection.

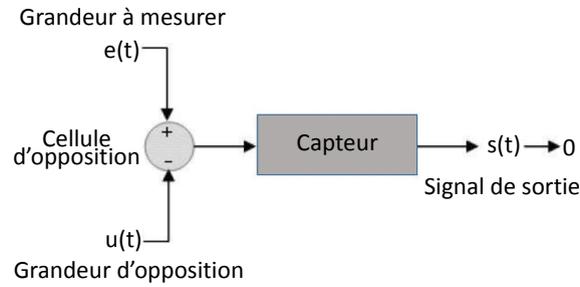


FIGURE 1.28: Principe de mesure d'un capteur de force actif [5].

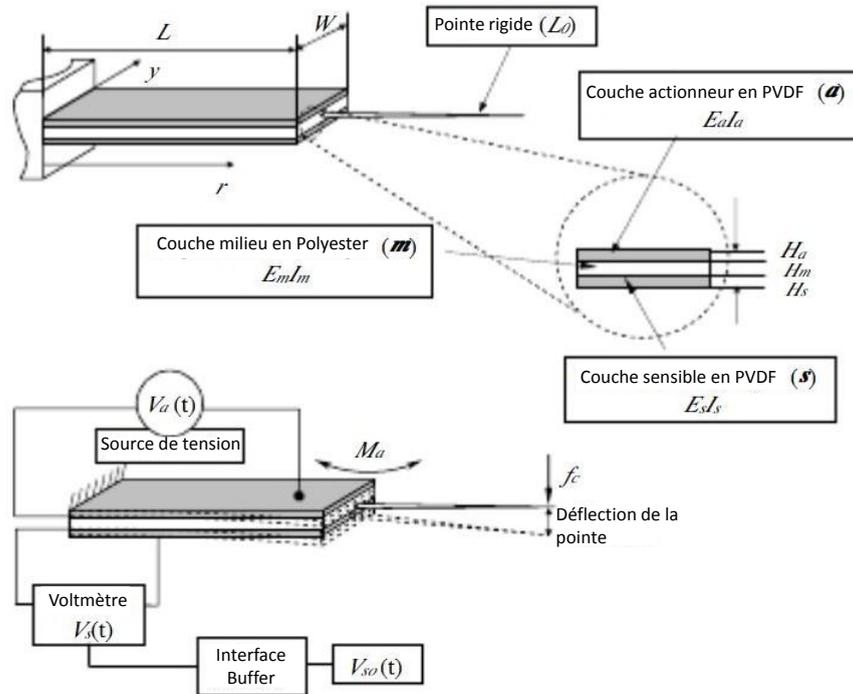


FIGURE 1.29: Illustration de la composition de la poutre du capteur actif issu de [115].

piézorésistances (intégrées dans le silicium) sont disposées dans une configuration en demi-pont de Wheatstone actif. En raison de la grande rigidité du capteur, une grande plage de force peut être atteinte : 0,1 N (dans la direction z) et 1 N (dans les directions x et y) au détriment de la résolution en force. Il présente également une gamme de couple de 300 N. μ m (dans la direction z) et 30 N. μ m (dans les directions x et y). Ce genre de structure avec une plate-forme centrale entourée de quatre poutres est plus adapté à notre application que des membranes avec stylet car le couplage réciproque est plus faible (un maximum de 4% est atteint par les auteurs de [41]). Toutefois, en raison de la rigidité axiale élevée du capteur dans les directions x et y , la sensibilité et la résolution restent faibles du fait des déplacements axiaux limités [11]. Par ailleurs, le nombre de piézorésistances est élevé et conduit à une plus grande complexité pour le conditionnement du signal. Une solution pour obtenir une plus grande sensibilité tout en réduisant le nombre de jauges de déformation est d'augmenter la déformation et donc le déplacement de la plateforme centrale.

Une structure intéressante permettant d'y parvenir est celle développée par Kim Gab Soon et al. [77]. Comme montré sur la figure 1.31, il s'agit d'un

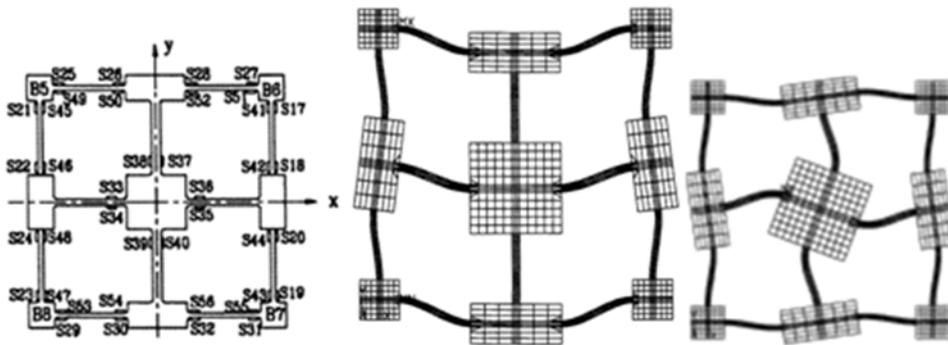


FIGURE 1.31: Capteur de Kim Gab Soon [77].

capteur à six composantes de moment et de force, qui utilise un design en croix centrale, entourée de huit autres poutres permettant de mesurer les translations. Vingt-quatre jauges de contrainte sont collées sur la surface des poutres. Ce capteur, de taille imposante (dimensions centimétriques), est fabriqué par usinage mécanique traditionnel et d'une structure compliant sur laquelle sont reportées des jauges métalliques. Par conséquent, à la fois sa gamme de force (jusqu'à 100 N) et sa faible sensibilité ne sont clairement pas adaptés à la mesure de micro ou nanoforces.

À la lumière des différentes solutions présentées, il est alors raisonnable de penser qu'en combinant la structure compliant de Soon avec la technologie

1.4. CONCLUSION

de détection piézorésistive et le procédé de fabrication de Dao il devrait être possible de concevoir un capteur multi-axes pour nanotribomètre caractérisé par de grands déplacements de la plateforme centrale, des hautes sensibilités et des couplages réciproques acceptables.

1.4/ CONCLUSION

Ce premier chapitre met en lumière les enjeux de la micromanipulation dextre et la nécessité d'un nouveau dispositif pour caractériser le contact doigt/objet. L'étude des dispositifs déjà existants dans la littérature nous a permis de sélectionner une technologie de mesure de force adaptée à notre type d'application. Le chapitre suivant présentera le cahier des charges et le principe de fonctionnement de notre capteur multi-axes puis portera sur la détermination des caractéristiques du capteur (dimensions, matériaux, etc.) permettant de répondre à notre cahier des charges.

AMÉLIORATION DU DESIGN DU CAPTEUR

Après la détermination, dans le chapitre 1, d'un principe de mesure adapté au cadre de notre application, nous allons maintenant exposer le cahier des charges et le principe de fonctionnement du dispositif réalisé lors de cette thèse. Nous détaillerons ensuite le choix en termes de conception qu'il est possible d'apporter à ce design. Ces choix impliquant notamment de définir :

- (i) la meilleure orientation cristallographique pour le matériau constituant la structure compliant,*
- (ii) le type, la taille, l'orientation et la position des jauges piezoresistives.*

En outre, une étude des couplages réciproques résiduels sera réalisée en simulation afin de trouver les meilleures dimensions pour le capteur complet afin d'obtenir un niveau de performance suffisant par rapport aux applications du capteur. Notons que dans la suite, les termes "optimisation" et "optimal" font référence à une démarche d'amélioration de conception via des compromis entre différents critères afin d'obtenir un niveau de performance jugé suffisant.

Sommaire

2.1 Cahier des charges et principe de fonctionnement du capteur	37
2.1.1 Performances attendues du capteur	37
2.1.2 Principe de fonctionnement	37
2.2 Optimisation de l'orientation cristallographique de la structure compliant	42
2.3 Optimisation des jauges piezoresistives	43
2.3.1 Position et taille des jauges	43

2.3.2	Orientation et type des jauges	46
2.4	Simulation du comportement du capteur	49
2.4.1	Étude des couplages réciproques	50
2.4.2	Optimisation du design du capteur	52
2.4.3	Caractéristiques du capteur final	56

2.1/ CAHIER DES CHARGES ET PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT DU CAPTEUR

2.1.1/ PERFORMANCES ATTENDUES DU CAPTEUR

Comme expliqué plus haut, du fait de leurs principes de fonctionnement, les nanotribomètres du commerce sont limités à la mesure 2 DDL, avec un couplage possible qui ne peut être ni connu, ni contrôlé. Notre nouveau capteur, conçu pour une application en nanotribologie, doit, lui, être capable de mesurer simultanément des forces, des moments et des couples. La capacité à mesurer des couples et des moments donne la possibilité d'accéder à toutes les composantes de friction et surtout à leur découplage sous forme de composantes de glissement, de roulement et de pivotement. Comme chaque mesure de force doit avoir un comportement linéaire et découplé, le couplage réciproque doit être connu (au moins en valeur maximale) et aussi faible que possible.

Le capteur doit également être capable d'accueillir des billes de différents diamètres utilisées classiquement dans des tests tribologiques. Enfin, la force normale (resp. tangentielle) doit pouvoir atteindre 1 mN (resp. 100 μ N) avec une résolution de 1 μ N (resp. 0,1 μ N), caractéristiques actuellement nécessaires dans le domaine de la micro-manipulation dextre. Une dernière contrainte importante consiste à pouvoir réaliser des mesures in situ dans un Microscope Électronique à Balayage (MEB). Ce capteur devra donc être fonctionnel aussi bien en environnement ambiant que sous vide à 10^{-6} mbar. Pour répondre à ces attentes, nous nous orientons vers une technologie MEMS pour réaliser ce capteur.

2.1.2/ PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT

Pour répondre au cahier des charges, le capteur étudié dans ce mémoire sera composé d'une plateforme centrale entourée d'une table compliant (voir figure 2.1) : quatre poutres en croix (en rose sur la figure) autour de la plateforme centrale (en gris) sont maintenues par 16 poutres supplémentaires (en vert) qui, formeront une table périphérique permettant d'obtenir de plus grands déplacements. L'ajout de cette table compliant présentera un avantage par rapport aux capteurs en croix classiques (cf. ref [65] [41] [110] [67]). En effet, elle nous permettra d'obtenir des sensibilités bien plus élevées tout en réduisant le nombre de jauges, en augmentant les déformations (et donc la capacité de déplacement), comme nous pourrons le vérifier dans ce chapitre.

La figure 2.1 montre la structure multi-poutres et la position des 8 jauges

de déformation (représentées en orange sur la figure et notées dans la suite G_1, \dots, G_8). Les 4 paires de jauges sont placées symétriquement à la base de chacune des 4 poutres centrales. La bille formant l'élément frottant contre la surface à étudier sera fixée sur la plateforme centrale. Deux jauges supplémentaires seront ajoutées à l'extérieur de la structure afin de compenser l'influence de la température.

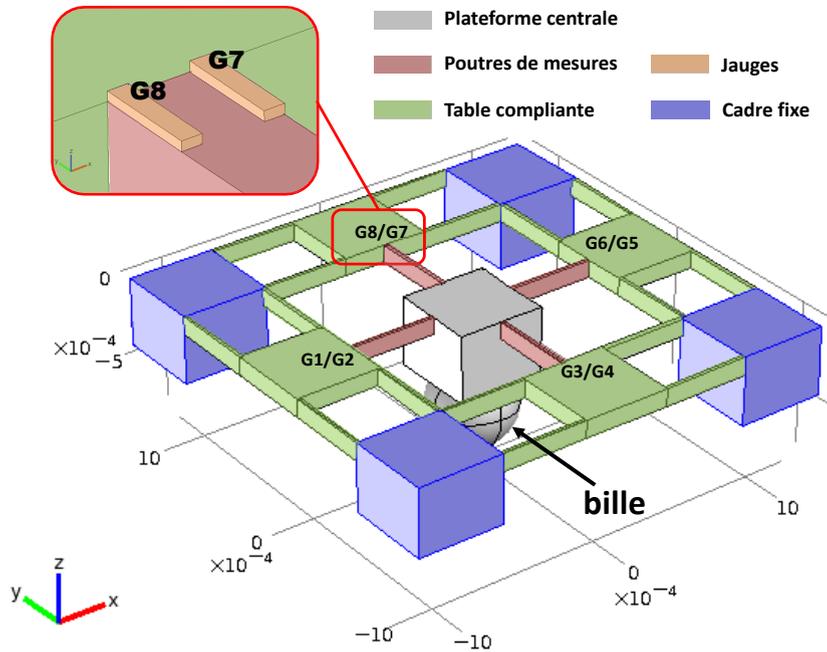


FIGURE 2.1: Architecture du capteur de force multi-axes.

Afin d'expliquer le principe de détection du capteur, nous allons tout d'abord nous intéresser à une des poutres centrales, isolée pour l'occasion et présentée sur la figure 2.2. On rappelle que l'effet piezorésistif est un phénomène pour lequel la résistivité électrique d'un matériau change en fonction de la contrainte mécanique induite dans le matériau en raison du déplacement imposé dans le corps d'épreuve (dans notre cas une poutre encastree-libre). Ainsi, on appelle :

- F_x, F_y, F_z et C_z les sollicitations appliquées (forces et couple) ;
- M_x et M_y les moments induits par ces forces.

Les composantes mesurées (ou estimées) sont désignées avec un chapeau :

- \widehat{F}_x et \widehat{F}_y (forces tangentielles qui correspondent au glissement) ;
- \widehat{F}_z (force normale) ;
- \widehat{M}_x et \widehat{M}_y (moments correspondant au roulement) ;
- \widehat{C}_z (couple correspondant au pivotement).

2.1. CAHIER DES CHARGES ET PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT DU CAPTEUR

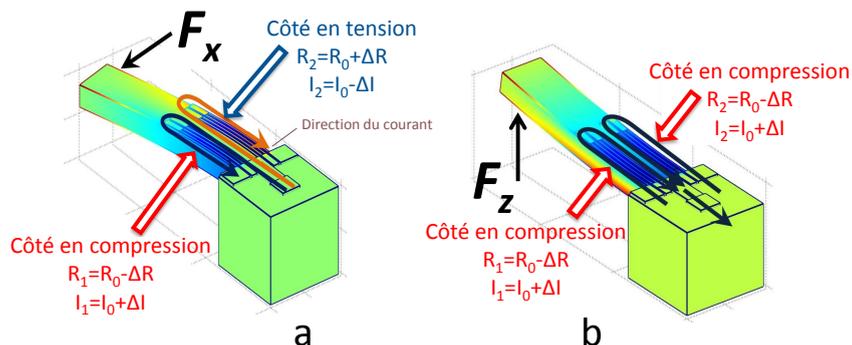


FIGURE 2.2: Principe de fonctionnement de la méthode de mesure basée sur l'effet piézorésistif (a : force latérale, b : force normale).

Comme illustré sur la figure 2.2, notons I_1 et I_2 les courants électriques dans les jauges 1 et 2, tandis que R_1 et R_2 sont respectivement les résistances électriques des jauges 1 et 2.

Dans le cas d'une sollicitation F_x dans le plan horizontal (figure 2.2 a), les variations de courant (resp. résistance) de la jauge 1 qui est soumise à une contrainte de compression peuvent être données par les équations :

$$I_1 = I_0 + \Delta I \quad (2.1)$$

$$R_1 = R_0 - \Delta R \quad (2.2)$$

où, I_0 (resp. R_0) sont les valeurs initiales des courants (resp. résistances) au repos (sans aucune contrainte appliquée sur les jauges) et ΔI (ΔR) est la variation de courant (resp. résistance) due à l'influence de la contrainte. Le signe de ΔI et ΔR dépend du type de dopant du matériau piézorésistif.

Toujours pour une sollicitation F_x , la jauge 2 est, quant à elle, soumise à une contrainte en tension. Les variations de courant (resp. résistance) peuvent alors être données par les équations :

$$I_2 = I_0 - \Delta I \quad (2.3)$$

$$R_2 = R_0 + \Delta R \quad (2.4)$$

Nous voyons alors qu'une force tangentielle induit des contraintes antagonistes de part et d'autre de la poutre (voir la figure 2.2 a). Les deux jauges ont une variation de résistance opposée. La différence entre les deux variations de résistance des deux jauges peut ainsi être utilisée pour augmenter la sensibilité de mesure, comme décrit dans cette relation :

$$R_1 - R_2 = R_0 + \Delta R - (R_0 - \Delta R) = 2\Delta R \quad (2.5)$$

De la même manière, quand une force normale au plan horizontal (Fz) est appliquée sur la poutre (voir la figure 2.2 b), les jauges sont soumises à la même contrainte en compression ou en tension selon le signe de Fz . On a alors la même variation de résistance dans les deux jauges (en considérant le cas idéal où les jauges ont le même comportement électrique). La somme des résistances est de ce fait utilisée pour amplifier la variation de résistance :

$$R_1 + R_2 = R_0 + \Delta R + (R_0 + \Delta R) = 2\Delta R + 2R_0 \quad (2.6)$$

Ainsi, la somme (resp. différence) des signaux des deux jauges peut être utilisée pour mesurer la force normale (resp. latérale).

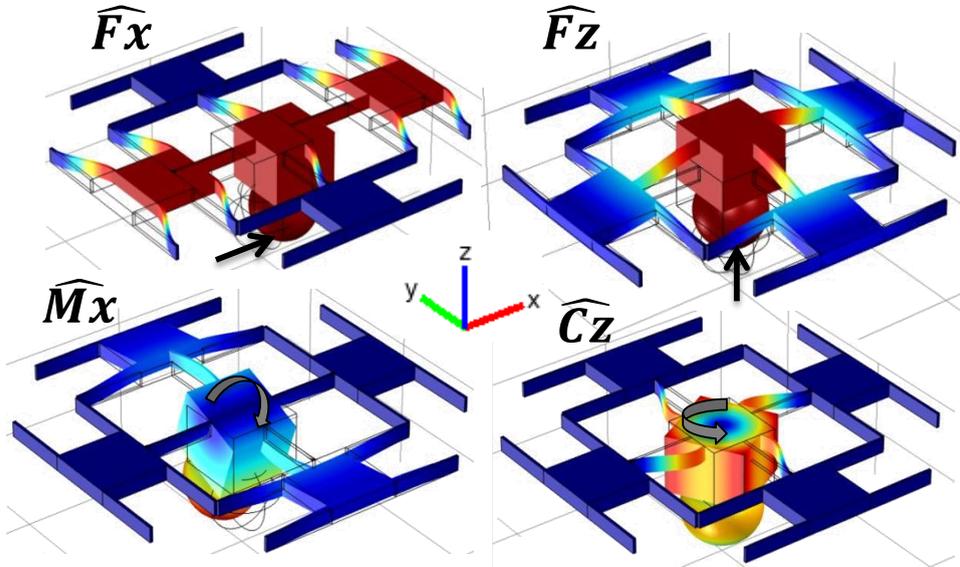


FIGURE 2.3: Capteur soumis à des sollicitations F_x , F_z , M_x et C_z .

En appliquant le même raisonnement sur le capteur complet les résultats obtenus sur chaque paire de jauges des poutres centrales sont sommés. L'ensemble est résumé en figure 2.3 et dans le tableau 2.1. À titre d'exemple, les forces tangentielles \widehat{F}_y , \widehat{F}_z et le moment \widehat{M}_x sont évaluées en utilisant ces formules déduites des signes (+) et (-) figurant dans le tableau 2.1 :

$$\widehat{F}_y \equiv \Delta R_{G1} - \Delta R_{G2} - \Delta R_{G5} + \Delta R_{G6} = 4\Delta R_{\widehat{F}_y} \quad (2.7)$$

$$\widehat{F}_z \equiv \sum_{k=0}^8 \Delta R_{Gk} = 8\Delta R_{\widehat{F}_z} \quad (2.8)$$

2.1. CAHIER DES CHARGES ET PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT
DU CAPTEUR

	G1	G2	G3	G4	G5	G6	G7	G8	Combinaison des sollicitations					
									$/\widehat{F}_x$	$/\widehat{F}_y$	$/\widehat{F}_z$	$/\widehat{M}_x$	$/\widehat{M}_y$	$/\widehat{C}_z$
\widehat{F}_x	-	-	-	+	+	+	+	-	0	0	0	0	≠0	0
\widehat{F}_y	+	-	-	-	-	+	+	+	0	0	0	≠0	0	0
\widehat{F}_z	+	+	+	+	+	+	+	+	0	0	0	0	0	0
\widehat{M}_x	-	+	-	-	+	-	+	+	0	≠0	0	0	0	0
\widehat{M}_y	+	+	-	+	-	-	+	-	≠0	0	0	0	0	0
\widehat{C}_z	-	+	-	+	-	+	-	+	0	0	0	0	0	0

TABLEAU 2.1: Variation de résistance dans les jauges (les plus petits symboles représentent une plus faible variation que les autres) pour des sollicitations indépendantes et leurs différentes combinaisons entraînant des couplages possibles.

$$\widehat{M}_x \equiv -\Delta R_{G3} - \Delta R_{G4} + \Delta R_{G7} + \Delta R_{G8} = 4\Delta R_{\widehat{M}_x} \quad (2.9)$$

Il est à noter que de plus petites variations de résistance dans les jauges (notées par la suite δ au lieu de Δ) peuvent apparaître dans certains cas et viennent s'ajouter à la variation principale Δ . Par exemple, pour une force \widehat{F}_y et un moment \widehat{M}_x , ces variations moins grandes sont :

$$4\delta R_{\widehat{F}_y} = -\delta R_{G3} - \delta R_{G4} + \delta R_{G7} + \delta R_{G8} \quad (2.10)$$

$$4\delta R_{\widehat{M}_x} = -\delta R_{G1} + \delta R_{G2} + \delta R_{G5} - \delta R_{G6} \quad (2.11)$$

Comme montré dans le tableau 2.1, qui résume les réponses des jauges soumises à des sollicitations indépendantes et leurs différentes combinaisons entraînant des couplages possibles, la structure compliant et la position des 8 jauges permettent de découpler complètement certaines composantes (\widehat{F}_z , \widehat{C}_z). Cependant, un couplage réciproque entre certaines autres composantes existe. Ces couplages sont définis dans la partie droite du tableau 2.1. Par exemple, le couplage de \widehat{F}_y par rapport \widehat{M}_x (qui est l'erreur commise sur la mesure de \widehat{F}_y quand il y a un moment \widehat{M}_x , erreur notée dans la suite $\widehat{F}_y/\widehat{M}_x$) est une valeur non nulle. Ceci est dû au fait que les mêmes jauges sont déformées de la même façon pour les deux sollicitations (voir par exemple les relations (2.7) et (2.11)). Des simulations numériques décrites dans la section 2.4 vont nous permettre d'étudier et de trouver la meilleure géométrie pour le capteur afin de limiter ces couplages réciproques résiduels.

2.2/ OPTIMISATION DE L'ORIENTATION CRISTALLOGRAPHIQUE DE LA STRUCTURE COMPLIANTE

La partie mécanique est fabriquée en utilisant les technologies de microfabrication du silicium. En effet, ce matériau peut être facilement muni de jauges piézorésistives et sa facilité d'usinage en salle blanche permet d'obtenir une structure ayant une raideur relativement faible. Comme le silicium est un matériau hautement anisotrope, les propriétés mécaniques de la structure vont dépendre de l'orientation cristallographique du matériau choisi.

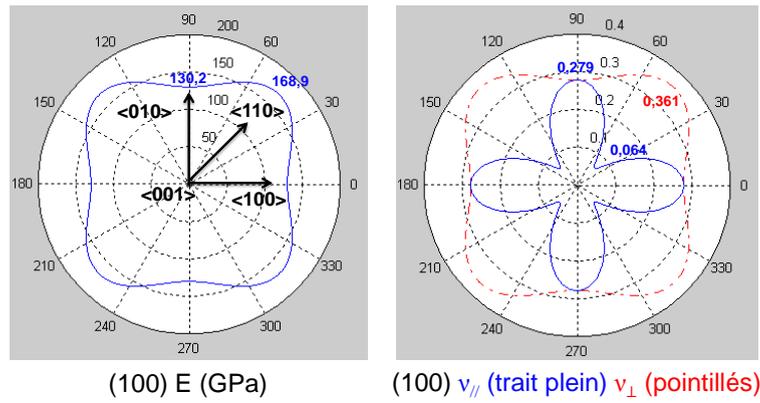


FIGURE 2.4: Module d'Young E et module de Poisson ν pour un wafer (100) [78].

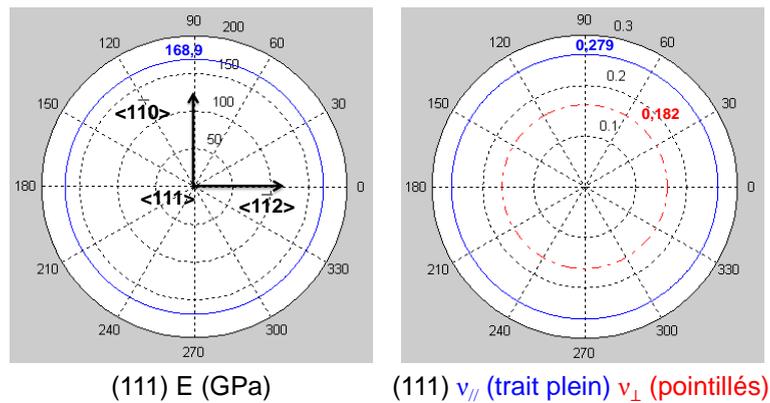


FIGURE 2.5: Module d'Young E et module de Poisson ν pour un wafer (111) [78].

Un critère pour le choix de l'orientation ((100) ou (111)) est d'obtenir un module d'Young le plus faible possible afin d'augmenter la sensibilité du

2.3. OPTIMISATION DES JAUGES PIEZORESISTIVES

capteur tout en réduisant sa raideur [68]. Les figures 2.4 et 2.5 tirées de [78] présentent les modules d'Young et coefficients de Poisson pour différentes orientations. Bien que les modules d'Young des deux orientations considérées restent dans le même ordre de grandeur, il apparait que le module d'Young et le coefficient de Poisson sont clairement indépendants des directions cristallographiques du dispositif pour le silicium (111). Pour cette orientation cristallographique, le module d'Young est isotrope de valeur 168,9 GPa, quelle que soit la direction cristallographique et le module de Poisson a une valeur constante $\nu_{//}$ égale à 0,262 pour les plans parallèles à (111), et une valeur constante ν_{\perp} égale à 0,182 pour les plans perpendiculaires à (111) [78].

Ainsi, un capteur fabriqué en utilisant du silicium (111) sera moins sensible à l'orientation de la structure compliant du dispositif par rapport aux directions cristallographiques. Par ailleurs, comme moins de restriction sont ainsi imposées au design du masque par rapport à l'orientation cristallographique, l'étape de conception devient également beaucoup plus simple à réaliser [78].

2.3/ OPTIMISATION DES JAUGES PIEZORESISTIVES

Cette section explique les choix faits concernant les jauges piézorésistives, notamment leur position sur la structure mécanique (en termes de contrainte-déformation), leur taille, leur type et leur orientation (en termes de sensibilité électrique). Pour profiter de l'expérience solide en matière de micro-usinage du silicium en salle blanche, nous avons choisi ce matériau piézorésistif pour réaliser les jauges.

2.3.1/ POSITION ET TAILLE DES JAUGES

Une jauge étant sensible à la déformation de son corps d'épreuve, nous nous intéressons à la distribution de la contrainte le long des différents axes sur la surface de la poutre afin de déterminer la meilleure position pour les jauges. Pour cette étude, le logiciel COMSOL Multiphysics 4.1 a été utilisé pour comparer les contraintes et déformations le long de la ligne A définie sur la figure 2.6 pour différentes valeurs de δ_x et δ_y . Le module "Structural Mechanics" ("linear elastic model") est utilisé dans ce but et un maillage tétraédrique est réalisé (éléments à trois nœuds). Afin de limiter le temps de calcul, les parties fixes ne sont pas modélisées : les extrémités des poutres de la structure compliant sont directement fixées avec les conditions aux limites de COMSOL comme le montre la figure 2.7. Le maillage est raffiné autour des jauges afin de limiter l'erreur due à la discrétisation. Le maillage

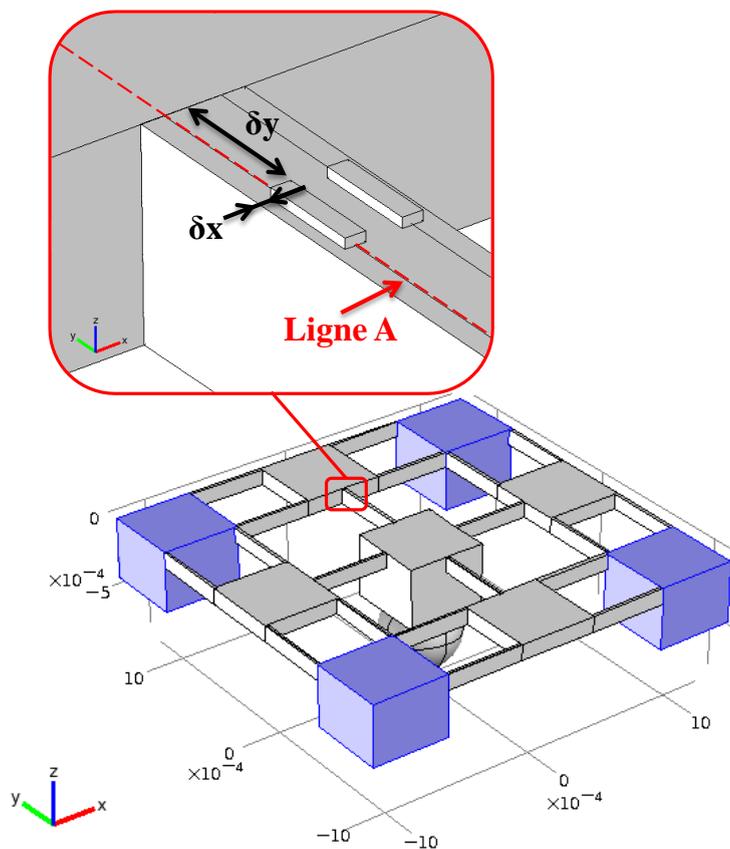


FIGURE 2.6: Étude de la distribution des contraintes : δ_x et δ_y sont respectivement la distance par rapport au flanc de la poutre et son encastrement.

compte un total de 26 240 éléments. Un centre de calcul puissant est donc utilisé (Mésocentre de calcul de Franche-Comté). Les résultats de simulation révèlent que :

- δ_x (position par rapport aux bords de la poutre) : Les jauges d'une même paire doivent être placées le plus loin possible l'une de l'autre ($\delta_x=0$ mm) afin d'obtenir la plus grande différence de contrainte entre elles.
- δ_y (position par rapport à l'encastrement) : En comparant la répartition des contraintes le long de la ligne A pour notre capteur et pour celui de [41] (voir chapitre 1), les figures 2.8 et 2.9 montrent, d'une part, que, dans notre capteur, la valeur de la contrainte est plus de 100 fois supérieure pour un effort tangentiel et presque le même pour un effort normal. Ainsi, l'intérêt de l'ajout d'une structure compliant en plus de la croix de poutres centrale apparaît ici clairement. D'autre part, bien que la plus grande valeur de contrainte soit observée à

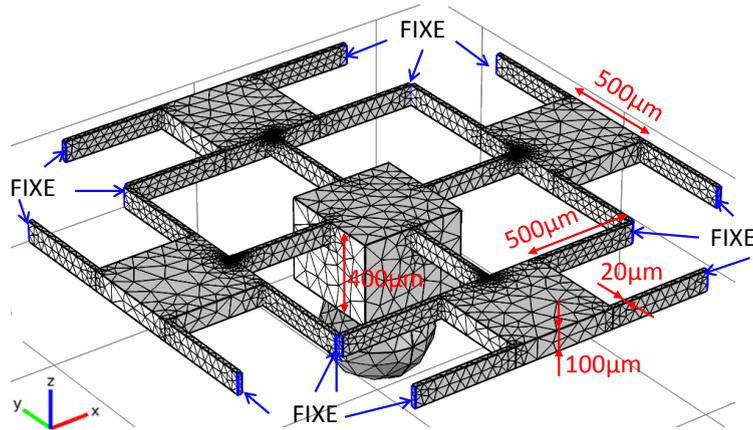


FIGURE 2.7: Modèle FEM et dimensions du capteur maillé.

une distance de $\delta_y=20 \mu\text{m}$ - comme on peut le voir sur la figure 2.8 représentant la répartition de la contrainte le long de la ligne A - les jauges devraient être placées un petit peu à l'écart de l'encastrement des poutres, afin d'augmenter les sensibilités. Cependant, en prenant en compte les difficultés induites par ce changement dans le procédé de fabrication (les connexions électriques et les contacts ohmiques seraient plus durs à réaliser), le choix a été fait de placer les jauges à l'encastrement des poutres ($\delta_y=0 \text{ mm}$). La perte de sensibilité est évaluée à environ 6%.

La taille des jauges piezorésistives doit, à présent, être définie en choisissant les dimensions L_g , W_g et T_g (longueur, largeur et épaisseur de la jauge) apparaissant sur la figure 2.10. Afin de maximiser la sensibilité et de perturber le moins possible la déformation de la structure, les jauges doivent être aussi petites que possible. Cependant, les matériaux disponibles dans le commerce et le procédé de fabrication (détaillé dans le chapitre 3) imposent des restrictions quant aux dimensions minimales envisageables. Les caractéristiques suivantes ont été choisies pour les jauges :

- la hauteur de la jauge $T_g=1,5 \mu\text{m}$ (épaisseur minimale envisageable pour une couche de silicium)
- la largeur de la jauge $W_g=3 \mu\text{m}$ (limite raisonnable pour la photolithographie et la gravure)

De plus, la résistance visée est de l'ordre du $k\Omega$ pour imposer un courant ni trop faible (problème de sensibilité au bruit) ni trop élevé (problème de sensibilité à la température et de courant admissible dans les pistes de connection), ce qui conduit à :

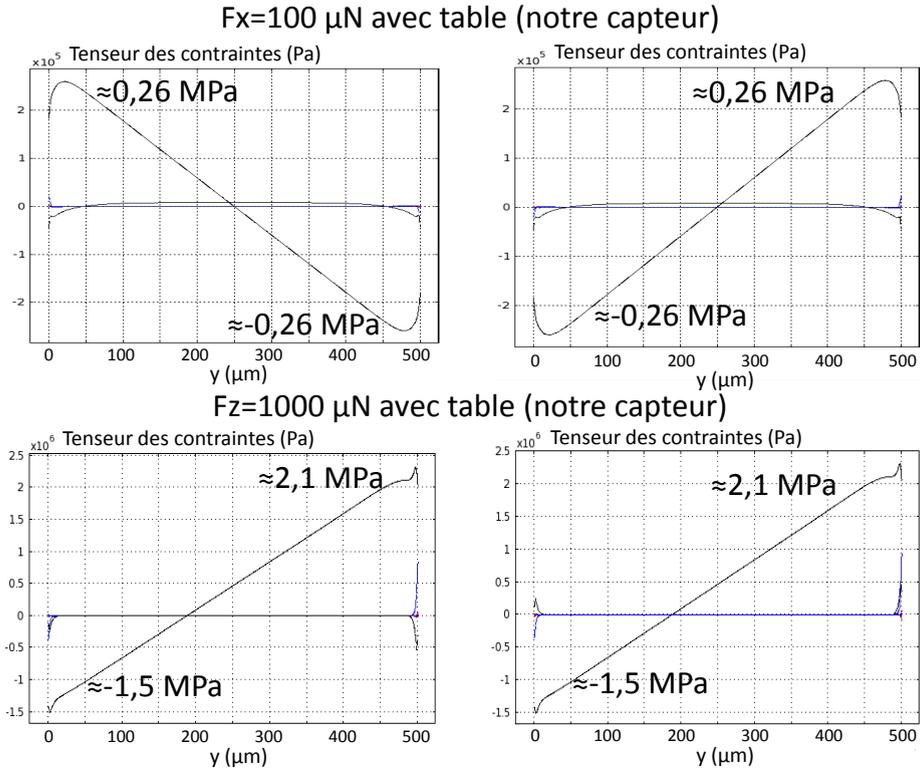


FIGURE 2.8: Distribution des contraintes le long de chaque poutre du capteur (la composante en trait plein et de valeur plus élevée que les autres est $\sigma_{//}$).

- une résistivité de la jauge $\rho_0=0,01 \Omega.cm$ (valeur commune pour un wafer du commerce)
- une longueur de la jauge arrondie à $Lg=50 \mu m$ (qui restera à confirmer en fonction du choix de la longueur des poutres)

Ces dimensions induisent une résistance de :

$$R_0 = \frac{\rho_0 Lg}{S} = \frac{\rho_0 Lg}{WgTg} = 1,1 \text{ k}\Omega \quad (2.12)$$

quand aucune contrainte n'est appliquée sur la jauge.

2.3.2/ ORIENTATION ET TYPE DES JAUGES

Les piézorésistances à la surface des poutres sont très minces par rapport à l'épaisseur des poutres. Ainsi, l'effet piézorésistif peut être exprimé comme [90] :

$$\frac{\Delta R}{R} = \pi_{//}\sigma_{//} + \pi_{\perp}\sigma_{\perp} \quad (2.13)$$

2.3. OPTIMISATION DES JAUGES PIEZORESISTIVES

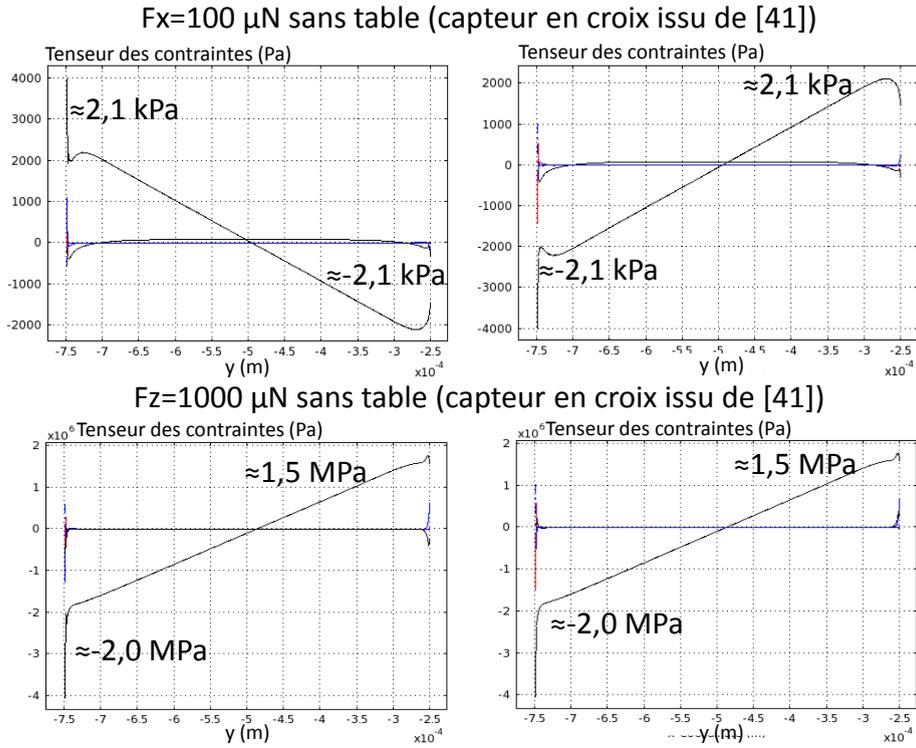


FIGURE 2.9: Distribution des contraintes le long de chaque poutre du capteur en croix présenté dans [41] (la composante en trait plein et de valeur plus élevée que les autres est $\sigma_{//}$).

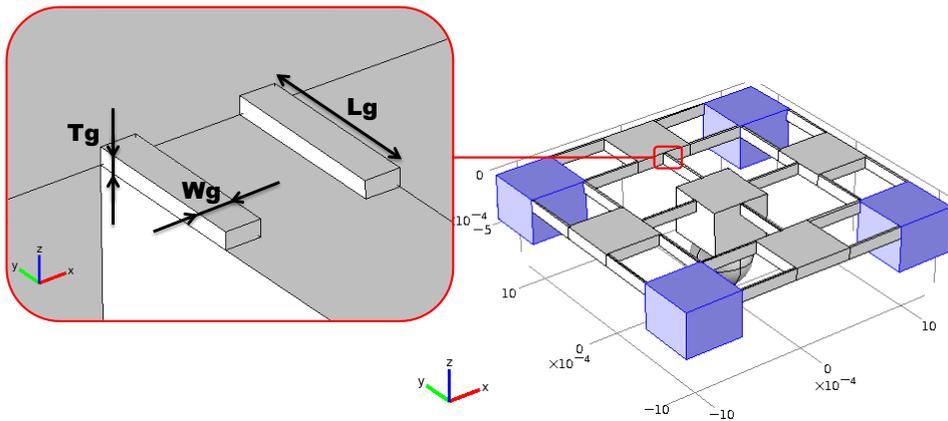


FIGURE 2.10: Notations des différentes dimensions des jauges à déterminer.

où $\frac{\Delta R}{R}$ est le changement relatif de résistance, $\sigma_{//}$ et σ_{\perp} (resp. $\pi_{//}$ et π_{\perp}) les deux composantes de la contrainte (resp. coefficients piezoresistifs) res-

pectivement parallèle et perpendiculaire à la direction de la jauge.

Les coefficients piézorésistifs dépendent à la fois du choix du dopant et de celui de l'orientation cristallographique. Pour une orientation donnée, ces coefficients peuvent changer de manière significative d'une direction à une autre. Ainsi, la sensibilité du capteur est donc clairement dépendante de l'orientation cristallographique. Et c'est en réalité le principal critère coercitif car l'orientation cristallographique n'entre pas en jeu dans le processus de gravure DRIE, contrairement à la gravure humide anisotrope [60].

De plus, l'analyse des contraintes à la surface de la structure (figure 2.8 à la Section 2.3.1) montre que la composante $\sigma_{//}$ est beaucoup plus grande que les autres composantes de la contrainte. Pour cette raison, l'équation 2.13 peut être simplifiée en :

$$\frac{\Delta R}{R} \approx \pi_{//}\sigma_{//} \quad (2.14)$$

Le facteur de jauge longitudinal de la piézorésistance ($GF_{//}$), qui est le rapport entre la variation relative de résistance et la déformation de la jauge, peut être exprimé comme :

$$GF_{//} \approx \frac{\pi_{//}\sigma_{//}}{\epsilon_{//}} \Rightarrow GF_{//} \approx \pi_{//}E_{//} \quad (2.15)$$

où $\epsilon_{//}$ est le changement relatif de la longueur de la jauge et $E_{//}$ est le module d'Young dans la direction parallèle à la piézorésistance. Ainsi, un critère pour sélectionner la meilleure orientation cristallographique est de faire en sorte que $\pi_{//}E_{//}$ soit aussi grand que possible.

La figure 2.11 compare la valeur de $\pi_{//}$ pour différentes orientations dans le silicium (pour les 4 types de Si suivants : (111) et (100) dopé n ou p) [70]. En utilisant les résultats des figures 2.4, 2.5 et 2.11, les valeurs de $GF_{//} \approx \pi_{//}E_{//}$ peuvent ensuite être calculées et reportées dans la figure 2.12

Ainsi, pour le Si (111) la valeur de $GF_{//}$ est clairement indépendante de l'orientation de la jauge contrairement au Si (100). Cela pourrait représenter un avantage si les positions des jauges n'était pas parallèles ou perpendiculaires, ou encore pour éviter les erreurs dues au mauvais alignement du wafer sur le masque. Cependant, un facteur de jauges plus grand est obtenu pour un Si (100) dopé n et comme dans notre cas toutes les jauges sont disposées suivant la même orientation cristallographique, un wafer (100) dopé n avec les jauges orientées selon la direction $\langle 100 \rangle$ est choisi afin de maximiser la sensibilité. Un gain d'environ 10% est attendu par rapport au choix du wafer (111). Notons que, comme $GF_{//}$ est négatif pour un Si dopé n , ΔI et ΔR de la Section 2.1.2 sont négatifs également.

2.4. SIMULATION DU COMPORTEMENT DU CAPTEUR

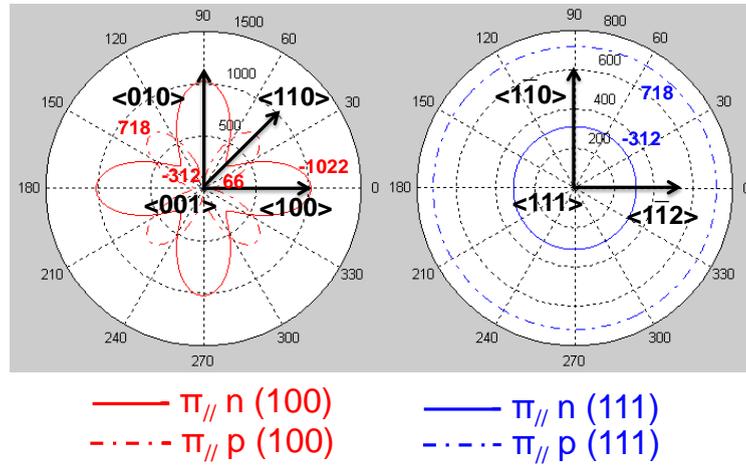


FIGURE 2.11: Valeurs des coefficients piezoresistifs pour différentes orientations de wafer (toutes les valeurs données en 10^{-12} Pa^{-1}). Cette figure est réalisée à partir de [70].

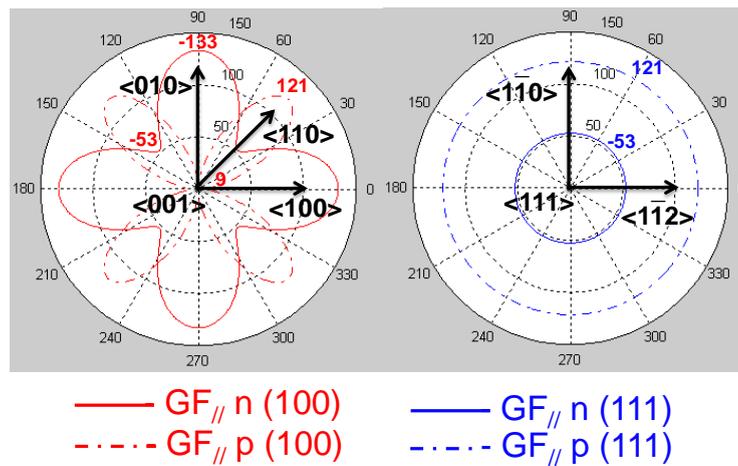


FIGURE 2.12: Valeurs des facteurs de jauge longitudinaux pour différentes orientations de wafer.

2.4/ SIMULATION DU COMPORTEMENT DU CAPTEUR

Les performances et le comportement attendu du capteur de friction MEMS ont été simulés avec le logiciel de modélisation COMSOL Multiphysics afin d'aboutir au design final du capteur. Afin de prendre en compte l'anisotropie, les matrices d'élasticité et de piézorésistivité sont utilisées dans le bon système de coordonnées. Le modèle FEM et le maillage sont les mêmes que ceux déjà décrits et dans la Section 2.3.1. Pour prendre en compte l'effet pie-

zoresistif, une co-simulation est nécessaire en utilisant à la fois les modules "Structural Mechanics" et "AC/DC" de COMSOL.

Après avoir maillé la structure géométrique et avoir résolu les équations différentielles des modules "Structural Mechanics" et "AC/DC", la variation relative de résistance dans une jauge est donnée par la relation :

$$\frac{\Delta R}{R} = \frac{\Delta I}{I} = \frac{\iint (J) - I_0}{I_0} \quad (2.16)$$

dans laquelle J (en A/m²) est la norme de la densité de courant dans la jauge déterminée dans un plan perpendiculaire à la direction de la jauge (*i.e.* coupe transversale de la jauge).

2.4.1/ ÉTUDE DES COUPLAGES RÉCIPROQUES

Une étude a été menée afin de déterminer les différents couplages réciproques. Ces couplages ont été définis dans la fin de la section 2.1.2 et explicités dans le cas de l'évaluation d'une force tangentielle \widehat{F}_y et d'un moment \widehat{M}_x dans les équations (2.7), (2.9), (2.10) et (2.11). La figure 2.13 montre les résultats pour différentes déformations de la structure ; les variations de courant correspondantes sont reportées dans le tableau 2.2. Notons que les valeurs pour des jauges soumises à la même contrainte sont moyennées afin de gommer les petites différences dues aux erreurs de discrétisation. Comme attendu, il n'y a pas de couplage réciproque avec la force normale \widehat{F}_z ou le couple \widehat{C}_z (voir les figures 2.13 a et b et les lignes correspondantes dans le tableau 2.2). On notera également que la capacité à mesurer un couple C_z sans erreur est importante pour notre application car cela permet de caractériser de manière précise le pivotement autour du bout de doigt de manipulation, comme illustré sur la figure 1.4 c.

Cependant, un couplage réciproque non nul est observé pour $\widehat{F}_y/\widehat{M}_x$ (et symétriquement pour $\widehat{F}_x/\widehat{M}_y$) et $\widehat{M}_x/\widehat{F}_y$ (et symétriquement pour $\widehat{M}_y/\widehat{F}_x$) (les notations précédentes ayant été définies dans la section 2.1.2 dans le paragraphe sous l'équation 2.11). Comme montré sur les figures 2.13 c et d, si une sollicitation inconnue est appliquée sur le capteur, il sera, par exemple, impossible d'extraire les contributions respectives de la force tangentielle \widehat{F}_y et du moment \widehat{M}_x à partir des variations de courant dans les jauges piezoresistives. En utilisant les notations de la figure 2.13 c et d, on a :

$$\widehat{F}_y \equiv 4\Delta I_1 = 4(\Delta I_{1\widehat{F}_y} - \delta I_{1\widehat{M}_x}) \neq 4\Delta I_{1\widehat{F}_y} \quad (2.17)$$

$$\widehat{M}_x \equiv 4\Delta I_2 = 4(\Delta I_{2\widehat{M}_x} + \delta I_{2\widehat{F}_y}) \neq 4\Delta I_{2\widehat{M}_x} \quad (2.18)$$

Par conséquent, une évaluation des niveaux de couplage est donnée en fai-

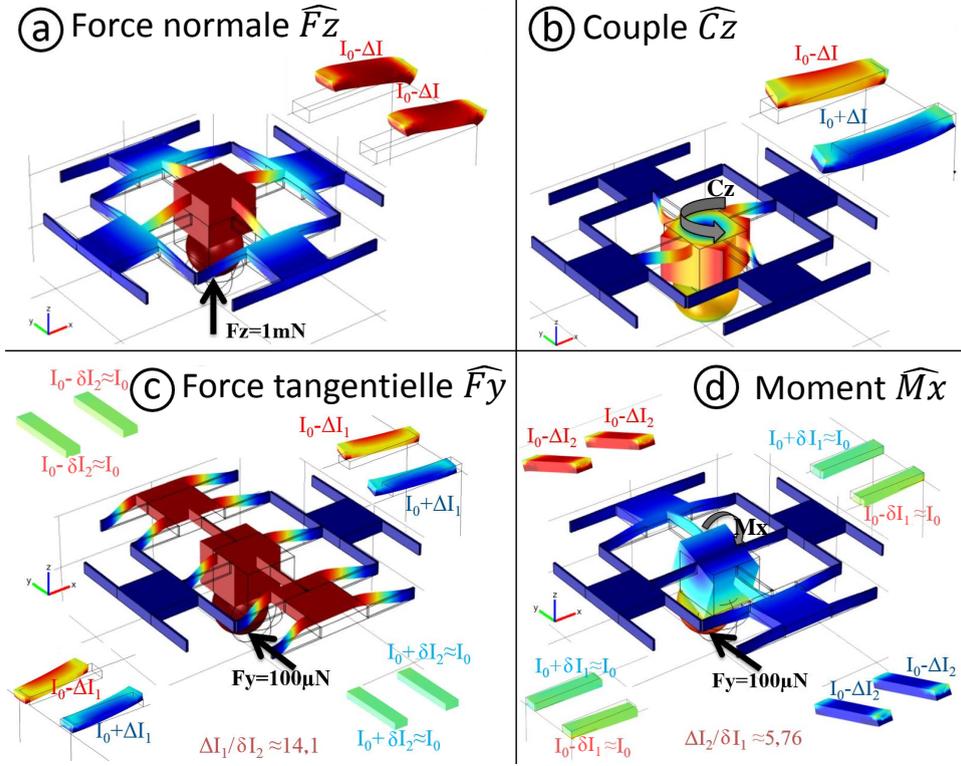


FIGURE 2.13: Sollicitation en force et couple induisant des variations de courant dans les jauges pour différentes mesures : une force normale \widehat{F}_z (a), un couple \widehat{C}_z (b), une force tangentielle \widehat{F}_y (c) et un moment \widehat{M}_x (d) (Les ΔI et δI sont des valeurs positives).

sant les rapports $\frac{\delta I_{1\widehat{M}_x}}{\Delta I_{1\widehat{F}_y}}$ et $\frac{\delta I_{2\widehat{F}_y}}{\Delta I_{2\widehat{M}_x}}$. Le tableau 2.2 montre ces erreurs rési-

duelles : 7% pour l'évaluation de la force tangentielle \widehat{F}_y et plus de 17% pour celle du moment \widehat{M}_x . Bien que la seconde erreur soit plus importante que la première, cette différence n'a pas de réelle conséquence sur l'évaluation de la friction en manipulation dextre, comme illustré dans la figure 1.4. En effet, dans ce domaine d'application, contrôler la transition entre la friction statique et dynamique est nécessaire en utilisant la force normale appliquée et en connaissant une estimation de la force tangentielle au niveau du contact. Ainsi, les mesures de force pendant le glissement doivent être précises, même en présence de couplage réciproque résiduel induit par des processus de roulement générés par une rotation géométrique de la plateforme centrale (ie, présence de moments).

Au contraire, une mesure précise d'un moment \widehat{M}_x ou \widehat{M}_y induit par un

	G1	G2	G3	G4	G5	G6	G7	G8	Couplages non nuls
\widehat{F}_x	12,2	12,2	172	-172	-12,2	-12,2	-172	172	$/\widehat{M}_y : 7,18\%$
\widehat{F}_y	-172	172	12,2	12,2	172	-172	-12,2	-12,2	$/\widehat{M}_x : 7,18\%$
\widehat{F}_z	-782	-782	-782	-782	-782	-782	-782	-782	
\widehat{M}_x	12,4	-12,4	71,1	71,1	-12,4	12,4	-71,1	-71,1	$/\widehat{F}_y : 17,2\%$
\widehat{M}_y	-71,1	-71,1	12,4	-12,4	71,1	71,1	-12,4	12,4	$/\widehat{F}_x : 17,2\%$
\widehat{C}_z	320	-320	320	-320	320	-320	320	-320	

TABLEAU 2.2: Variation de courant (nA) dans les jauges pour les six composantes et valeurs des couplages réciproques non nuls correspondants (les valeurs sont données pour $F_{x,y}=100 \mu\text{N}$ et $F_z=1000 \mu\text{N}$).

roulement au niveau du contact apparaît comme moins critique car, dans le domaine de la manipulation dextre, l'information importante est de s'assurer de garder le contact pendant le mouvement.

Cependant, une solution pour réduire les couplages réciproques est de modifier le design du capteur en plaçant la bille sur la face supérieure du capteur et de réduire la hauteur de la plateforme centrale. Comme le montre la figure 2.14, de cette façon, la distance T_s entre le plan support et l'échantillon est fortement diminuée. Les composantes de rotation seront alors moins importantes et donc l'erreur sur la force de friction sera réduite. Pour réaliser cela, un trou est créé dans la plateforme centrale et la micro-bille sera collée dans ce trou. Le diamètre du trou peut être adapté afin de pouvoir accueillir des billes de différentes tailles sans changer la distance entre l'échantillon et la plateforme centrale. Avec cette modification de design, le capteur fonctionnera à l'envers avec les jauges placées en face de l'échantillon à étudier (voir figure 2.14).

2.4.2/ OPTIMISATION DU DESIGN DU CAPTEUR

En plus du couplage réciproque étudié plus haut, il y a d'autres caractéristiques géométriques décrites dans la figure 2.15 qui influent également sur les propriétés du capteur :

- la longueur L des poutres ;
- l'épaisseur T des poutres ;
- la largeur W des poutres ;

2.4. SIMULATION DU COMPORTEMENT DU CAPTEUR

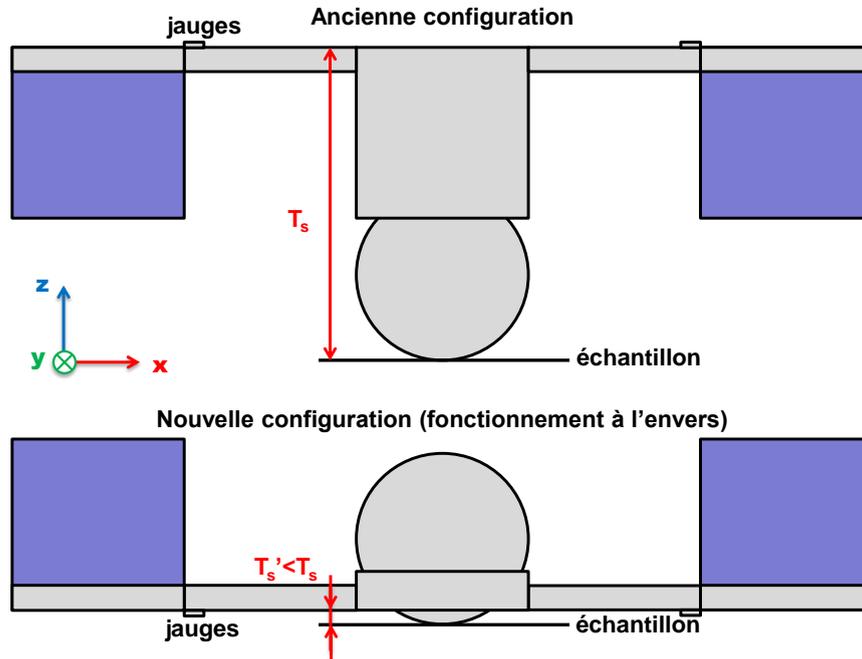


FIGURE 2.14: Modification du design du capteur afin de diminuer les couplages réciproques : le capteur fonctionne à l'envers avec les jauges en bas.

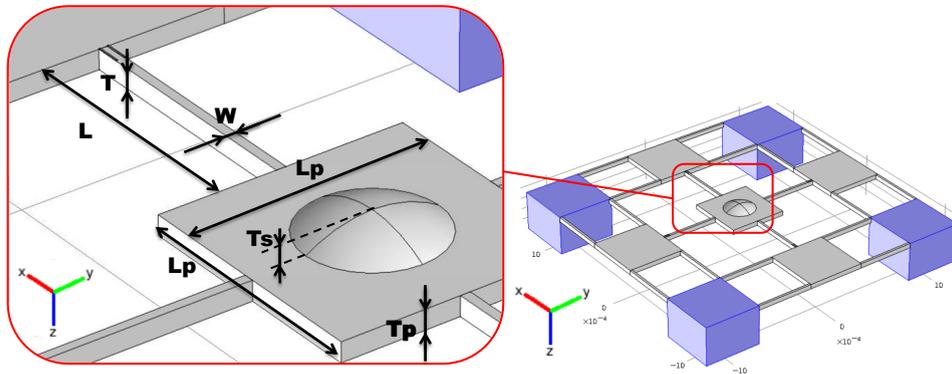


FIGURE 2.15: Notations des paramètres géométriques du capteur (avec la bille sur la surface supérieure de la plateforme).

- la distance T_s entre l'échantillon à étudier et la plateforme centrale ;
- la longueur L_p de la plateforme centrale ;
- l'épaisseur T_p de la plateforme centrale.

Plusieurs critères sont sélectionnés afin de vérifier leur influence : (i) l'analyse de la performance de découplage, (ii) la fréquence de résonance, (iii) les sensibilités, (iv) le temps de réponse et (v) la force maximale pouvant être

Caractéristiques et critère de choix		Variation du paramètre géométrique					
		$\searrow T$	$\nearrow L$	$\searrow W$	$\searrow T_s$	$\nearrow L_p$	$\searrow T_p$
Fréquence de résonance	Maximiser	0/-	-	-	+	0	+
Sensibilité $\widehat{F}_x, \widehat{F}_y$	Maximiser	$+(\propto 1/T)$	$+(\propto L)$	+	0/-	+	0
Sensibilité \widehat{F}_z	Maximiser	$++(\propto 1/T^2)$	+	+	0/-	+	0
Raideur $K_{x,y}$	Minimiser	$+(\propto T)$	$++(\propto 1/L^3)$	$++(\propto W^3)$	0/-	0	0
Raideur K_z	Minimiser	$++(\propto T^3)$	$++(\propto 1/L^3)$	$+(\propto W)$	0/-	+	0
Couplage $\widehat{F}_{x,y}/\widehat{M}_{y,x}$	Minimiser	0	+	+	+	+	+
Couplage $\widehat{M}_{x,y}/\widehat{F}_{y,x}$	Minimiser	0	0/-	0/-	-	+	0
Temps de réponse	Minimiser	-	-	-	+	-	+
Force maximale avant rupture	Maximiser	-	-	-	0	0	0

TABLEAU 2.3: Étude de l'influence des paramètres géométriques.

appliquée avant la rupture du capteur. Tous ces résultats de simulations sont résumés dans le tableau 2.3. + (resp. ++,-) signifie que la variation du paramètre a une influence positive (resp. très positive, négative) sur la propriété considérée du capteur et 0 (resp. 0/-) signifie que la variation du paramètre n'a pas d'influence (resp. une influence négative négligeable) sur la propriété du capteur, les expressions entre parenthèses sont les éventuelles relations de proportionnalité entre le paramètre géométrique et la caractéristique étudiée. La première ligne du tableau correspond à la variation des différents paramètres géométriques (augmentation \nearrow ou réduction \searrow) et dans les deux premières colonnes on trouve les caractéristiques et le critère correspondant (maximisation ou minimisation), c'est à dire :

- les sensibilités doivent être aussi grandes que possible ;
- la fréquence de résonance doit être assez grande pour pouvoir éviter l'influence des perturbations environnementales dues aux vibrations pendant la mesure (plus grande que 10 kHz) [24, 25] ;
- une raideur faible est nécessaire pour obtenir des déplacements assez grands ;
- les couplages réciproques entre les mesures de forces et de moments doivent être négligeables (1 ou 2 % maximum) afin de respecter le cahier des charges du capteur ;
- un temps de réponse court est nécessaire pour mesurer efficacement les différentes composantes pendant le processus de friction ;
- la force maximale avant rupture doit être aussi grande que possible, afin de maximiser la plage de fonctionnement du capteur.

Un dernier critère qui est plus difficilement quantifiable (et qui n'apparaît donc pas dans le tableau) est la possibilité de fabriquer et manipuler facilement ce petit capteur en toute sécurité et sans le briser.

À titre d'exemples, les informations présentes sur la troisième ligne du tableau (sensibilité \widehat{Fz}), doivent être interprétées comme suit :

- la diminution de l'épaisseur des poutres T permet d'augmenter considérablement la sensibilité \widehat{Fz} , cette dernière étant proportionnelle à $1/T^2$;
- l'augmentation des longueur des poutres L et de la plateforme centrale L_p et la diminution de la largeur des poutres W permet d'avoir une plus grande sensibilité \widehat{Fz} ;
- la diminution de la distance plateforme-échantillon T_s a une influence négative négligeable sur \widehat{Fz} ;
- la diminution de la hauteur de la plateforme centrale T_p n'a pas d'influence sur \widehat{Fz} ;

D'après le tableau 2.3, les meilleures dimensions sont choisies en faisant un compromis entre les influences négatives et positives des paramètres sur les différentes caractéristiques à optimiser, en sachant que les couplages, les sensibilités et les temps de réponse sont les critères de choix les plus importants. Par conséquent, la hauteur des poutres T et la largeur W sont réduites tandis que la longueur L est augmentée le plus possible pour avoir de grandes sensibilités et avoir un rapport convenable entre la longueur de la poutre et la longueur de la jauge ($L/L_g \geq 10$). Cependant, comme ces variations ont dans le même temps des effets négatifs sur plusieurs autres caractéristiques, leurs valeurs sont choisies afin de ne pas trop augmenter le couplage réciproque $\widehat{Mx}/\widehat{Fy}$ et le temps de réponse. De plus, à la fois la distance entre l'échantillon et la plateforme centrale T_s et l'épaisseur de la plateforme centrale T_p sont réduites afin d'obtenir une fréquence de résonance plus grande et un temps de réponse plus court. La plus petite taille de bille utilisée pour réaliser des tests tribologiques au laboratoire Femto-ST est retenue pour la valeur de T_s (40 μm). En effet, comme mentionné plus haut, réduire la distance par rapport à l'échantillon n'a pas d'influence néfaste sur d'autres paramètres importants (sensibilités, couplages réciproques, etc.). Par conséquent, la même épaisseur est choisie pour la plateforme centrale et les poutres afin de simplifier le process de fabrication. Et une valeur assez petite de L_p est ensuite choisie afin de minimiser à la fois le temps de réponse et la taille du capteur.

Enfin, les paramètres géométriques obtenus avec les résultats de simulation sont reportés dans la figure 2.16.

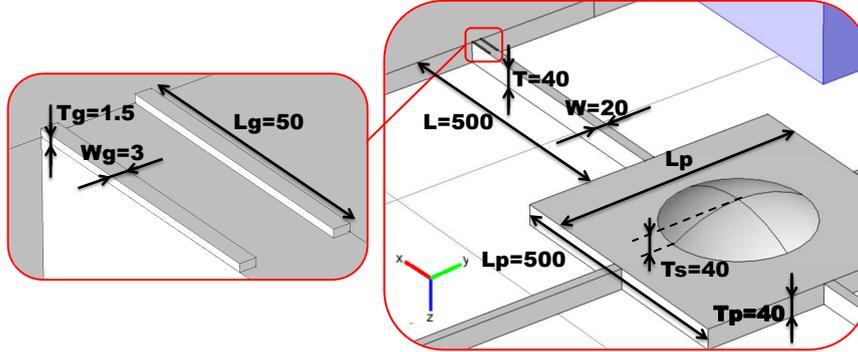


FIGURE 2.16: Paramètres géométriques du capteur (toutes les dimensions sont données en μm).

2.4.3/ CARACTÉRISTIQUES DU CAPTEUR FINAL

Avec les dimensions optimisées, le capteur présente les propriétés attendues compilées dans le tableau 2.4. Les valeurs de couplages réciproques pour

Sensibilité				Fréquence de résonance	Raideur	
$S_{\widehat{F_{x,y}}}$ (nA/ μN)	$S_{\widehat{F_z}}$ (nA/ μN)	$S_{\widehat{M_{x,y}}}$ (nA/ μrad)	$S_{\widehat{C_z}}$ (nA/ μrad)	F_{res} (kHz)	$K_{x,y}$ (kN/m)	K_z (kN/m)
15,8	22,5	5,90	121	36,6	4,10	2,31
Force/déplacement maximal avant rupture			Couplage réciproque		Temps de réponse	
$F_{x,y\text{max}}$ (mN) / $D_{x,y\text{max}}$ (μm)	$F_{z\text{max}}$ (mN) / $D_{z\text{max}}$ (μm)	$\widehat{F_{x,y}/M_{y,x}}$ (%)	$\widehat{M_{x,y}/F_{y,x}}$ (%)	$\tau_{\widehat{F_{x,y}}}$ (ms)	$\tau_{\widehat{F_z}}$ (ms)	
33,5 /8,16	22,9 /9,94	0,713	19,1	1,11	1,40	

TABLEAU 2.4: Caractéristiques du capteur (résultats de simulation).

le capteur sont reportées dans le tableau 2.5. Les caractéristiques ont été améliorées par rapport au premier design (voir le tableau 2.2 de la Section 2.4.1). Bien que l'erreur résiduelle sur le moment $\widehat{M_x}$ ait légèrement augmenté - de 17,2% à 19,1% - sans réelle conséquence pour notre application, comme expliqué précédemment (voir la Section 2.4.1), celles-ci ont diminué significativement - de 7,2% à 0,71% - sur la force tangentielle $\widehat{F_y}$. Cela signifie que la mesure d'une force tangentielle induite par un couple peut être précisément découplée avec un grand bénéfice pour notre application.

Bien sûr, ces propriétés peuvent changer sur le capteur réel à cause des in-

2.4. SIMULATION DU COMPORTEMENT DU CAPTEUR

	G1	G2	G3	G4	G5	G6	G7	G8	Couplages non nuls
\widehat{F}_x	8,59	8,59	431	-431	-8,59	-8,59	-431	431	$/\widehat{M}_y: 0,713\%$
\widehat{F}_y	-431	431	8,59	8,59	431	-431	-8,59	-8,59	$/\widehat{M}_x: 0,713\%$
\widehat{F}_z	-5394	-5394	-5394	-5394	-5394	-5394	-5394	-5394	
\widehat{M}_x	3,08	-3,08	44,9	44,9	-3,08	3,08	-44,9	-44,9	$/\widehat{F}_y: 19,1\%$
\widehat{M}_y	-44,9	-44,9	3,08	-3,08	44,90	44,90	-3,08	3,08	$/\widehat{F}_x: 19,1\%$
\widehat{C}_z	811	-811	811	-811	811	-811	811	-811	

TABLEAU 2.5: Variation de courant (nA) dans les jauges pour les six composantes et valeurs des couplages réciproques non nuls correspondants (les valeurs sont données pour $F_{x,y}=100 \mu\text{N}$ et $F_z=1000 \mu\text{N}$).

certitudes, sur à la fois le design mécanique et le design électrique (jauges), dues au processus de microfabrication à la fois . Cependant, le maximum a été fait pour avoir des couplages réciproques faibles, de bonnes sensibilités et une fréquence de résonance assez haute pour éviter et/ou filtrer les perturbations dues au bruit environnemental (vibrations acoustiques et sismiques [24, 25]) pendant les mesures.

CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons détaillé la démarche de conception du capteur répondant au cahier des charges. Grâce à des études théoriques et des simulations éléments finis, un nouveau capteur de force multi-axes destiné à mesurer les composantes de friction impliquées dans la micromanipulation dextre a été développé. La conception du capteur basé sur une table compliant et toutes ses propriétés géométriques ont été étudiées afin d'augmenter la sensibilité et la résolution et de réduire les défauts.

Ces premiers résultats de simulation sont prometteurs et sont publiés [22] : ce capteur devrait être capable de mesurer indépendamment les forces normales et de frottement (couplage réciproque inférieure à 1%) avec une bonne sensibilité.

L'étape suivante, consiste à optimiser les contacts ohmiques pour la réalisation des jauges et à faire un choix définitif entre les types de silicium n et p . Puis, une fois l'épaisseur optimale de métal, le temps et la température de recuit déterminés, le micro-usinage du capteur sera présenté et les premiers

CHAPITRE 2. AMÉLIORATION DU DESIGN DU CAPTEUR

résultats expérimentaux seront comparés avec ceux qui ont été simulés.

MICRO-FABRICATION EN SALLE BLANCHE ET CARACTÉRISATION DU CAPTEUR

Dans les chapitres 1 et 2, nous avons détaillé l'étape de conception du capteur de force. En tenant compte des critères imposés par notre cahier des charges, nous avons sélectionné les différentes dimensions et caractéristiques du capteur permettant d'obtenir un bon compromis en termes notamment de sensibilité de fréquence de résonance et de couplages réciproques. Nous allons à présent expliciter le procédé de fabrication nécessaire pour mettre au point les premiers prototypes de ce capteur. Nous verrons enfin, les premiers résultats expérimentaux obtenus avec ceux-ci.

Sommaire

3.1	Procédé de fabrication	61
3.1.1	Tests pour la réalisation de l'étape des contacts ohmiques	62
3.1.2	Résumé du procédé de fabrication	65
3.2	Premier run de capteurs	65
3.3	Amélioration du process	69
3.3.1	Optimisation du dépôt	69
3.3.2	Améliorations des contacts ohmiques, méthode TLM	71
3.4	Nouveau run de fabrication	76
3.4.1	Amélioration du masque	76
3.4.2	Déroulé de la fabrication et capteurs obtenus	77
3.5	Caractérisation mécanique	78
3.6	Caractérisation électrique	79
3.6.1	Contactés ohmiques	79
3.6.2	Mesure de force	81

*CHAPITRE 3. MICRO-FABRICATION EN SALLE BLANCHE ET
CARACTÉRISATION DU CAPTEUR*

3.7 Conclusion 85

3.1/ PROCÉDÉ DE FABRICATION

Comme nous l'avons vu dans le chapitre précédent, nous avons choisi un wafer de silicium pour fabriquer notre capteur ainsi que l'utilisation de technologies salle blanche permettant ainsi de profiter d'une expérience importante de réalisations faites avec ce type de matériau au sein de la centrale MIMENTO.

Afin de pouvoir obtenir une structure compliant aussi parfaite que possible (poutres rectilignes sans défauts de forme à l'encastrement), on utilise un wafer SOI 5 couches, à savoir : 3 couches de silicium séparées par 2 couches d'oxyde de silicium qui sont utilisées comme barrières lors de la gravure. Le procédé de fabrication consiste de manière générale en 4 grandes étapes comme explicité ci-dessous :

- 1 Réalisation des jauges piézorésistives :
 - Les jauges piézorésistives sont définies géométriquement en gravant le silicium par DRIE (Deep Reactive Ion Etching).
- 2 Réalisation des contacts ohmiques :
 - L'oxydation thermique des jauges piézorésistives est réalisée avec une couche isolante de 300 nm d'épaisseur.
 - Pour ouvrir les zones de contact, la RIE (Reactive Ion Etching) est utilisée afin de graver l'oxyde de silicium.
 - Une couche métallique est déposée par pulvérisation et structurée par gravure humide.
 - Enfin, un recuit de diffusion est nécessaire pour avoir un contact ohmique entre le métal et la couche de silicium.
- 3 Réalisation du circuit de connexion :
 - Une couche métallique est déposée par pulvérisation.
 - La couche métallique est structurée par gravure humide pour réaliser les connexions électriques.
- 4 Réalisation de la structure mécanique du capteur :
 - Pour créer à l'étape suivante les poutres suspendues, la face arrière est évidée par gravure DRIE.
 - Pour réaliser la structure proprement dite du capteur, la face avant est gravée par DRIE.

Ce procédé ne liste évidemment que les grandes étapes de fabrication mais il faut noter que le procédé complet, relativement long et complexe, compte plus de 115 sous-étapes élémentaires.

3.1.1/ TESTS POUR LA RÉALISATION DE L'ÉTAPE DES CONTACTS OHMIQUES

Avant de lancer la fabrication des premiers capteurs, nous avons fait le choix de fiabiliser et d'améliorer l'étape de réalisation des contacts ohmiques, qui avait été une étape difficile lors d'anciens procédés de fabrication effectués au sein du laboratoire [84]. Les objectifs de ces tests étaient :

- de confirmer le choix du type de wafer (dopage n ou p) qui sera utilisé pour réaliser le capteur ;
- de déterminer le type de métal à utiliser ;
- de choisir la température et le temps de recuit les plus efficaces.

Pour cela, nous procédons à la réalisation de contacts ohmiques sur 2 types de wafers bulk¹(dopés n ou p) recuits dans un four RTA (four de recuit rapide) de la centrale MIMENTO à différentes températures et temps de recuit. Afin de choisir les paramètres les plus adaptés, nous avons utilisé la méthode de caractérisation TLM (Transmission Line Methode) que nous décrivons ci-après.

3.1.1.1/ MÉTHODE TLM

La figure 3.1 montre les résistances entrant en jeu dans le cas d'un contact entre un matériau semi-conducteur (tel que le silicium) et le métal utilisé pour réaliser les électrodes et avoir accès aux valeurs de courant au sein des jauges. On note R_c la résistance de contact métal/silicium et R_{sc} la résistance du silicium qui pourrait être la résistance de nos jauges par exemple.

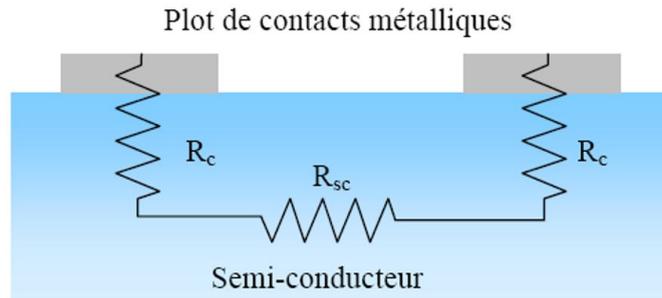


FIGURE 3.1: Résistances de contact dans un matériau semi-conducteur.

Pour avoir les meilleures propriétés électriques, le contact entre l'électrode et le semi-conducteur doit être ohmique. Le recuit peut nous aider à changer le comportement de transfert d'électrons (d'un contact Schottky à un contact ohmique) en faisant diffuser le métal dans le silicium. L'objectif est

1. terme communément utilisé en microtechnologies signifiant "en matériau massif"

3.1. PROCÉDÉ DE FABRICATION

d'obtenir une résistance de contact entre le métal et le silicium la plus faible possible. En d'autres termes, R_c doit être très inférieure à la résistance R_{sc} de nos jauges piézorésistives (qui est de l'ordre de $1\text{ k}\Omega$ dans notre cas). Les figures 3.2 et 3.3 montrent le principe de la détermination de cette résistance de contact grâce à la méthode TLM. On réalise des plots métalliques de longueurs Z avec des espacements variables (L_1 , L_2 , etc.) comme illustré sur la figure 3.2.

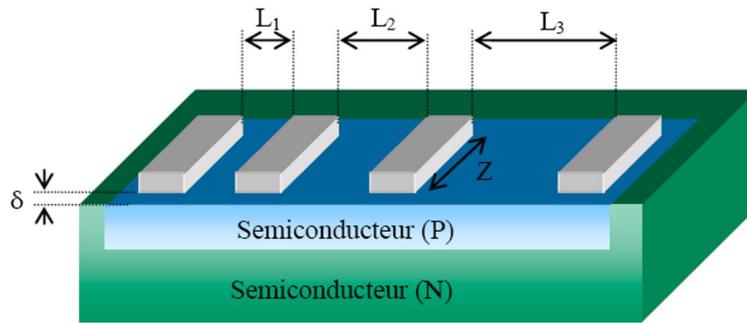


FIGURE 3.2: Principe de la mesure par TLM.

On mesure ensuite la résistance entre les différents plots pour pouvoir tracer la résistance totale R entre 2 plots en fonction de leur espacement L . Si le contact est ohmique on obtient une droite comme celle de la figure 3.3. On

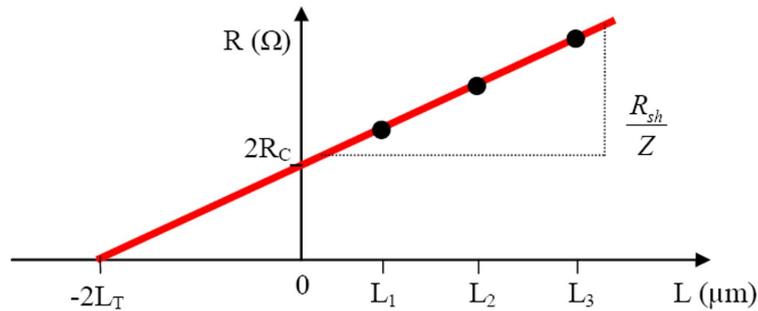


FIGURE 3.3: Détermination des résistances de contact à partir de la méthode TLM.

peut alors avoir accès aux caractéristiques suivantes :

- l'ordonnée à l'origine nous donne la valeur de $2R_c$;
- la valeur pour laquelle R est nulle est égale à $-2L_T$, où L_T est la longueur de transfert (distance moyenne qu'un électron (ou trou) parcourt dans le semiconducteur sous le contact avant de se jeter vers le haut dans le contact) ;

- le coefficient directeur de la droite, lui, vaut $\frac{R_{sh}}{Z}$. On peut donc également à partir de cette droite déterminer la résistance superficielle R_{sh} (sheet resistance) avec :

$$R_{sh} = \frac{R_c}{L_T} \cdot Z \quad (3.1)$$

- la valeur de la résistivité de contact du matériau ρ_c (contact resistivity) peut alors être calculée en fonction des paramètres déterminés précédemment :

$$\rho_c = R_{sh} \cdot L_T^2 \quad (3.2)$$

Wafer de type p Sur un wafer dopé p le métal le plus couramment utilisé pour réaliser des contacts ohmiques est l'aluminium [146] [125]. On réalise ainsi des recuits sur des motifs tests de différentes longueurs sur un wafer bulk dopé p de résistivité $\rho = 0,01 - 0,02 \Omega \cdot \text{cm}$ et avec une épaisseur d'aluminium déposé d'environ 200 nm. Pour une température de 900°C (1min et 2min), les résistances mesurées de nos premiers tests se sont révélées très élevées ($\gg 1 \text{ k}\Omega$) et ne suivent pas une relation par rapport à L . De plus, cette résistance augmente avec le temps de recuit. Cette température est trop élevée pour réaliser des contacts ohmiques de bonne facture sur un wafer p avec des électrodes en aluminium.

Nous avons donc ensuite réalisé des tests pour une température plus basse (400°C) où l'on obtient des résistances de contact plus faibles qu'à 900°C et, dans ce cas, une relation linéaire entre R et L . Le tableau 3.1 présente les résultats obtenus pour des motifs de longueur $500 \mu\text{m}$ et de largeur $100 \mu\text{m}$ pour plusieurs durées de recuits à 400°C . D'après ce tableau, on peut

	1 min	2 min	3 min	5 min	10 min	15 min
L_T (μm)	416	104	775	89,7	230	99,2
R_c (Ω)	1,29	1,24	1,55	3,04	4,49	2,61
R_{sh} (Ω)	1,55	5,95	1,00	16,95	9,75	13,1
ρ_c ($10^{-3} \Omega \cdot \text{cm}^2$)	2,69	0,605	6,01	1,36	5,17	1,29

TABLEAU 3.1: Résultats des mesures TLM sur le wafer bulk p pour une température de recuit de 400°C .

voir que l'on peut réaliser des contacts ohmiques qui semblent très bons (résistances de contact de l'ordre de $1,5 \Omega$). Il apparait que le temps de recuit semble avoir peu d'influence sur la qualité du contact et qu'une minute à 400°C semble donc un choix pertinent.

3.2. PREMIER RUN DE CAPTEURS

Wafer de type n Nous avons également réalisé des tests sur un wafer bulk dopé n de résistivité $\rho = 0,01 - 0,02 \Omega \cdot \text{cm}$ pour différents temps et températures de recuit pour deux types de métaux (Aluminium et Chrome/Platine). Le tableau 3.2 présente les valeurs des résistances de contact mesurées. Les résultats sont moins bons que pour le wafer p (résistances plus de 40 fois supérieures dans le meilleur des cas). De plus, des problèmes d'adhérence des couches de Cr/Pt ont par ailleurs été constatés.

Température	Al					Cr/Pt		
	400°C			500°C		400°C	600°C	
Temps	2min	5min	15min	5min	15min	2min	5min	2min
Résistance	6 kΩ	1 kΩ	1 kΩ	2,5 kΩ	1,5 kΩ	100 Ω	150 Ω	1 kΩ

TABLEAU 3.2: Valeurs moyennes de résistances sur les plus gros motifs TLM du wafer bulk n pour différentes conditions de recuit.

En conclusion, nous avons obtenu des résultats nettement plus probants pour le wafer dopé p et avons déterminé qu'une température de 400°C pendant un temps de 1 min nous permettait d'obtenir des contacts ohmiques et des valeurs satisfaisantes de R_c . Or, comme on a pu le voir dans le paragraphe 2.3.2, le gain théorique de sensibilité apporté par l'utilisation d'un wafer de type n est relativement faible (10%). De plus, un procédé de fabrication relativement proche du nôtre a déjà été testé sur un wafer de type p . On choisit donc de réaliser le capteur sur un wafer de type p pour également profiter de cette plus grande expérience.

3.1.2/ RÉSUMÉ DU PROCÉDÉ DE FABRICATION

Le procédé de fabrication pour ce type de wafer et avec les différents matériaux choisis dans le chapitre 2 est présenté dans la figure 3.4.

3.2/ PREMIER RUN DE CAPTEURS

Après avoir choisi définitivement les matériaux à utiliser et avoir testé et optimisé la réalisation des contacts ohmiques (type de dépôts, temps et températures de recuit), nous avons pu commencer la fabrication d'un premier run² de 3 wafers SOI 5 couches de même résistivité que les wafers bulk utilisés lors des tests (0,01 – 0,02 $\Omega \cdot \text{cm}$) et contenant chacun une trentaine

². terme communément utilisé en microtechnologie signifiant un "lot de fabrication"

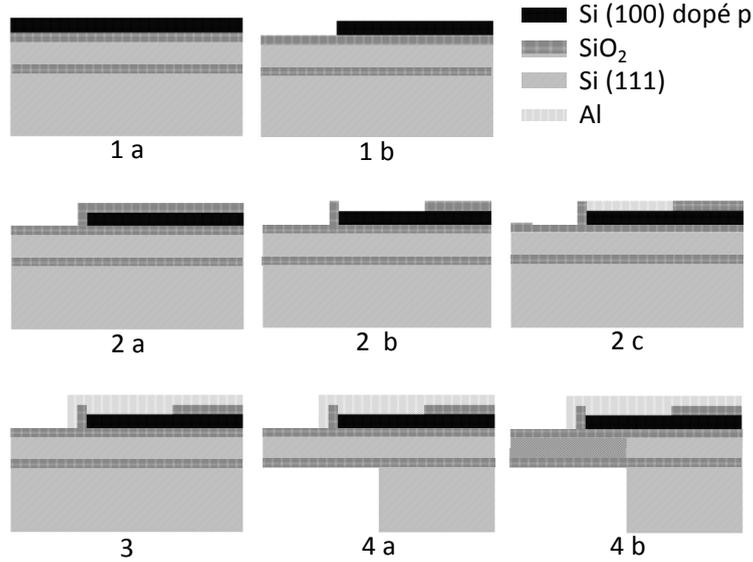


FIGURE 3.4: Procédé de fabrication : (1 a) wafer SOI avec 5 couches; (1 b) 1^{ère} lithographie et gravure RIE de la face supérieure de la couche device; (2 a) oxydation thermique; (2 b) 2^{ème} lithographie et gravure RIE pour ouvrir les aires de contacts ohmiques; (2 c) dépôt d'Al et recuit de diffusion (400°C, 1min) pour réaliser les contacts ohmiques; (3) dépôt d'Al et 3^{ème} lithographie afin d'obtenir les électrodes pour la conduction électrique; (4 a) 4^{ème} lithographie et gravure DRIE de la face arrière de la couche handle; (4 b) 5^{ème} lithographie et gravure DRIE de la face avant de la couche "device intermédiaire" (structure mécanique du capteur).

de capteurs. Des motifs de tests TLM, ont été inclus afin de pouvoir s'assurer de la bonne réalisation de l'étape des contacts ohmiques. Les figures 3.5 et 3.6 présentent un des capteurs issus de ce premier run de fabrication. On y voit notamment la disposition des pistes d'aluminium permettant d'avoir accès aux courants dans toutes les jauges en plaçant le capteur dans un connecteur ad'hoc. On observe également, sur la figure 3.6, le détail de la réalisation d'un couple de jauges ainsi qu'une butée (qui permet de limiter le déplacement latéral de la structure souple afin de diminuer le risque de casse).

La figure 3.7 illustre l'intérêt de l'utilisation d'un wafer SOI 5 couches pour la microfabrication du capteur. En effet, elle permet de comparer les structures des poutres de prototypes réalisés avec des wafers SOI 3 et 5 couches. On constate que le SOI 5 couches nous permet d'obtenir des poutres parfaitement rectilignes et donc une structure beaucoup plus en accord avec la structure idéale simulée. Les poutres réalisées avec un wafer SOI 3 couches

3.2. PREMIER RUN DE CAPTEURS

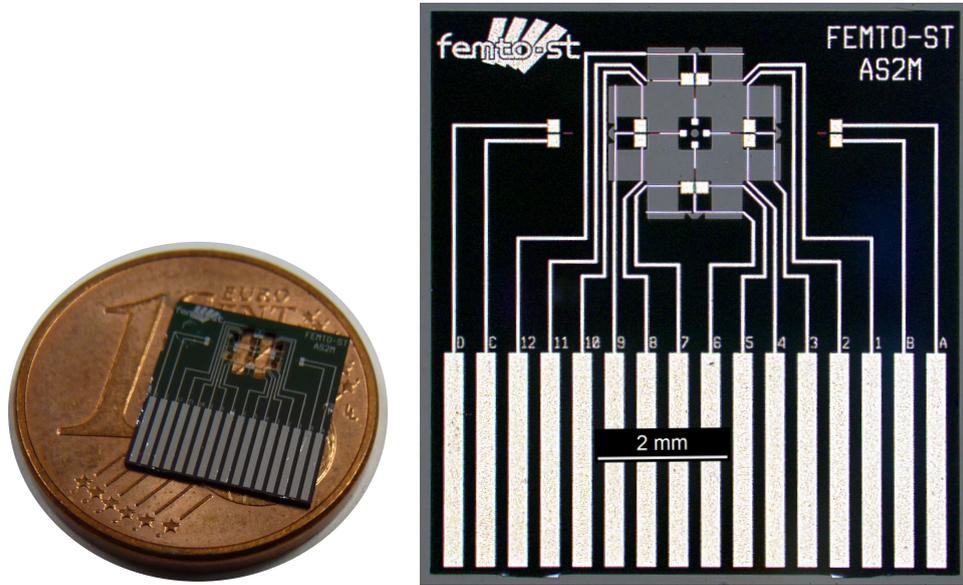


FIGURE 3.5: Photographie et image optique du capteur de force piézorésistif multi-axes.

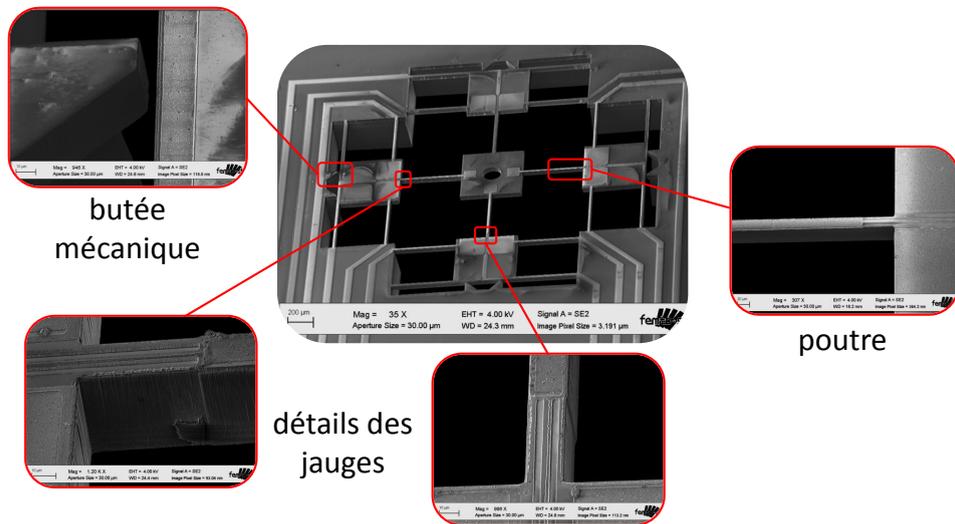


FIGURE 3.6: Images MEB du capteur de force piézorésistif multi-axes.

présentent quant à elles des défauts au niveau de l'encastrement résultant d'une non uniformité de gravure DRIE. Cependant, si les résultats en matière de structure mécanique sont plutôt satisfaisants, les jauges piézorésistives sont, elles, non fonctionnelles à ce stade du développement microtechnologique :

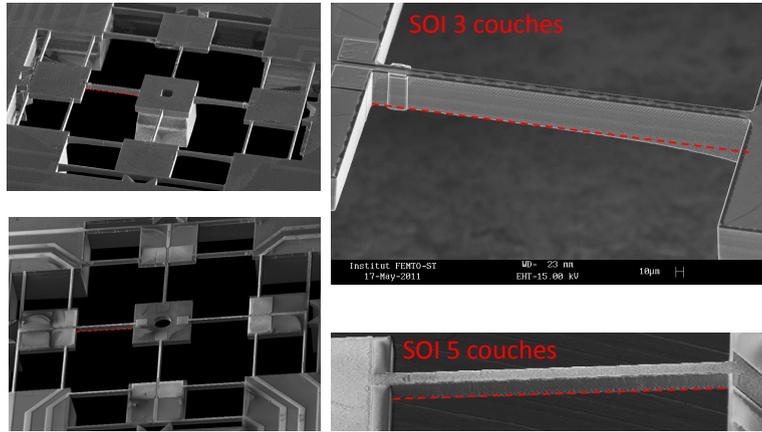


FIGURE 3.7: Images MEB détail sur la rectitude des poutres.

- d'une part, des résistances de contact très élevées ont été obtenues. Les résultats des mesures sur des motifs tests TLM d'un des wafers SOI sont présentés sur le tableau 3.8. On constate que les valeurs des résistances de contacts sont presque 100 fois supérieures aux valeurs obtenues sur les wafers bulk tests (voir tableau 3.1) pour les plus gros motifs (500/100 μm). De plus, elles sont largement trop élevées par rapport à nos objectifs pour les plus petits motifs de tests (200/20 μm) : on n'a pas, dans ce cas, une bonne linéarité entre L et R et des valeurs de résistance de contact supérieures au $\text{M}\Omega$. Ceci est inacceptable pour le bon fonctionnement du capteur au regard des valeurs de résistance des jauges piézorésistives ;
- d'autre part, les mesures de tension en fonction du courant dans les jauges sur les capteurs terminés ont révélé que la loi d'Ohm n'était pas satisfaite dans la plage de mesure qui nous intéressait (-5V, 5V) (voir figure 3.9).

	500/100	300/50	200/20
L_T	193 μm	276 μm	24,1 μm
R_c	190 Ω	2,96 $\text{k}\Omega$	49,6 $\text{M}\Omega$
R_{sh}	492 Ω	3,21 $\text{k}\Omega$	412 $\text{M}\Omega$
ρ_c	0,183 $\Omega.\text{cm}^2$	0,00245 $\text{k}\Omega.\text{cm}^2$	0,00239 $\text{M}\Omega.\text{cm}^2$

FIGURE 3.8: Résultats des mesures TLM sur un des wafers du premier run de fabrication.

Un problème d'adhérence de la couche d'aluminium (non observé lors de la

3.3. AMÉLIORATION DU PROCESS

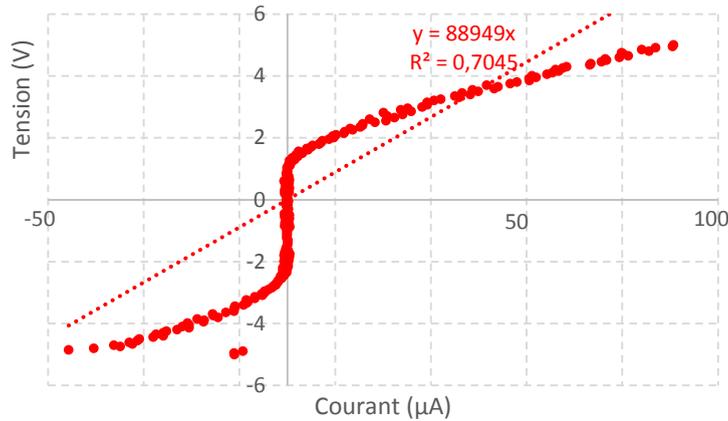


FIGURE 3.9: Exemple de tension en fonction du courant dans une des jauges de l'un des capteurs issus du premier run de fabrication.

phase de tests) a été de surcroît relevé.

Plusieurs causes sont envisageables pour expliquer une telle différence entre les résultats sur les wafers tests et les wafers de ce premier run. Tout d'abord, le four RTA de la centrale MIMENTO est tombé définitivement en panne lors de notre phase de test et n'a donc pas pu être utilisé dans ce run. Les wafers ont été envoyés dans une autre centrale (au LAAS de Toulouse) possédant un four RTA, mais les conditions de recuit ne correspondaient pas à celles réalisées pendant la phase de tests. De plus, par mesure d'économie, les tests préliminaires TLM ont été réalisés sur des wafers bulk et non des wafers SOI. On peut supposer que le comportement lors du recuit de diffusion n'est pas exactement le même pour ces deux wafers différents (bulk et SOI). Enfin, une pollution du dépôt d'aluminium a été également suspectée.

3.3/ AMÉLIORATION DU PROCESS

3.3.1/ OPTIMISATION DU DÉPÔT

3.3.1.1/ QUALITÉ DU DÉPÔT, PRÉSENCE D'ALUMINE

Comme nous venons de le voir, les résultats non conformes à nos attentes du premier run nous ont fait suspecter la mauvaise qualité du dépôt de l'aluminium comme étant une cause possible des mauvais contacts ohmiques (mauvaise diffusion de l'aluminium dans le silicium pendant le recuit). Une hypothèse pour expliquer ce phénomène est la présence éventuelle d'oxyde

d'aluminium qui se serait formée à l'interface de l'aluminium dans la machine de dépôt. Nous avons alors réalisé une série de tests afin de limiter ce phénomène. L'ajout d'une étape préalable d'un plasma de Titane dans la machine permet de consommer l'oxygène résiduel présent dans la chambre avant d'utiliser la cible d'aluminium. Nous avons également amélioré et allongé les étapes de décapage de la cible d'aluminium et du substrat.

3.3.1.2/ ADHÉRENCE DE L'ALUMINIUM

Afin de remédier au problème d'adhérence de l'aluminium sur le silicium ou sur le contact ohmique (reprise de contact entre le contact ohmique et l'électrode), nous avons cherché à connaître les contraintes dans la couche déposée (après dépôt mais également après recuit). Pour cela, nous avons réalisé une mesure des contraintes à température ambiante puis pendant et après une montée en température (comme pour un recuit) avec une machine de caractérisation de contraintes thermomécaniques dédiée disponible à la centrale MIMENTO (FSM 500 TC). Ces mesures ont été réalisées sur 3 wafers dont les dépôts ont été effectués à différentes pressions ($10 \cdot 10^{-3}$, $7 \cdot 10^{-3}$ et $4 \cdot 10^{-3}$ mbar). Lors de la caractérisation, on procède à une montée de 20 à 400°C puis à une redescente en température avec une mesure de contrainte tous les 20°C comme montré sur la figure 3.10.

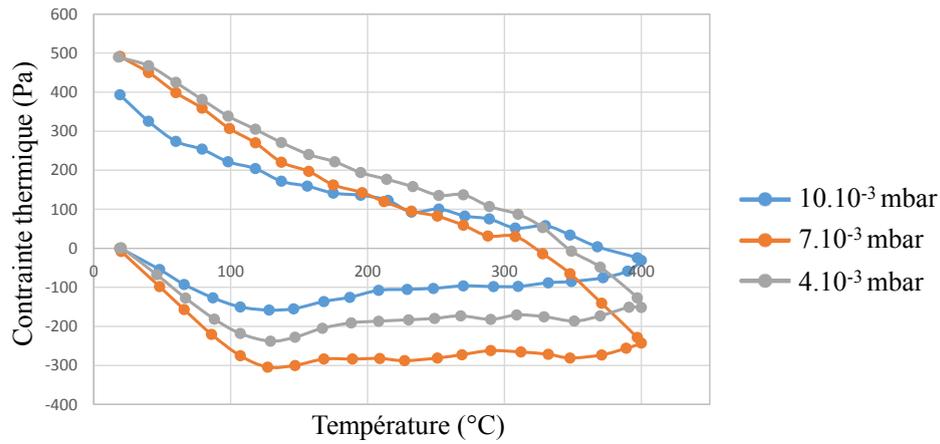


FIGURE 3.10: Contraintes thermiques en fonction de la température.

On observe des contraintes plus faibles (avant et après recuit) pour le wafer dont l'aluminium a été déposé sous une pression $10 \cdot 10^{-3}$ mbar. Ainsi, nous utiliserons cette pression de dépôt pour les contacts ohmiques.

3.3. AMÉLIORATION DU PROCESS

3.3.1.3/ ÉTAPES DE DÉPÔT

En fonction des 2 études détaillées précédemment, nous avons abouti aux paramètres de dépôt suivants pour une épaisseur d'aluminium déposée d'environ 250 nm :

- Wafer chargé la veille pour avoir un vide poussé (vide 1, 7.10^{-7} mbar) ;
- Plasma Ti, 10.10^{-3} mbar, 1A , 5 min afin de consommer l'oxygène résiduel présent dans la chambre avant d'utiliser la cible d'aluminium ;
- Nettoyage de la cible d'aluminium 6" 10.10^{-3} mbar, 1,5 A, 20 min ;
- Nettoyage des échantillons 10.10^{-3} mbar/250 V 15min ;
- Nettoyage de la cible d'aluminium 6" 10.10^{-3} mbar, 1 A, 10 min avec un BIAS de 50 V sur les échantillons ;
- Dépôt sans BIAS : 2 min, 10.10^{-3} mbar, 1 A.

3.3.2/ AMÉLIORATIONS DES CONTACTS OHMIQUES, MÉTHODE TLM

3.3.2.1/ CONCEPTION DES MASQUES DE TEST DES CONTACTS OHMIQUES

Comme expliqué précédemment dans la section 3.2, la qualité des contacts Al/Si sur ce premier run n'est pas satisfaisante. Nous avons donc choisi de procéder à nouveau à une phase d'amélioration des contacts ohmiques, cette fois avec un wafer SOI 5 couches identique à ceux utilisés pour fabriquer les capteurs. Pour cela, nous avons d'abord conçu un nouveau jeu de masques de test présenté sur la figure 3.11. Ces masques permettent de réaliser 15 échantillons qui peuvent être soumis à différentes conditions de dépôt de métal et de recuit, l'objectif étant à nouveau d'optimiser l'étape de réalisation de contacts ohmiques (dépôts, temps et températures de recuit). Chacun de ces échantillons comporte plusieurs ensembles TLM avec diverses tailles de motifs métalliques. La taille de ces motifs est conditionnée par les surfaces des contacts présents sur le capteur (voir 3.12) : pour chaque couple de jauges, deux contacts relativement larges ($200 \mu\text{m} \times 200 \mu\text{m}$) et un contact plus petit ($16 \mu\text{m} \times 150 \mu\text{m}$) car limité par la largeur des poutres. Des pads métalliques permettront de mesurer les valeurs des contacts ohmiques directement après recuit et avant le dépôt des électrodes même sur les motifs de plus petites dimensions. Chaque échantillon présente également des jauges identiques à celles présentes sur les dispositifs finaux afin de pouvoir s'assurer de leur bon fonctionnement.

Afin de limiter les temps d'attente et les risques de casse lors de l'envoi des échantillons à notre centrale de technologie partenaire, les recuits lors de cette phase de tests (et donc également lors de la fabrication des capteurs) n'ont pas été réalisés en four RTA à Toulouse mais dans une machine de

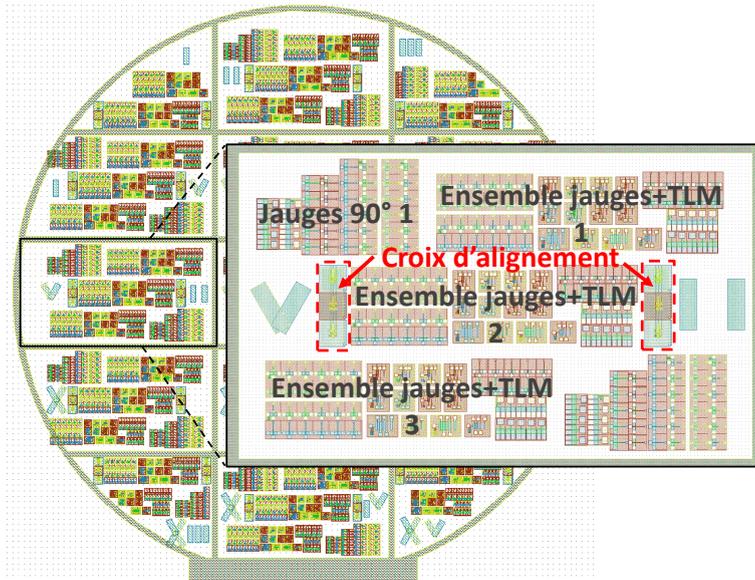


FIGURE 3.11: Jeu de masques pour l'amélioration de l'étape des contacts ohmiques (vue d'ensemble et détail sur une sous-partie).

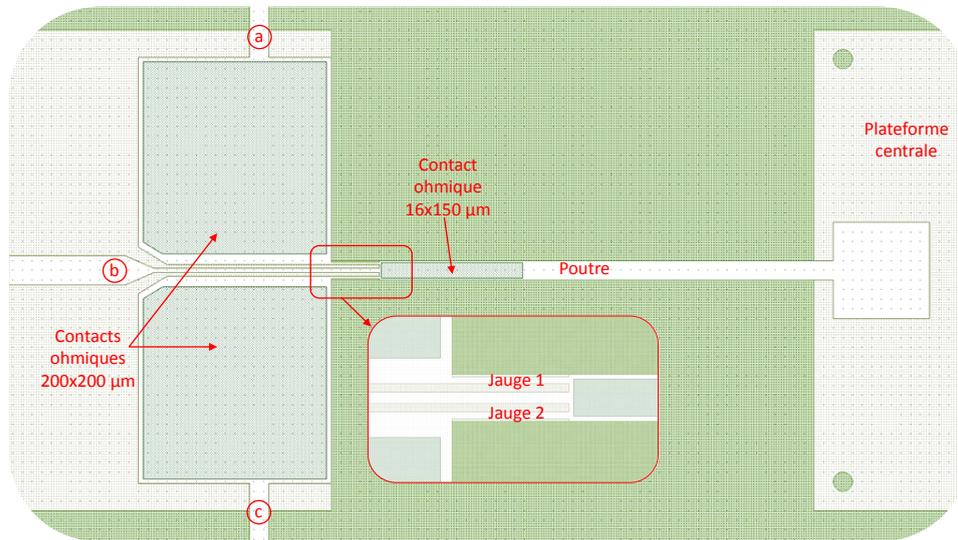


FIGURE 3.12: Disposition des contacts ohmiques au niveau des jauges piézorésistives des capteurs.

dépôt de MIMENTO équipée d'un porte-substrat chauffant pouvant monter en température jusqu'à 600°C. La présence d'un sas nous permet de mettre la machine à la température voulue puis d'y introduire l'échantillon pen-

3.3. AMÉLIORATION DU PROCESS

nant le temps de recuit souhaité, ce qui se rapproche donc de la montée en température très rapide dans un four RTA.

3.3.2.2/ MESURES SUR MOTIFS TLM

Les figures 3.13 et 3.14 présentent la moyenne des mesures TLM sur les motifs les plus gros et les plus petits motifs (500/100 et 150/16 μm) pour différentes températures et temps de recuit et les tableaux 3.3 et 3.4 présentent les caractéristiques issues de ces courbes (notamment la résistance de contact R_c).

	350°C 3min	350°C 6min	350°C 12min	400°C 3min	400°C 6min	400°C 12min	450°C 3min	450°C 6min	450°C 12min
L_t (μm)	102	40,2	27,8	26,1	19,4	25,0	28,9	15,64	20,2
R_c (Ω)	16,3	5,07	3,95	4,00	2,62	3,28	4,17	3,01	2,85
R_{sh} (Ω)	79,5	63,0	71,0	76,7	67,5	65,5	72,2	96,2	70,6
ρ_c ($10^{-3} \Omega \cdot \text{cm}^2$)	8,31	1,02	0,551	0,522	0,254	0,410	0,601	0,235	0,287

TABLEAU 3.3: Caractéristiques des contacts pour différentes conditions de recuit à partir de la figure 3.13.

	350°C 3min	350°C 6min	350°C 12min	400°C 3min	400°C 6min	400°C 12min	450°C 3min	450°C 6min	450°C 12min
L_t (μm)	587	85,4	45,8	41,9	23,3	38,5	55,4	28,5	34,7
R_c (Ω)	198	27,5	15,6	13,3	8,13	11,1	16,5	10,7	10,5
R_{sh} (Ω)	50,6	48,3	51,1	47,5	52,4	43,2	44,7	56,3	45,3
ρ_c ($10^{-3} \Omega \cdot \text{cm}^2$)	1,74	3,53	1,07	0,836	0,284	0,639	1,37	0,458	0,544

TABLEAU 3.4: Caractéristiques des contacts pour différentes conditions de recuit à partir de la figure 3.14.

On constate qu'au delà de 12 min pour le temps et 350°C pour la température, ces deux paramètres n'ont plus vraiment d'impact sur la valeur de la résistance de contact et que l'on a alors déjà des résistances de contacts satisfaisantes (de l'ordre de la dizaine d'ohms pour les plus petits motifs). De plus, on constate que l'on obtient des résultats relativement proches de ceux issus de la première phase de tests sur les wafers bulk, ce qui semble exclure l'hypothèse d'une différence de comportement entre le wafer bulk et le wafer SOI et plutôt valider celle d'un problème au niveau de la qualité du dépôt.

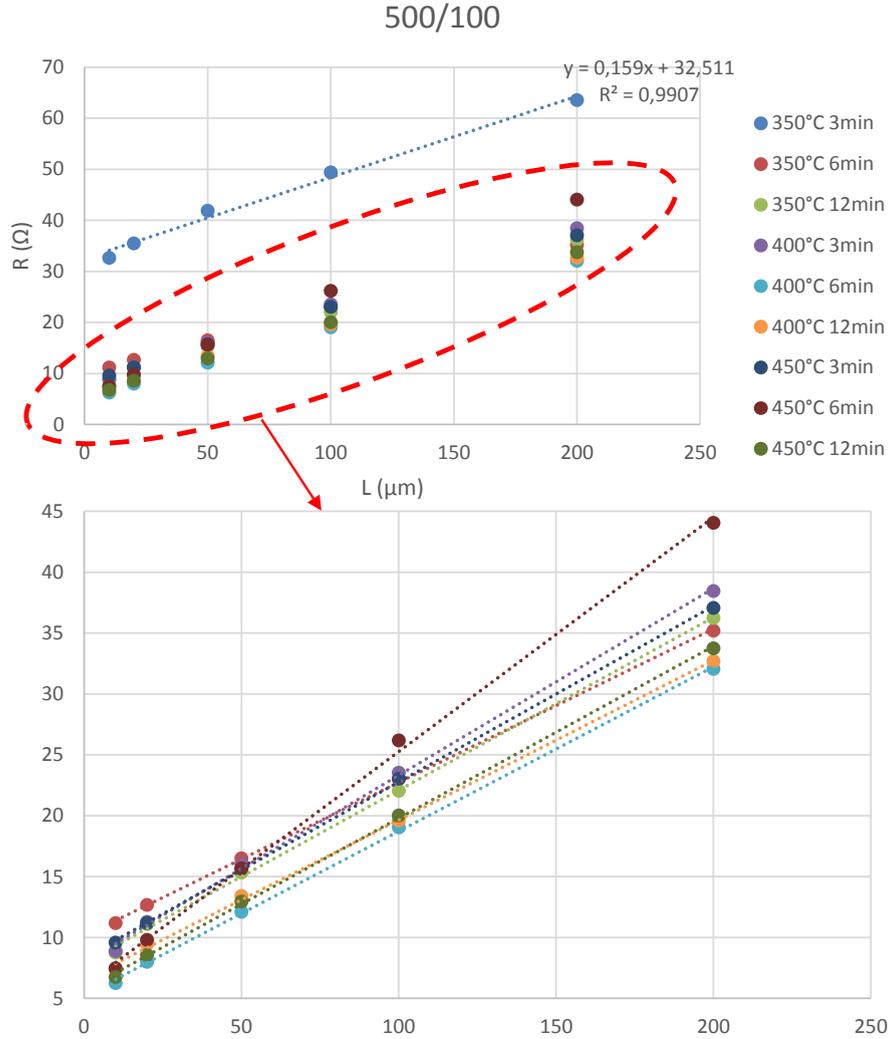


FIGURE 3.13: Moyenne de R en fonction de L pour les plus gros motifs de tests pour différentes conditions de recuit.

3.3.2.3/ MESURES SUR JAUGES

La configuration électrique et les contacts ohmiques dans les jauges des capteurs sont présentées dans la figure 3.12. Pour un couple de jauges, on réalise les mesures de résistance R_{ab} dans la jauge 1 (entre les points a et b sur la figure 3.12), R_{bc} dans la jauge 2 (entre les points b et c) et R_{ac} dans les deux jauges (entre les points a et c). L'écart entre la somme des 2 jauges d'un même couple et la mesure des deux jauges pour différentes conditions

3.3. AMÉLIORATION DU PROCESS

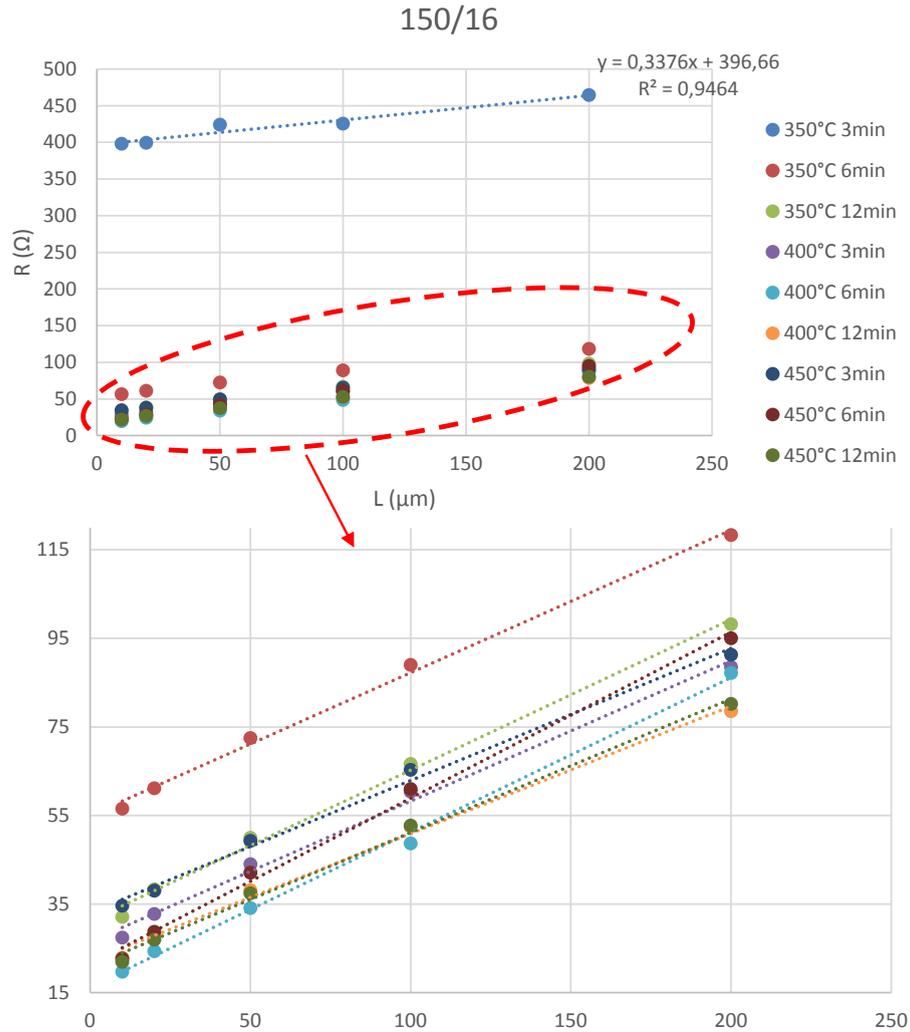


FIGURE 3.14: Moyenne de R en fonction de L pour les plus petits motifs de tests pour différentes conditions de recuit.

de recuit, présenté dans la figure 3.15, permet d'avoir une idée de l'influence de la résistance de contact de la zone $16 \times 150 \mu\text{m}$.

On voit qu'augmenter le temps et la température de recuit permet de réduire cet écart, avec une faible influence au delà des conditions "400°C 3min" sur la figure 3.15.

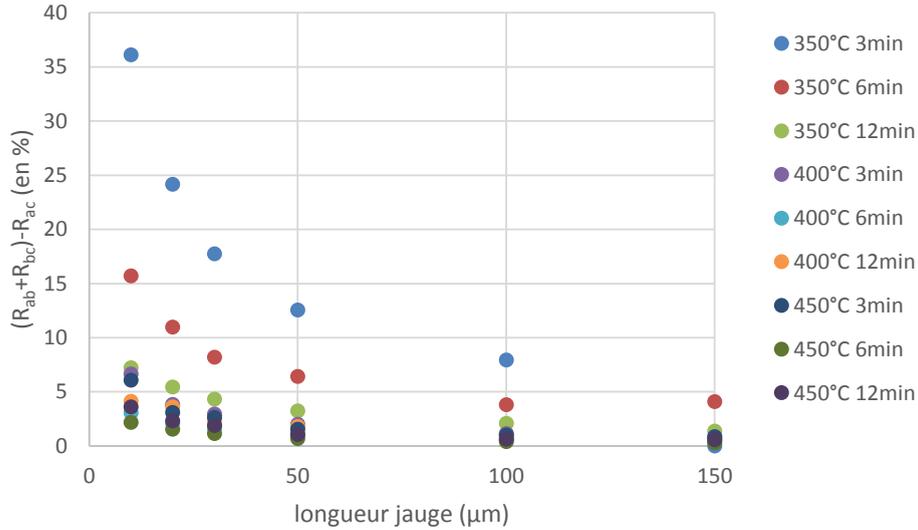


FIGURE 3.15: Différence entre la somme des 2 jauges d'un même couple et la mesure des 2 jauges pour différentes conditions de recuit.

3.3.2.4/ PARAMÈTRES RETENUS

Ainsi, d'après les différents résultats décrits précédemment, une température de recuit de 400°C pendant un temps de 6 min devrait nous permettre d'obtenir de bons résultats électriques sur les capteurs du nouveau run de fabrication à l'aide de la machine de dépôt capable de monter en température.

3.4/ NOUVEAU RUN DE FABRICATION

3.4.1/ AMÉLIORATION DU MASQUE

Avant de débiter le processus de fabrication, nous avons choisi d'apporter des améliorations aux masques et au procédé de fabrication afin d'éviter certains problèmes observés lors du premier run. Pour cela, nous avons :

- rigidifié les liaisons sécables pour que les échantillons restent accrochés au wafer jusqu'à la fin du procédé de fabrication ;
- augmenté la largeur des pistes d'aluminium qui ont été surgravées lors du premier run (voir figure 3.16) afin d'éviter les coupures de circuits ;

3.4. NOUVEAU RUN DE FABRICATION

- évité d'aligner tous les capteurs en les mettant en quinconce pour améliorer la tenue globale du wafer, en effet, un alignement rend le wafer fragile et peut conduire à sa casse s'il y a une amorce de rupture ;
- modifié les motifs de tests afin de pouvoir estimer la qualité des contacts aluminium/silicium juste après le recuit, avant l'étape de dépôt des électrodes pour les plus petits contacts ohmiques (ajout de pads spécifiques) ;
- inclus des protections sur les flancs des poutres pour éviter la surgature des jauges lors de la gravure DRIE de la structure mécanique, sur quelques dispositifs pour tester l'efficacité (voir la figure 3.17) ;
- ajouté des identifications sur chaque dispositif afin de pouvoir les suivre plus facilement lors du processus de fabrication.

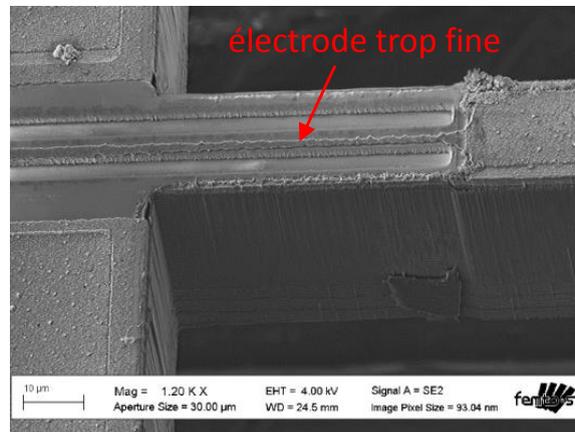


FIGURE 3.16: Image MEB d'un détail d'un capteur issu du premier run illustrant l'intérêt d'augmenter la largeur des pistes d'aluminium.

L'ensemble de ces observations a conduit au masque présenté sur la figure 3.18.

3.4.2/ DÉROULÉ DE LA FABRICATION ET CAPTEURS OBTENUS

Malgré de nouvelles difficultés de microfabrication (mauvaise résolution des masques, difficulté de réalisation de certaines étapes, etc.), le nouveau run de fabrication a permis d'aboutir à la réalisation de quelques capteurs de force qui vont pouvoir être caractérisés, mécaniquement et électriquement.

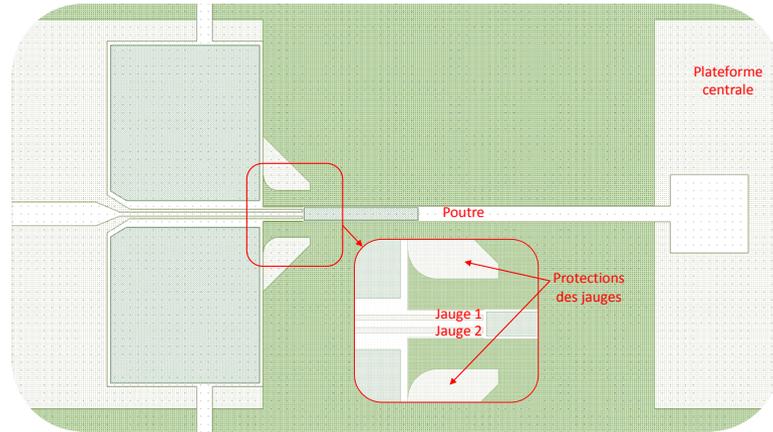


FIGURE 3.17: Ajout de motifs de protection autour des flancs des poutres afin d'éviter la surgravure des jauges.

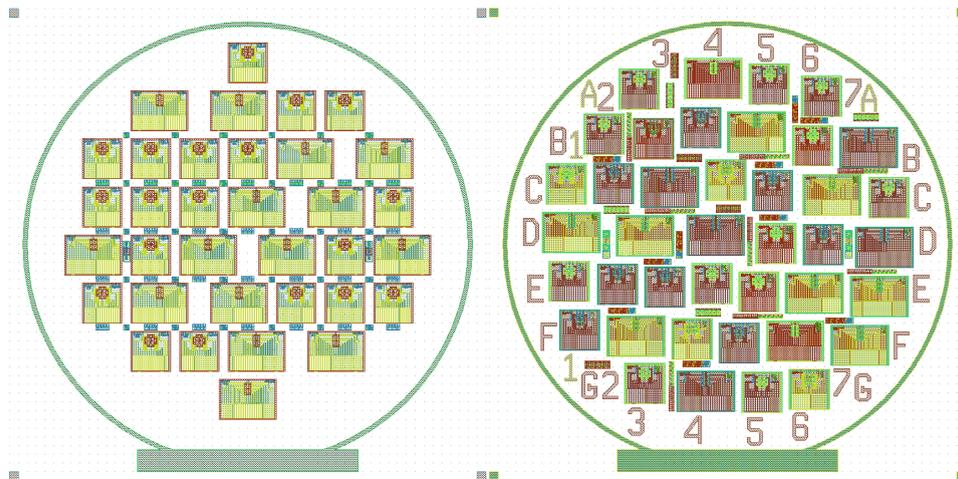


FIGURE 3.18: Première et deuxième version des jeux de masques pour la réalisation des capteurs.

3.5/ CARACTÉRISATION MÉCANIQUE

Tout d'abord, on procède à la caractérisation mécanique des structures d'un dispositif obtenu. Un faisceau laser est focalisé sur la zone d'intérêt à scanner. Ces mesures sont effectuées en utilisant un MEMS Analyser (Polytec MSA 500 laser Doppler Vibrometer System représenté sur la figure 3.19). Pour mesurer les fréquences de résonance, le dispositif est placé sur un transducteur piézoélectrique PZT. La mesure dynamique a été effectuée en utilisant une tension alternative appliquée entre les électrodes métalliques supérieure et

3.6. CARACTÉRISATION ÉLECTRIQUE

inférieure du transducteur piézoélectrique pour induire une oscillation verticale, dont la fréquence peut être contrôlée et modulée. Les fréquences de résonance obtenues par cette technique de mesure l'ont été dans une plage de largeur de bande de 20 à 120 kHz. Elles sont données sur la figure 3.20. Par rapport aux valeurs de simulation, on peut noter que ces résultats sont relativement en bon accord (cf. figure 3.21). La structure mécanique offre donc les performances dynamiques attendues ce qui confirme l'intérêt d'avoir utilisé un wafer SOI 5 couches permettant d'obtenir des poutres rectilignes et une structure très proche de celle idéale simulée.

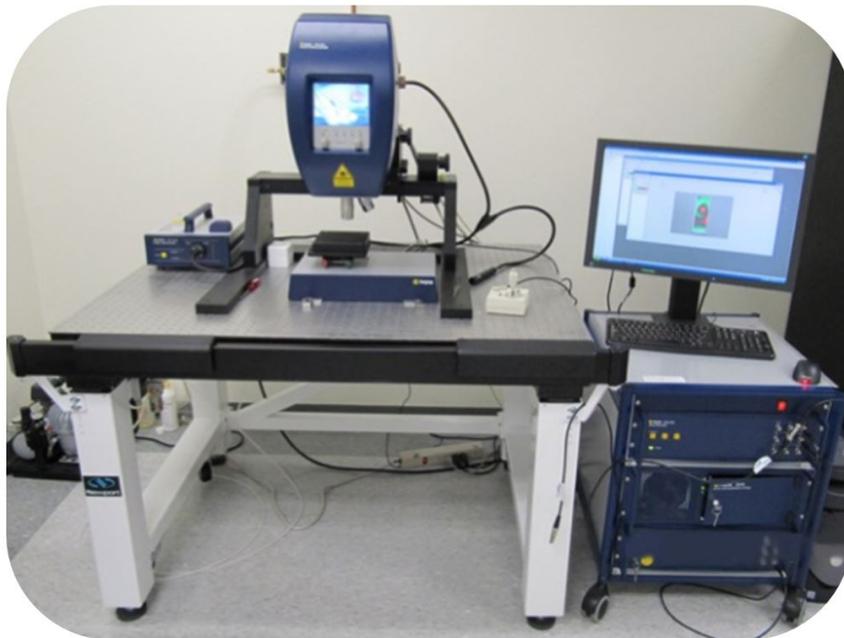


FIGURE 3.19: Système de mesure à vibrométrie laser Polytec MSA 500.

3.6/ CARACTÉRISATION ÉLECTRIQUE

3.6.1/ CONTACTS OHMIQUES

Les figures 3.22 et 3.23 présentent la moyenne des mesures TLM sur les motifs les plus gros et les plus petits motifs (500/100 et 150/16 μm) et les tableaux 3.5 et 3.6 présentent les caractéristiques issues de ces courbes (notamment la résistance de contact R_c). On compare les résultats de 4 wafers :

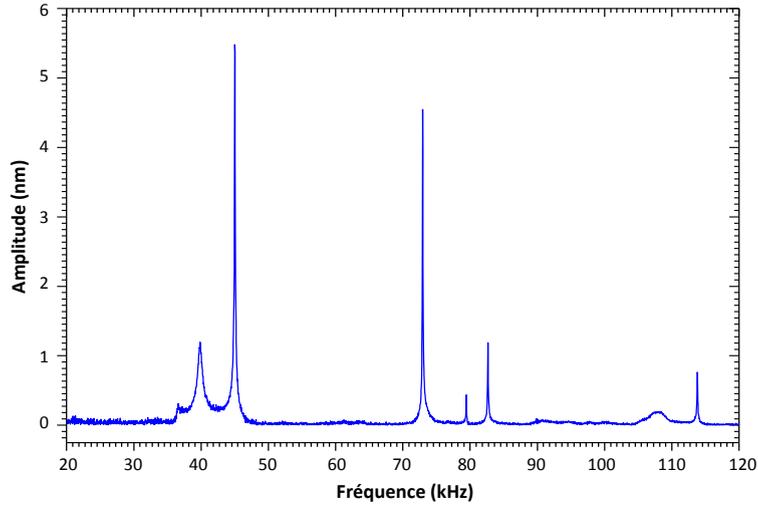


FIGURE 3.20: Fréquences de résonance de la structure mécanique du capteur caractérisées par vibrométrie laser.

- le wafer W2 issu du premier run de fabrication de capteurs (section 3.2) ;
- 2 wafers W4 et W5 issus du nouveau run de fabrication de capteurs ;
- le wafer SOI W9 sur lesquels ont été réalisés les tests de contacts ohmiques après le premier run de fabrication de capteurs (section 3.3.2).

On peut noter que les résultats en matière de qualité des contacts ohmiques ont été améliorés par rapport au premier run de fabrication de capteurs (résistances de contact environ 10 fois plus faible pour les plus petits motifs TLM). Cependant, on constate aussi que l'on obtient des valeurs nettement plus grandes que les valeurs attendues au vu des tests de contacts ohmiques précédents. En effet, on a des résistances de contacts sur les plus petits motifs environ 20 fois supérieures.

	W5 (2 ^{ème} run)	W4 (2 ^{ème} run)	W9 (test entre les 2 runs)	W2 (1 ^{er} run)
Lt (μm)	83,1	77,4	23,5	303
Rc (Ω)	16,3	23,0	2,95	69,6
Rsh (Ω)	98,0	148	62,5	115
pc ($10^{-3} \Omega \cdot \text{cm}^2$)	6,76	8,89	0,347	106

TABLEAU 3.5: Comparaison des caractéristiques des contacts pour le premier run, le deuxième et l'étape de test à partir de la figure 3.22.

3.6. CARACTÉRISATION ÉLECTRIQUE

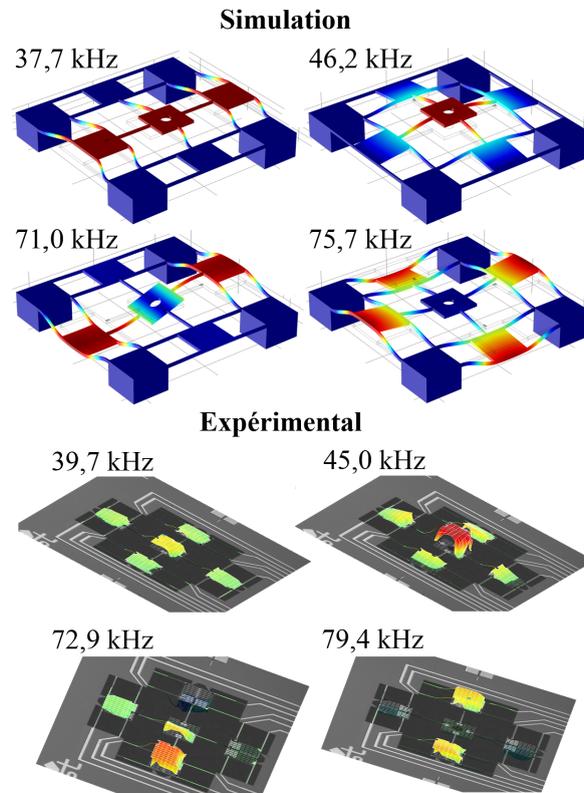


FIGURE 3.21: Formes des modes du capteur piézorésistif simulés par éléments finis et mesurés par le MEMS Analyser.

	W5 (2 ^{ème} run)	W4 (2 ^{ème} run)	W9 (test entre les 2 runs)	W2 (1 ^{er} run)
Lt (μm)	472	486	37,8	83,8
Rc (Ω)	183	483	10,0	2040
Rsh (Ω)	58,1	149	39,7	4860
ρc ($10^{-3} \Omega \cdot \text{cm}^2$)	130	352	0,568	342

TABEAU 3.6: Comparaison des caractéristiques des contacts pour le premier run, le deuxième et l'étape de test à partir de la figure 3.23.

3.6.2/ MESURE DE FORCE

En parallèle de la réalisation du capteur en salle blanche, le développement d'une plateforme expérimentale qui accueillera le capteur pour réaliser des essais de tribologie sous air ambiant a été démarré. Cette plateforme est constituée d'un système robotique 6 DDL, nommé "hexapode" (robot paral-

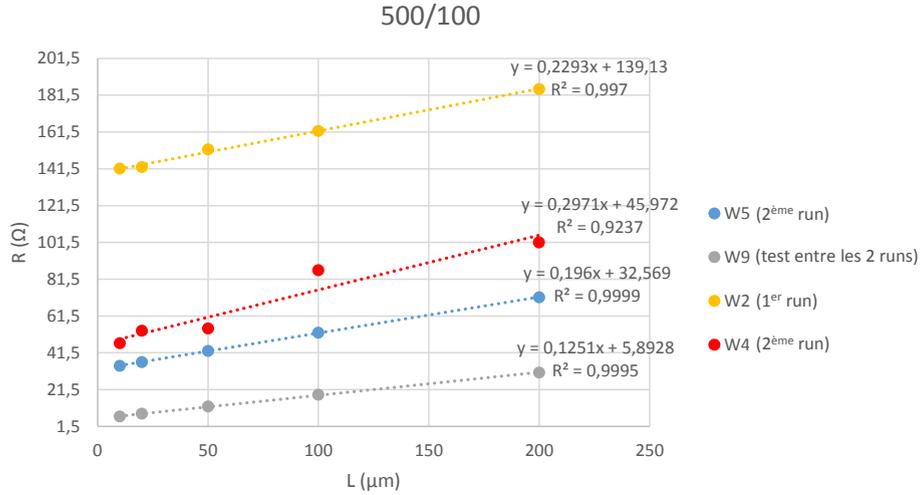


FIGURE 3.22: Moyenne de R en fonction de L pour les plus gros motifs de tests pour les différents procédés de fabrication.

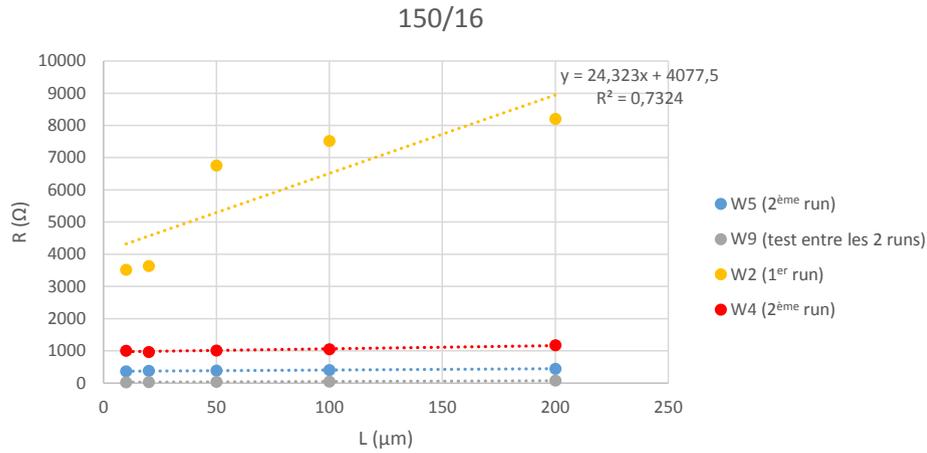


FIGURE 3.23: Moyenne de R en fonction de L pour les plus petits motifs de tests pour les différents procédés de fabrication.

lèle), de plusieurs nanoactionneurs de positionnement fin du capteur avec 3 DDL en translation et d'un système de vision, présentés sur les figures 3.24 et 3.25. Le capteur sera fixé sur le nanopositionneur ce qui permettra de le faire frotter sur l'échantillon à étudier avec 6 DDL. L'hexapode servira pour l'approche grossière de l'échantillon vers le capteur puis les autres actionneurs nous permettront de réaliser l'approche fine et les tests de friction. Les

3.6. CARACTÉRISATION ÉLECTRIQUE

10 signaux (réponse des 8 jauges sur les poutres et des 2 jauges servant à compenser l'effet de la température) seront récupérés et traités séparément (un conditionneur par jauge).

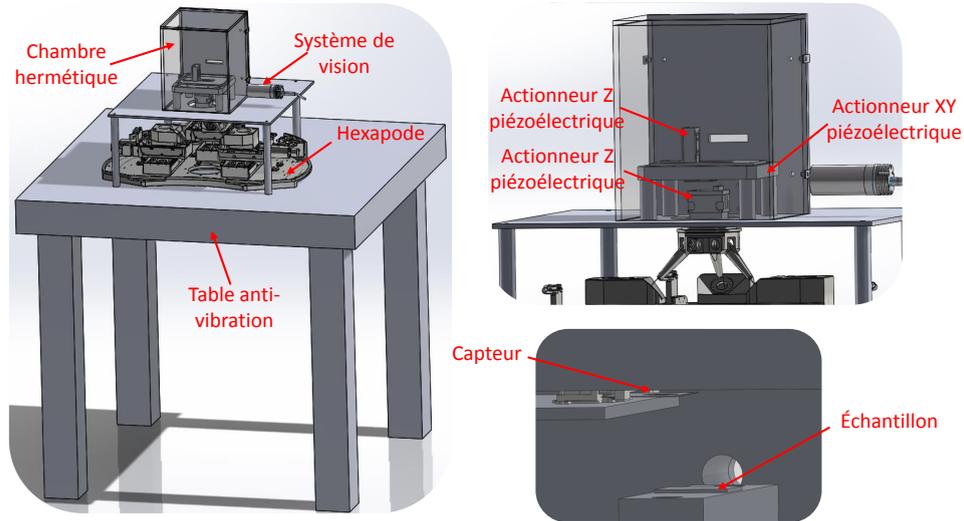


FIGURE 3.24: Dessin CAO du montage expérimental.

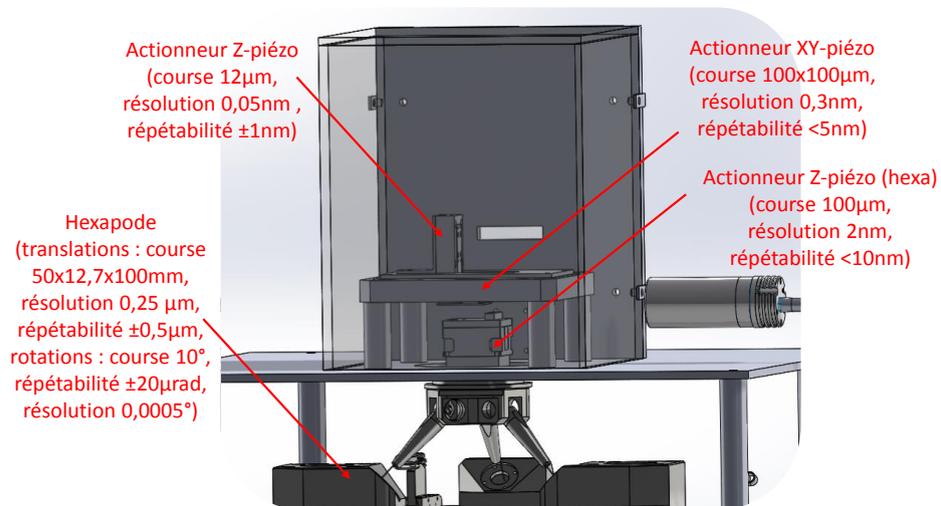


FIGURE 3.25: Dessin CAO du montage expérimental (zoom).

Avant de réaliser ces tests et pour une première validation, un capteur de force commercial FT-S10000 développé par la société FemtoTools (et nommé dans la suite FemtoTools), présenté sur la figure 3.26, a été utilisé pour appliquer une force normale "connue" sur notre capteur piézorésistif. La

configuration expérimentale est montrée sur la figure 3.27.

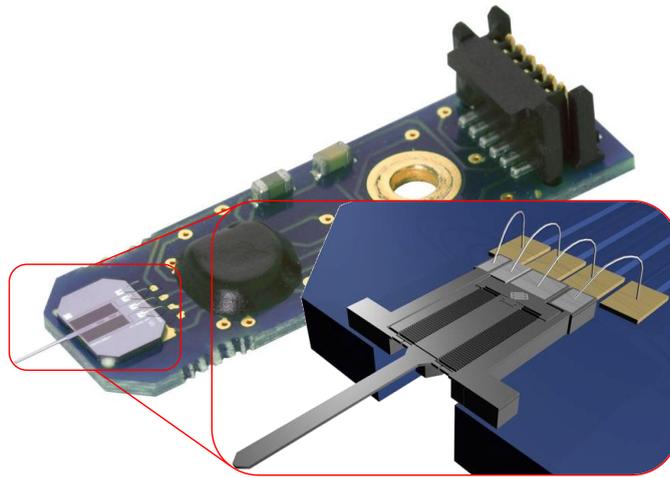


FIGURE 3.26: FemtoTools utilisé pour la première validation de notre capteur.

La figure 3.28 montre un zoom sur le dispositif (vu de côté et vu du dessus) et le FemtoTools en regard. Le FemtoTools est fixé directement sur l'hexapode tandis que notre capteur est disposé comme il le sera dans les essais de friction. Pour ces tests, par manque de temps, nous avons utilisé uniquement l'hexapode pour approcher le FemtoTools du capteur puis appliquer une force sur ce dernier. L'asservissement des axes de l'hexapode a été développé en interne au département AS2M par Olivier Lehmann, ingénieur roboticien. La figure 3.29 présente une image optique fournie par une des caméras lors de l'approche du FemtoTools vers le dispositif. La figure 3.30 expose les résultats de la réponse d'une des jauges d'un capteur à une sollicitation avec le FemtoTools. On constate que la jauge est bien fonctionnelle : elle nous permet d'avoir une bonne image de la force appliquée sur le capteur. En effet, la valeur des résistances dans la jauge varie bien de façon proportionnelle à la force avec une sensibilité d'environ $13 \Omega/\text{mN}$. On constate que la réponse de la jauge est relativement bruitée. Cependant le coefficient de détermination R^2 vaut près de 0,996, l'écart maximum par rapport à la droite de régression linéaire est de 12Ω (0,19%) et l'écart moyen par rapport à cette même droite est de $2,4 \Omega$ (0,037%). Cette première mesure valide le fonctionnement des jauges piézorésistives utilisées.

3.7. CONCLUSION

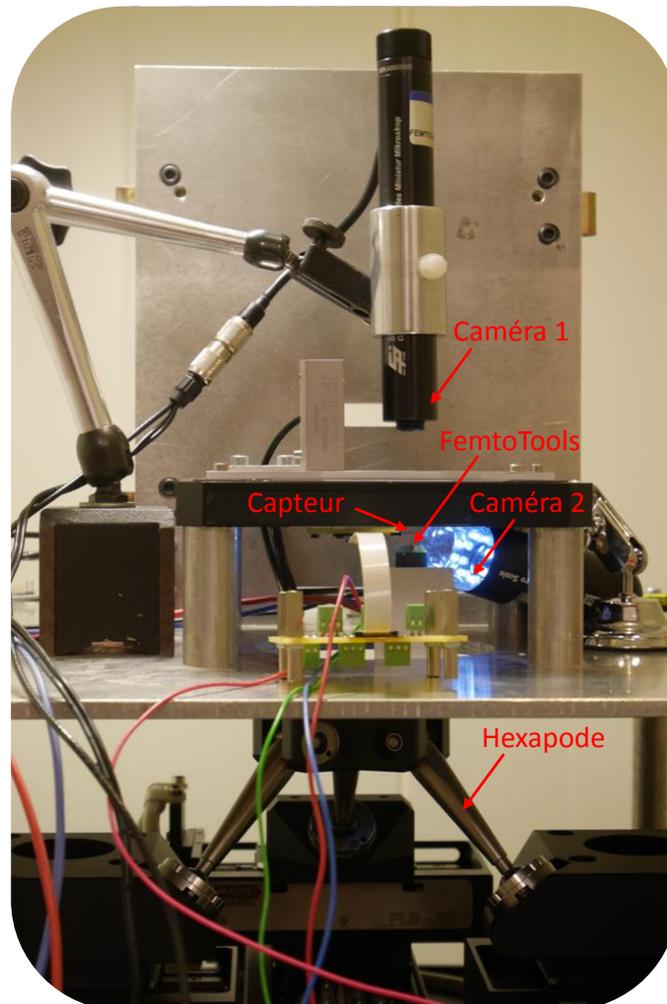


FIGURE 3.27: Configuration expérimentale destinée à réaliser des premiers tests sur les prototypes du capteur.

3.7/ CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons pu voir le déroulement des différents runs de fabrication des premiers prototypes de ce capteur. Les différentes étapes de tests ainsi que les améliorations au niveau des masques et du procédé nous ont permis d'obtenir des dispositifs exploitables et de meilleure facture que lors du premier run. La structure mécanique de ces capteurs a été validée par la mesure des fréquences de résonance et cette validation est publiée [19]. Des premiers résultats expérimentaux en termes de mesure de force dans la direction verticale ont également été obtenus grâce à une structure robotique

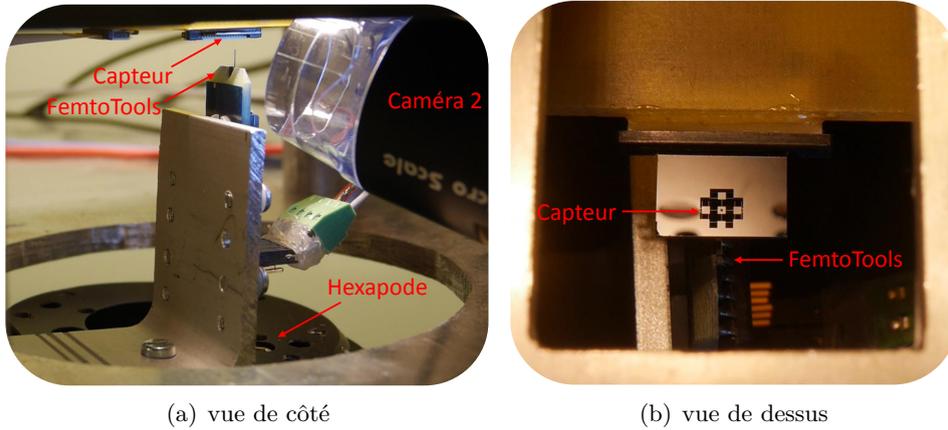


FIGURE 3.28: Configuration expérimentale (zoom).

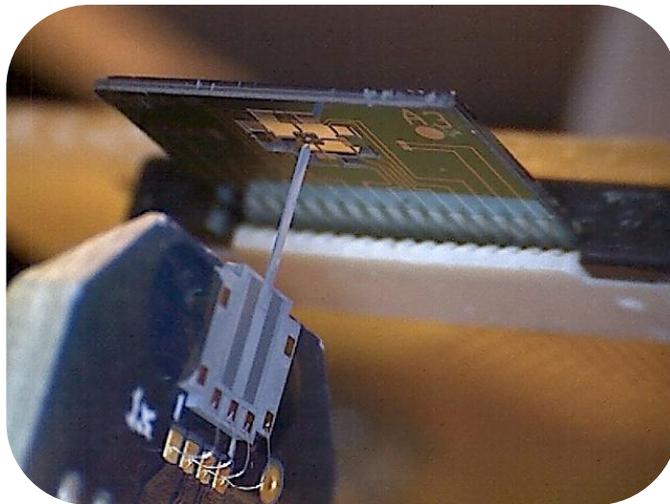


FIGURE 3.29: Image du capteur et du FemtoTools fournie par la caméra 2 (pour permettre l'approche).

et à un capteur de force du commerce. Ils représentent une première étape pour valider le principe de fonctionnement du capteur. Un grand défi à surmonter sera le développement d'un processus permettant d'étalonner le capteur de manière efficace. Cette problématique particulièrement difficile va être abordée dans le chapitre 4 d'une manière générique qui est indépendante du contexte de développement de ce capteur.

3.7. CONCLUSION

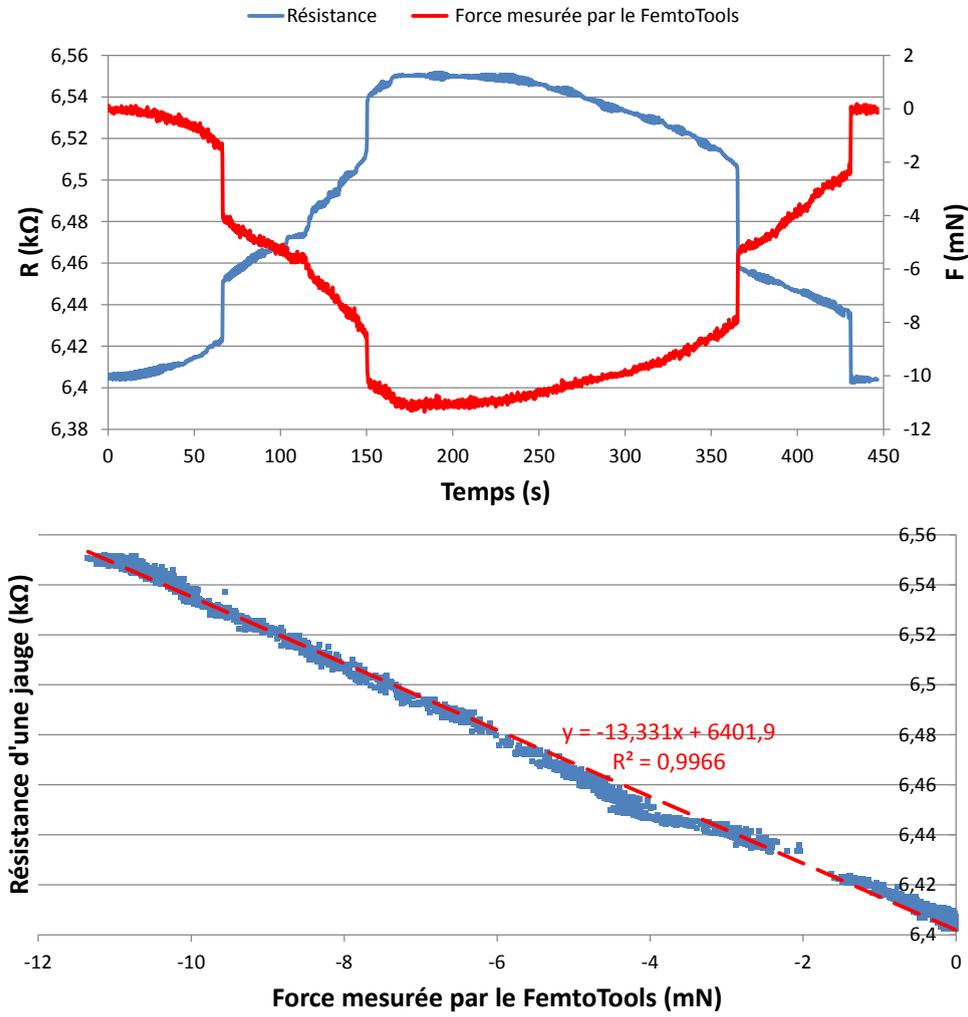


FIGURE 3.30: Résultats d'une caractérisation d'une jauge piézorésistive à l'aide d'un FemtoTools.

PROBLÉMATIQUE DE L'ÉTALONNAGE DES CAPTEURS DE MICRO ET NANOFORCE

Les chapitres précédents ont présenté le développement et la fabrication d'un capteur de force destiné à l'étude des composantes de friction dans le cadre de la micromanipulation dextre. Un des verrous à lever avant de pouvoir utiliser tout capteur de micro forces est son étalonnage. Or, à cette échelle, il s'agit d'une étape d'autant plus difficile à réaliser qu'aucune méthode simple et facilement adaptable à tous les capteurs de force n'a été mise au point. En effet, un des enjeux importants en mesure de faibles forces est la métrologie de ces mesures et leur raccordement à des étalons de référence. Dans ce contexte, les capteurs de micro et nanoforce à ressorts magnétiques passifs qui utilisent des transducteurs macroscopiques rigides de quelques milligrammes à quelques grammes possèdent des atouts intéressants pour établir une telle traçabilité en mesure de force. Cependant, la masse embarquée dans les transducteurs macroscopiques rend ces derniers sensibles aux perturbations environnementales mécaniques. Ce chapitre présente une estimation et une stratégie de compensation passive de ces perturbations mécaniques basse fréquence et non stationnaires, basées sur un principe différentiel.

Sommaire

4.1 Introduction	91
4.2 Problématique	95
4.2.1 Capteurs de nanoforce utilisant des ressorts magnétiques	95

CHAPITRE 4. PROBLÉMATIQUE DE L'ÉTALONNAGE DES
CAPTEURS DE MICRO ET NANOFORCE

4.2.2	Perturbations environnementales agissant sur la masse	100
4.3	Modélisation du <i>maglevtube</i> en tenant compte des perturbations mécaniques basse fréquence .	102
4.4	Estimation de l'entrée en tenant compte des perturbations environnementales	104
4.5	Estimation de la force par déconvolution diffé- rentielle	107
4.6	Résultats simulés	109
4.7	Mesures expérimentales	110
4.7.1	Influence de la température	110
4.7.2	Compensation quand la température est uniforme dans la chambre	114
4.8	Autres sources d'erreurs	117
4.9	Conclusion	120

4.1/ INTRODUCTION

Actuellement une révolution scientifique et technique se développe autour de la connaissance, la fabrication et la manipulation de matériaux, d'objets ou de systèmes intelligents à l'échelle dimensionnelle micrométrique et en deçà ("smart matter" développée par exemple dans le LABEX ACTION). Parallèlement à cela, la métrologie continue à faire des progrès pour garantir au mieux les mesures physiques effectuées dans ces domaines dimensionnels émergents. Ces progrès sont nécessaires car les mesures physiques effectuées sur les grandeurs dimensionnelles, temporelles, mécaniques ou électriques constituent un socle nécessaire pour le développement des technologies. Elles ont contribué de manière significative à l'essor considérable qu'a connu notre société moderne. Très vite, ces mesures ont été rendues possibles par l'utilisation d'étalons¹ universels qui permettent de fournir à tous une référence commune pour les unités fondamentales telles que le mètre, la seconde, le kilogramme. La science de la mesure et ses applications dans le tissu socio-économique est donc intimement dépendant de la métrologie.

Qu'en est-il pour la force qui est une grandeur physique directement liée à la masse lorsque les amplitudes à mesurer deviennent très faibles ? Aujourd'hui de nombreux dispositifs sont capables de mesurer des faibles forces avec des résolutions allant en deçà du nanonewton grâce à l'amélioration des sensibilités de mesure. Malgré cela, il n'existe aucun dispositif de mesure traçable² à l'échelle mondiale en dessous de 500 mN. Cette situation complètement paradoxale conduit au constat suivant : malgré le nombre important de moyens de mesure des faibles forces, et la réelle maturité technologique de ces derniers, aucun n'est étalonné par rapport à un étalon qui serve de référence, et il est impossible de déterminer et donc de garantir l'incertitude des mesures de force effectuées. De ce fait, les industriels présents sur le marché de la mesure de micro et nanoforces deviennent très prudents dès qu'il est question de l'étalonnage de leur dispositifs et de leur justesse. On sait aujourd'hui que des stratégies d'étalonnage différentes peuvent donner des résultats sensiblement différents et que la reproductibilité des expériences impliquant des mesures de micro, nano ou picoforce est difficile à vérifier avec des instruments différents. Conscient du problème de la traçabilité des faibles forces, les laboratoires nationaux de métrologie, notamment américain, allemand et coréen travaillent à la mise au point de dispositifs traçables de mesure de faibles forces depuis environ une quinzaine d'années [81], sans qu'un consensus n'ait

1. Réalisation de la définition d'une grandeur physique donnée, avec une valeur déterminée et une incertitude de mesure associée, utilisée comme référence.

2. Propriété d'un résultat de mesure, selon laquelle ce résultat peut être relié (raccordé) à une référence, par l'intermédiaire d'une chaîne ininterrompue et documentée d'étalonnages, dont chacun contribue à l'incertitude de mesure.

encore émergé, privant ainsi le tissu industriel et la recherche académique, des étalons de force dans la gamme inférieure à la centaine de millinewton. La France affiche, quant à elle, un retard important dans ce domaine de recherche car les travaux sur cette problématique sont peu nombreux. Elle possède pourtant des atouts essentiels grâce au savoir-faire historique sur les étalons de masse de l'équipe MGA (Masse et Grandeurs associées) du Laboratoire Commun de Métrologie (LCM) du LNE-Cnam, et d'autre part, grâce à un leadership international dans la fabrication de capteurs de micro et nanoforce diamagnétiques utilisant des transducteurs macroscopiques de quelques milligrammes à quelques grammes qui sont potentiellement raccordable à des étalons des masse.

Le nanotribomètre multi-DDL développé dans ce mémoire n'échappe pas à la problématique de son étalonnage en force/couple et au raccordement à des futurs étalons de faible force dans le cadre d'une normalisation à venir. Cet étalonnage permettra de garantir l'équivalence des systèmes dextres ou des matériaux caractérisés grâce au mesures effectuées. Cet étalonnage est d'autant plus difficile à réaliser que le nombre de DDL du dispositif est important. La complexité de cette problématique d'étalonnage implique que nous allons uniquement nous concentrer dans le cadre de ce mémoire sur un degré de liberté en translation. Une stratégie possible pour mener à bien un étalonnage monoDDL consiste à s'inspirer des stratégies utilisées par les instituts nationaux de métrologie (INM) pour tenter d'établir la traçabilité. Le domaine de la métrologie des petites forces (en dessous du mN) est également demandeur de solutions innovantes qui permettraient de relever le défi de la mesure précise, répétable et traçable de micro et nano forces.

Les stratégies utilisées par les instituts nationaux de métrologie (INM) pour tenter d'établir la traçabilité des mesures de petites forces sont variées. La plus simple consiste à étalonner le capteur en utilisant un poids mort (dead weight) de référence ce qui est possible lorsque la direction de mesure est verticale. Cette approche restrictive a pour inconvénient majeur que l'incertitude associée au poids, en métrologie de masse, augmente au fur et à mesure que ce dernier décroît [39]. En pratique, aller en deçà de 10 μN (1 mg) est difficile. Par ailleurs, la diminution des dimensions peut rendre très délicat la manipulation et l'application du poids mort en un point donné précis d'un capteur de force à étalonner, surtout s'il est de petites dimensions (micro-poutre d'AFM par exemple). Comme alternatives, beaucoup de capteurs de micro et nanoforce reposent sur des microstructures élastiques. Des travaux ont été menés par les INM pour développer des capteurs de faibles forces traçables à partir de MEMS piezorésistifs [82] ou utilisant des cellules capacitives (comb-drives) [39]. La masse de ces capteurs étant inconnue, les approches d'étalonnage dynamiques se heurtent toujours à une indétermination paramétrique qui nécessite d'introduire des hypothèses supplémentaires

(modèle), difficilement vérifiables, sur la nature du transducteur. L'étalonnage de la raideur en un point donné de la microstructure par caractérisation de son bruit thermique en ce point, bien que séduisante par son principe car indépendante de la masse, nécessite de mesurer des caractéristiques spectrales qui ne sont pas forcément simples à établir avec précision [6]. L'étalonnage statique direct des microstructures élastiques n'est possible que si l'on applique une force connue (module et orientation) sur la structure, ce qui nécessite d'avoir recours à des approches couplant deux dispositifs : un pour générer une force de référence et l'autre pour en mesurer l'effet sur la microstructure. Ce principe a notamment donné lieu aux *comparateurs de masse*.

Schématiquement, un comparateur de masse agit par le biais d'une structure élastique (micro ou pas) que l'on déplace le long d'un axe pour charger mécaniquement un artefact (par exemple un cantilever d'AFM) avec une force inconnue. Cet artefact est lui-même en contact avec une balance électromagnétique avec laquelle on va générer une force de contre-réaction électromagnétique ajustée par un courant. Ce courant est contrôlé afin de générer un déplacement maîtrisé de l'artefact chargé. Quand un déplacement nul est atteint, la force électromagnétique est alors l'opposée de la force de chargement. La balance électromagnétique est préalablement étalonnée avec des poids morts, ce qui permet de connaître la force électromagnétique en fonction du courant et donc la force appliquée sur l'élément chargé. Dans ces configurations, la balance électromagnétique est un capteur de force actif :

- la valeur mesurée de sortie qui doit être commandée est un déplacement ;
- la référence associée (consigne) est un déplacement nul, la sortie du régulateur est un courant ;
- la force générée est une fonction connue du courant.

Différents comparateurs de masse ont été développés pour mesurer des forces verticales à partir de masses de 1200 g [102], 210 g [62], 41 g [14] (PTB, Allemagne) et 5 g [80] (KRIS, Corée). Ces comparateurs diffèrent par leur plage de travail (de quelques centaines de nanonewtons au newton) et leur résolution (1 nN au minimum) [82]. La plupart des comparateurs de masse sont conçus pour mesurer des forces verticales. Une balance électromagnétique originale utilisant un poids mort de référence de 1000 g a cependant été développée pour mesurer des forces horizontales supérieures au micronewton [46]. D'une manière générale, contrôler l'orientation de la force lors de la mesure de micro-nano forces est particulièrement difficile. Ainsi, si un capteur est conçu pour mesurer la force dans une seule direction, une erreur dans l'orientation de la force appliquée conduit à une erreur de mesure. Cette erreur peut être estimée ou non. Si on l'estime, la mesure de force peut être corrigée. Tel est par exemple le cas avec le comparateur de masse

mentionné précédemment, qui est sensible à l'inclinaison. L'angle d'inclinaison doit être inférieur à $0,1 \mu\text{rad}$ pour garantir une précision de $1 \mu\text{N}$. Cette erreur d'inclinaison est mesurée avec un inclinomètre de résolution élevée. Si l'erreur n'est pas corrigée elle doit être limitée et incluse dans le calcul de l'incertitude. Par exemple, l'incertitude associée au capteur de force verticale décrit dans [39] a besoin d'un facteur de correction de type cosinus car la force appliquée n'est jamais strictement verticale. La température est également connue pour être une source de perturbation dans le domaine de la métrologie et les capteurs de force développés par les INM sont toujours contrôlés en température (généralement avec une précision de $0,01$ degré Celsius) sur de longues périodes de temps [14] [74] afin d'établir une traçabilité des micro-nano forces par rapport au Système International des Unités.

Une dernière catégorie de dispositifs de mesures de faibles forces est celle qui ne se raccorde pas directement à un étalon de masse. Elles utilisent uniquement des grandeurs électriques. La balance électrostatique du NIST qui mesure une force électrostatique fait partie de cette catégorie [82].

Tous ces capteurs sont soumis à des perturbations externes qui influent sur leur dynamique et devraient être évaluées et compensées si leur domaine fréquentiel et leur amplitude corrompent la force qui doit être estimée. Une catégorisation possible de telles perturbations de l'environnement et de leurs domaines d'influence peut être trouvées dans [24, 25]. Leur estimation et compensation active ou passive dans les capteurs de micro nanoforce reste un problème de recherche ouvert.

Dans ce contexte, il apparaît que les capteurs de micro et nanoforce utilisant des ressorts magnétiques passifs et des transducteurs *macroscopiques* rigides de quelques milligrammes à quelques grammes possèdent des atouts intéressants pour établir une traçabilité en mesure de force car ils sont potentiellement raccordables à des étalons de masse développés par l'équipe MGA du LCM. Ce principe de mesure de micro et nanoforce, mis au point dans le département AS2M de Femto-ST, pourrait ainsi servir de base au développement d'un futur dispositif de chargement approprié pour appliquer une force connue le long de chaque DDL du nanotribomètre. Cependant, la masse embarquée dans les transducteurs macroscopiques rend ces derniers sensibles aux perturbations environnementales mécaniques telles que par exemple les vibrations sismiques basses fréquences. Pour qualifier une telle approche, il est donc nécessaire, dans un premier temps, de caractériser le niveau de ces perturbations et de voir s'il est possible de les compenser. Pour des raisons de temps, cette caractérisation a été menée sur un capteur de micro et nanoforce déjà opérationnel qui utilise un transducteur d'une vingtaine de milligrammes et qui est présenté dans la section suivante.

4.2/ PROBLÉMATIQUE

4.2.1/ CAPTEURS DE NANOFORCE UTILISANT DES RESSORTS MAGNÉTIQUES

Les capteurs de nanoforce à basse fréquence de résonance utilisant des ressorts magnétiques passifs de faible raideur associés à une masse sismique macroscopique sont une alternative possible aux conceptions classiques à base de microstructures élastiques dès lors que la largeur de bande de la force à mesurer est limitée à quelques Hertz. La force inconnue est appliquée sur une masse sismique macroscopique reliée à un ressort magnétique passif et induit une réponse en déplacement de la masse. En raison de la taille macroscopique du transducteur force-déplacement, ces capteurs de force, développés dans la dernière décennie, sont couramment utilisés dans les plates-formes macroscopiques de mesure de force avec un [1] ou plusieurs degrés de liberté [35]. Ils ont été utilisés, par exemple, avec succès pour caractériser le comportement mécanique des ovocytes humains dont la raideur est couramment inférieure à 0,01 N/m [2]. Ces capteurs sont linéaires sur une grande plage de déplacement (plusieurs millimètres) ce qui leur permet de mesurer une large gamme de force et ils peuvent parvenir à une résolution de l'ordre du nanonewton grâce à leur faible raideur. Cette raideur peut être ajustée en modifiant la configuration des aimants de l'appareil. Comme la masse du transducteur force-déplacement peut être facilement déterminée par une microbalance, ils sont simples à étalonner à l'aide d'une réponse de type régime libre qui ne nécessite pas d'appliquer une force connue au transducteur. Si un seul degré de liberté est examiné et sous l'hypothèse que les perturbations de l'environnement sont tout à fait négligeables, la dynamique du transfert force-déplacement correspond à un second ordre sous-amorti en raison de l'inertie de la masse macroscopique, du très faible frottement visqueux appliqué sur la masse et de l'absence de frottement sec. Cette dynamique peut être en général ramenée à la forme suivante :

$$m\ddot{x} + K_v^x \dot{x} + K_m^x x = F^x \quad (4.1)$$

avec une conception adéquate du ressort magnétique. $F^x(t)$ est la force à mesurer appliquée le long de l'axe \vec{x} , m , K_v et K_m sont respectivement la masse, la raideur magnétique du transducteur et le coefficient d'amortissement visqueux de la masse. Ainsi, l'équation de l'état d'équilibre classique en boucle ouverte :

$$F^x = K_m^x x \quad K_m^x > 0 \quad (4.2)$$

ne peut pas être utilisée pour déterminer la force $F^x(t)$ car l'évolution des dérivées successives du déplacement de la masse x n'est absolument plus négligeable sur une longue période de temps. C'est pourquoi, l'estimation de

la force devient, dans ce contexte, un problème de déconvolution en boucle ouverte d'un signal de sortie bruité dont le principe est représenté sur la figure 4.1. La force $F(t)$ appliquée sur le transducteur est corrompue par des perturbations environnementales. Le déplacement dynamique résultant est mesuré avec un capteur faussé par des bruits de mesure et donne le signal de mesure x_k^m , échantillonné à la période T_s . En connaissant ce signal, il est nécessaire de calculer, à chaque pas d'échantillonnage, l'estimation \hat{F}_k de la force réelle $F(kT_s)$ appliquée au transducteur, grâce à une déconvolution en temps-réel.

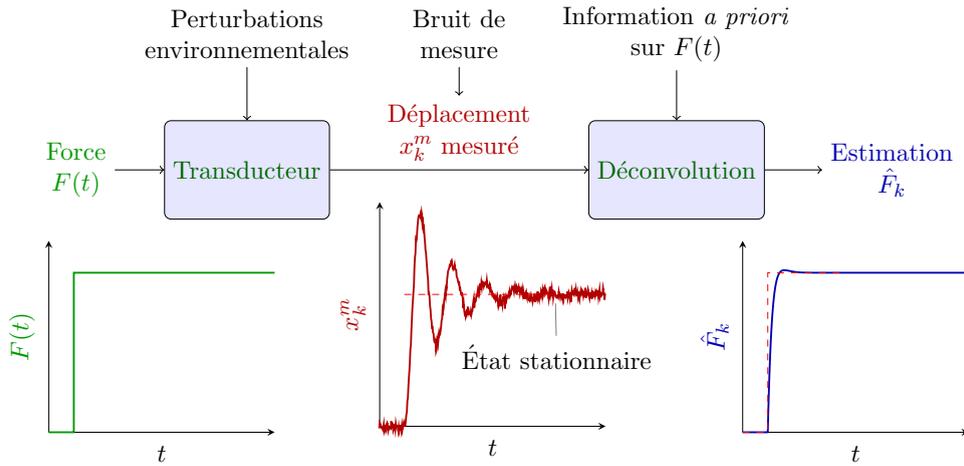


FIGURE 4.1: Estimation de la force en utilisant une approche de déconvolution.

Ce problème a été résolu dans le passé pour un capteur de nanoforce basé sur la lévitation diamagnétique [1] [107] [108] mais sans tenir compte des perturbations environnementales agissant sur le transducteur (voir figure 4.1). Le transducteur force-déplacement, appelé *maglevtube*, est un tube capillaire de dix centimètres de long sur lequel sont collés deux petits aimants M_2 (voir figure 4.2). Les ressorts magnétiques passifs sont donc "reliés" aux aimants M_2 . Le *maglevtube* lévite de manière passive autour d'une position d'équilibre grâce à un effet diamagnétique répulsif (généralisé par 4 plaques de graphite diamagnétiques) couplé avec un effet magnétique attractif (généralisé par les aimants M_1 et M_1').

La masse typique du *maglevtube* est d'environ 20 mg. Comme illustré dans la figure 4.3, le coefficient d'amortissement ζ , le taux de dépassement et le temps de réponse à 5% de la réponse en déplacement x_k^m du *maglevtube* à un échelon de force sont respectivement autour de 6×10^{-3} , 97% et 20 s. La raideur magnétique typique K_m^x est entre 0,005 N/m et 0,03 N/m.

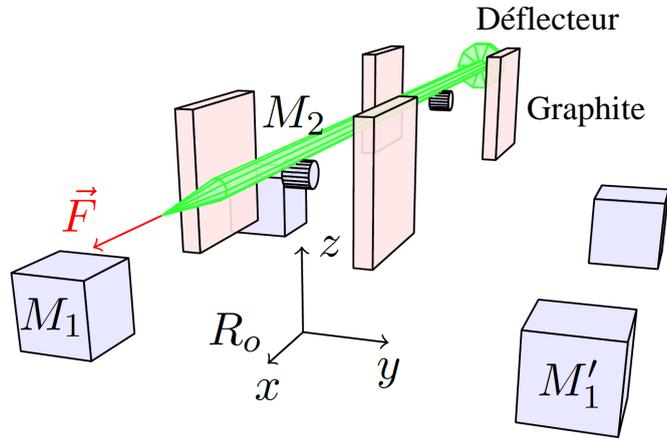


FIGURE 4.2: Transducteur de force-déplacement macroscopique (maglev-tube).

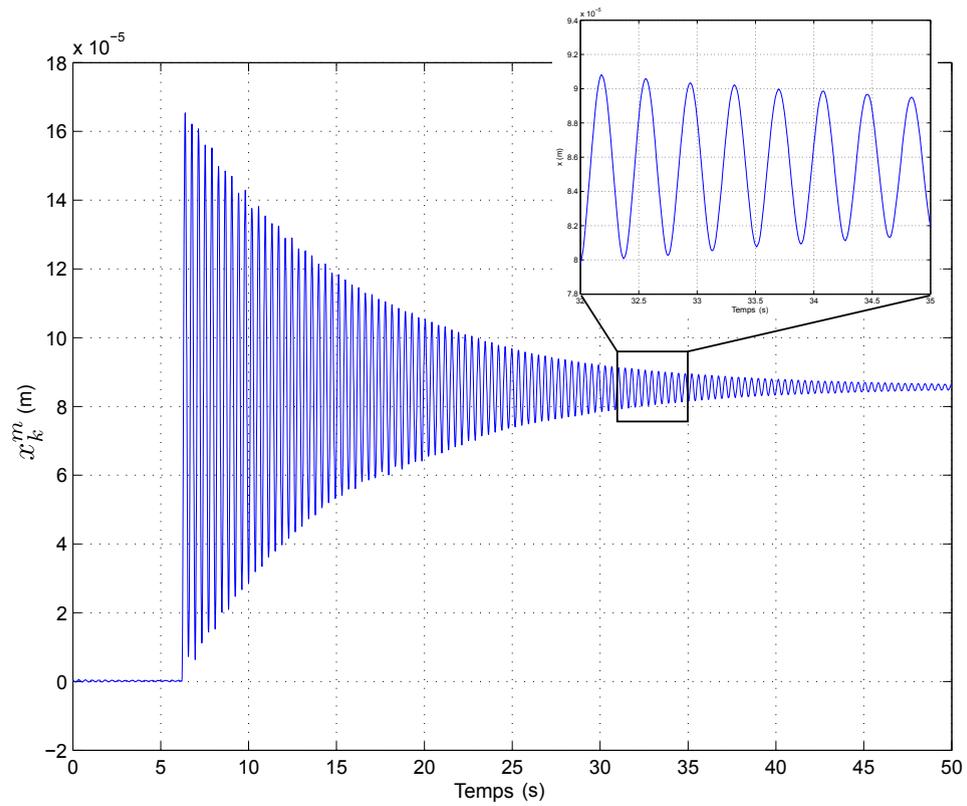


FIGURE 4.3: Exemple d'une réponse à un échelon du *maglev-tube*.

La fréquence de résonance est de l'ordre de quelques Hertz. La mesure x_k^m de x est réalisée avec un capteur confocal chromatique. Ce capteur vise le déflecteur situé à l'arrière du *maglevtube* (voir figure 4.4). Les bobines situées à l'arrière de la sonde ne sont utilisées que lors de l'étalonnage du capteur pour générer une réponse libre.

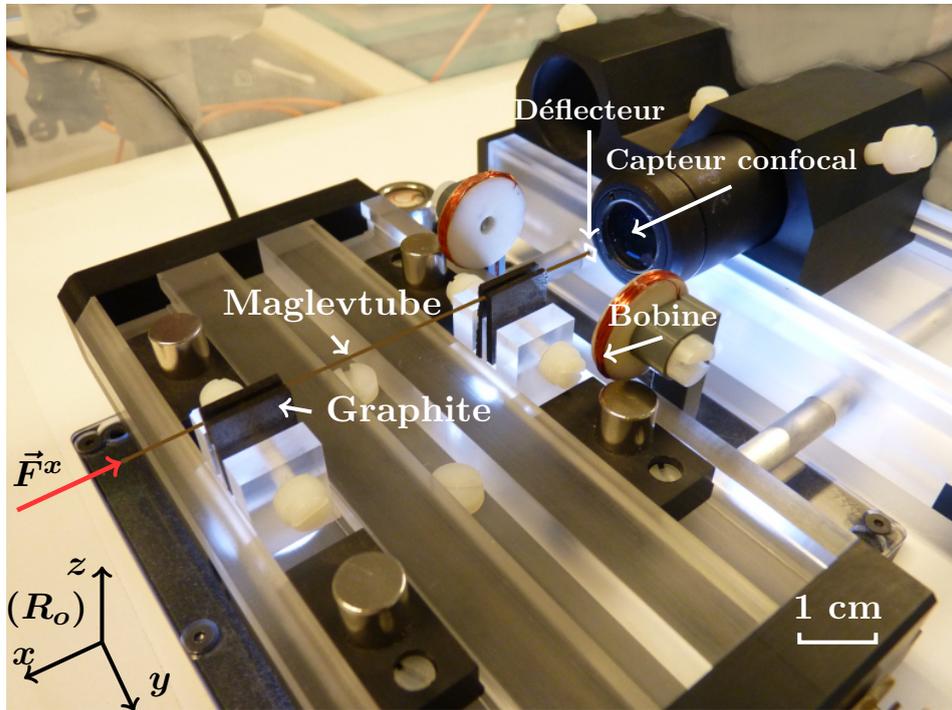


FIGURE 4.4: Prototype du capteur de force.

Les informations *a priori* sur $F(t)$ mentionnées sur la figure 4.1 consistent à modéliser la dynamique de second ordre déterministe du *maglevtube* et la fusionner avec une modélisation incertaine de la force d'entrée afin d'obtenir un modèle état-espace étendu qui sera utilisé pour estimer la force d'entrée avec un filtre de Kalman discret variant dans le temps. L'entrée du filtre de Kalman (qui correspond au bloc de déconvolution de la figure 4.1) est une mesure bruitée x_k^m du déplacement du *maglevtube* x_k :

$$x_k^m = x_k + n_k \quad E[n_k^2] = R \quad (4.3)$$

Le bruit blanc gaussien de moyenne nulle n_k et de variance connue R est dû au capteur confocal chromatique. La sortie du filtre de Kalman est une estimation de l'état étendu \hat{X}_k^e qui inclut l'estimation de la force \hat{F}_k à chaque

4.2. PROBLÉMATIQUE

période d'échantillonnage $t_k = kT_s$:

$$\hat{X}_k^e = \begin{bmatrix} \hat{x}_k & \hat{x}_k & \hat{F}_k \end{bmatrix}^T \quad (4.4)$$

et la matrice de covariance 3×3 associée P_k conditionnée par toutes les mesures effectuées. Le processus d'estimation complet est entièrement développé dans [108]. La figure 4.5 montre les mesures effectuées avec le *maglev-*

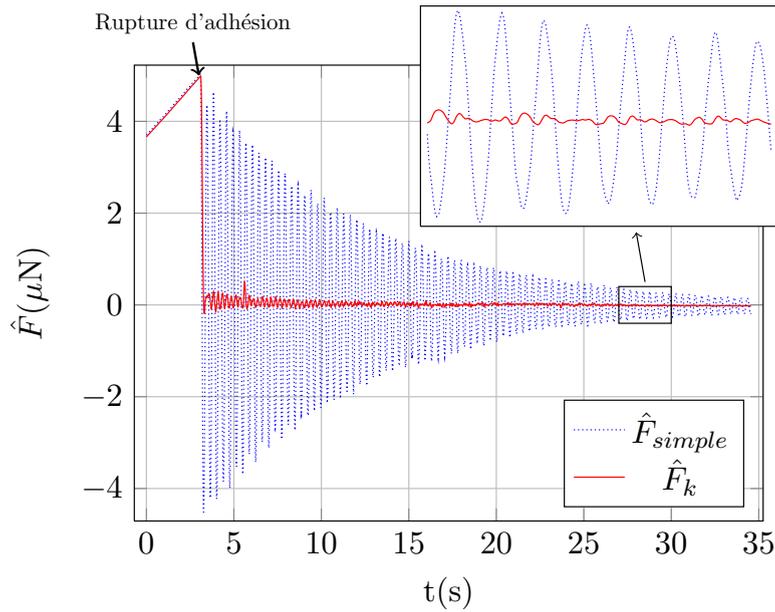


FIGURE 4.5: Mesure expérimentale de la force.

tube pour un test de rupture d'adhésion entre deux micro-objets. Au début de ce test, la force est augmentée progressivement afin de séparer les objets. A $t = 3s$, le contact est perdu et la force d'interaction réelle chute quasi instantanément à zéro. L'estimation de la force \hat{F}_k en utilisant le filtre de Kalman variable dans le temps est comparée à l'estimation statique donnée par l'équation (4.2) :

$$\hat{F}_{simple} = K_m^x x_k^m \quad (4.5)$$

On constate, qu'après la rupture d'adhésion, le filtre de Kalman donne une estimation proche du zéro (voir valeur de la force) conduisant à l'estimation fournie par l'équation (4.5).

4.2.2/ PERTURBATIONS ENVIRONNEMENTALES AGISSANT SUR LA MASSE

On peut noter que le processus d'estimation précédent a été réalisé sous l'hypothèse que les perturbations de l'environnement sont totalement négligeables ce qui, dans la pratique, n'est pas le cas. L'influence de ces perturbations doit donc être étudiée et si possible compensée.

4.2.2.1/ INITIALISATION DU PROCESSUS D'ESTIMATION

Une initialisation du processus d'estimation est effectuée avant chaque campagne de mesure de force. Le mode opératoire est le suivant : aucune force n'est appliquée sur la masse sismique pendant une longue période de temps. Le déplacement résiduel bruité et perturbé de la masse sismique est enregistré et un déplacement moyen est calculé sur une fenêtre d'une seconde (1000 mesures). Cette valeur moyenne est ensuite soustraite à la mesure du déplacement afin d'obtenir une estimation de la force qui est proche de zéro. De toute évidence, ce processus d'initialisation est fastidieux, car il doit être répété avant chaque mesure de la force et il ne compense pas les perturbations dynamiques de l'environnement au cours de la campagne de mesure.

4.2.2.2/ ÉVALUATION DES PERTURBATIONS ENVIRONNEMENTALES

Après ce processus d'initialisation, la mesure de la force extérieure commence immédiatement et les perturbations environnementales ajoutent au cours du temps une erreur inconnue sur l'estimation de la force. La figure 4.7 montre l'estimation de la force \hat{F}_k durant une longue période de temps (5 minutes) lorsqu'aucune force externe n'est appliquée sur la pointe du *magle tube* (*i.e.* $F^x(t) = 0$). Ainsi, un procédé correct d'estimation de la force devrait donner une estimation égale à zéro. La dérive basse fréquence visible (15 nN en 5 minutes) et les variations avec une fréquence plus élevée de l'estimation \hat{F}_k à l'échelle du nanonewton (voir vue agrandie de la figure 4.7) montrent clairement que certains paramètres environnementaux physiques non stationnaires ont un impact significatif sur la dynamique du capteur de force et rendent l'estimation de la force erronée.

Ainsi, l'évaluation, la modélisation et la compensation des perturbations environnementales doivent être spécifiquement étudiées, dans le contexte de ressorts magnétiques associés à une masse sismique macroscopique, en raison de leurs effets négatifs importants en termes de dérives basse fréquence et de perturbations oscillatoires.

Le problème du rejet des perturbations est un vaste sujet de recherche de-

puis l'apparition de la théorie du contrôle et de ses applications. Ainsi, de nombreuses approches de contrôle avancé ont été proposées pour traiter les effets indésirables provoqués par des perturbations inconnues depuis les années 1950. On peut citer les méthodes dites de "contrôle passif anti-perturbations" comme le contrôle adaptatif, le contrôle robuste, le contrôle par modes glissants, ou encore celles de "contrôle actif anti-perturbations" comme le contrôle feed-forward. L'ensemble de ces méthodes est décrit dans l'ouvrage de Li [88]. La première catégorie ne permet pas de réagir assez rapidement en présence de fortes perturbations et l'inconvénient majeur de la deuxième catégorie est qu'elle nécessite l'utilisation d'un capteur pour mesurer les perturbations. Or dans notre cas, nous voudrions nous affranchir de cette mesure qui augmenterait considérablement le coût et l'encombrement du dispositif en introduisant de nouveaux capteurs capables de mesurer des grandeurs physiques à basses fréquences et avec de faibles amplitudes. De tels capteurs sont forcément coûteux et complexifient notablement la chaîne de mesure. Des approches "observateur de perturbation" ont été développées pour contourner cet inconvénient. Elles ne sont cependant pas applicables dans le cas d'un capteur de force où l'entrée du système, c'est à dire la force, est inconnue. En effet, comme l'illustre le schéma de la figure 4.6, les perturbations, elles-mêmes inconnues, sont additives par rapport à cette entrée inconnue à déterminer. Pour cette raison, une approche différentielle est développée dans ce chapitre à l'aide d'un ensemble de deux capteurs de force basés sur la lévitation diamagnétique. Le premier est utilisé classiquement pour la mesure de la force, tandis que le second estime les perturbations mécaniques afin de les rejeter dans le premier. Les deux capteurs sont placés côte-à-côte sur une table anti-vibration afin de réduire l'influence des vibrations dues à des personnes travaillant ou se déplaçant à proximité de l'expérience. Deux principales perturbations mécaniques externes basse fréquence ont été identifiées et seront modélisées dans la section 4.3. Ces deux perturbations sont les petites variations angulaires de la table anti-vibration supportant le dispositif et les vibrations sismiques basses fréquences de la terre qui sont insuffisamment filtrées par la table anti-vibration. Ces perturbations seront notées dans la section 4.3, respectivement $\theta(t)$ et $x_a(t)$. Le déplacement de l'air dû aux infra-sons est considéré comme négligeable dans notre environnement calme car le dispositif est enfermé dans une enceinte. La section 4.4 expliquera comment les perturbations mécaniques environnementales identifiées influencent le processus de déconvolution. La section 4.5 présentera l'approche différentielle passive, qui est utilisée sur le capteur de force basé sur la lévitation diamagnétique, afin de compenser les perturbations mécaniques externes induites par les variations angulaires $\theta(t)$ et l'accélération due aux vibrations $\ddot{x}_a(t)$. L'avantage d'une telle approche est qu'elle ne nécessite pas d'ajouter de nouveaux types de capteurs dans la

chaîne de mesure comme des inclinomètres ou des accéléromètres avec une haute résolution à basse fréquence. La section 4.6 présentera les résultats simulés et la dernière section traitera des résultats expérimentaux introduisant la problématique de l'influence thermique.

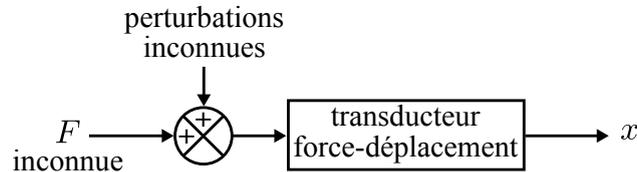


FIGURE 4.6: Schéma d'une chaîne de mesure avec perturbations.

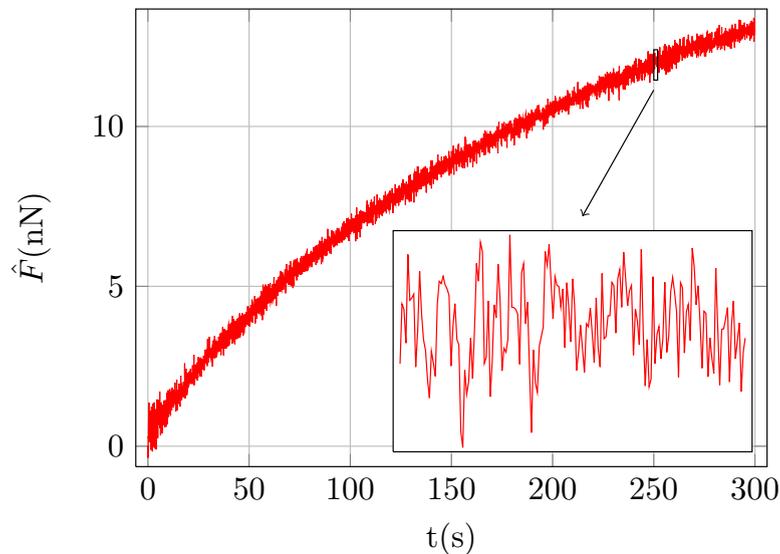


FIGURE 4.7: Estimation de la force en fonction du temps pour une force externe de $F^x(t) = 0$ nN avec perturbations environnementales.

4.3/ MODÉLISATION DU *maglevtube* EN TENANT COMPTE DES PERTURBATIONS MÉCANIQUES BASSE FRÉQUENCE

Soit G le centre de gravité du *maglevtube* et x sa position dans le référentiel R_t (représenté sur la figure 4.8) attaché au plateau de la table anti-vibration (base du capteur). La coordonnée x est donc le déplacement longitudinal du

4.3. MODÉLISATION DU MAGLEV TUBE EN TENANT COMPTE DES PERTURBATIONS MÉCANIQUES BASSE FRÉQUENCE

maglevtube (selon la direction \vec{e}_r dans la figure 4.8) mesuré avec le capteur confocal chromatique situé au dessus de la table. La valeur x vaut zéro lorsque le *maglevtube* est au repos sans aucune excitation extérieure (perturbations ou force excitatrice). Le référentiel R_t est un référentiel non galiléen à cause des perturbations mécaniques transmises par le sol au plateau de la table anti-vibration. Ces perturbations sont considérées uniquement dans la direction de la mesure. Comme on peut le voir sur la figure 4.8, on note $\theta(t)$ l'angle de rotation entre R_0 (attaché au laboratoire) et R_t . Le plateau de la table anti-vibration oscille avec une fréquence très basse du fait de sa masse élevée. Par conséquent, l'accélération angulaire de R_t par rapport à R_0 est considérée comme négligeable ($\ddot{\theta}(t) = 0$, $\dot{\theta}(t) = 0$ et $\theta(t) = \theta$). Notons $x_a(t)$ la position de la table exprimée dans R_0 qui est une quantité non mesurée contrairement à $x(t)$. Le principe fondamental de la dynamique appliqué au

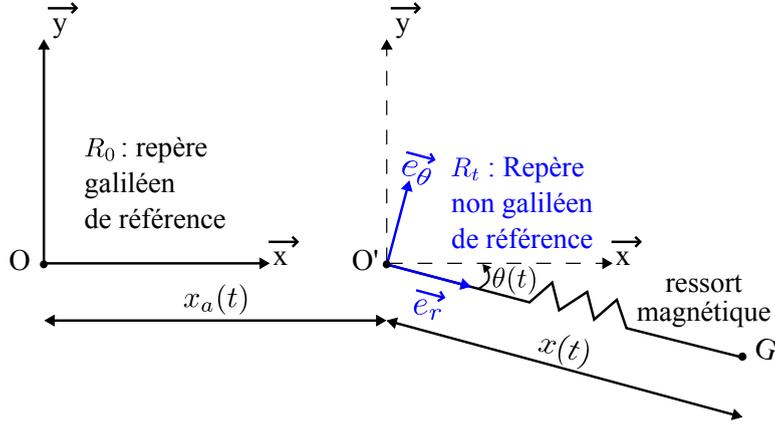


FIGURE 4.8: Référentiels et coordonnées.

référentiel non galiléen R_t (O' , \vec{e}_r , \vec{e}_θ , \vec{e}_z) est donné par :

$$m \vec{a}_{G/R_t} = \sum \vec{F} + \vec{F}_{trans} + \vec{F}_{centr} + \vec{F}_{Cor} + \vec{F}_{Eul} \quad (4.6)$$

avec m la masse du *maglevtube*, \vec{a}_{G/R_t} l'accélération du transducteur selon \vec{e}_r , $\sum \vec{F}$ la somme de toutes les forces externes appliquées au *maglevtube* et \vec{F}_{trans} , \vec{F}_{cent} , \vec{F}_{Cor} et \vec{F}_{Eul} respectivement les forces de translation, centrifuge, de Coriolis et d'Euler, définies par :

$$\vec{F}_{trans} = -m \vec{a}_{O'/R_t} \quad (4.7)$$

$$\vec{F}_{cent} = -m \dot{\theta} \vec{e}_z \wedge (\dot{\theta} \vec{e}_z \wedge \vec{O}'G) \quad (4.8)$$

$$\vec{F}_{Cor} = -2m \dot{\theta} \vec{e}_z \wedge \vec{v}_{G/R_t} \quad (4.9)$$

$$\vec{F}_{Eul} = -m \ddot{\theta} \vec{e}_z \wedge \vec{O}'G \quad (4.10)$$

avec \vec{a}_{0'/R_t} l'accélération de R_t par rapport à R_0 . Dans notre cas, comme $\ddot{\theta}$ et $\dot{\theta}$ sont supposés être nuls, $\vec{F}_{cent} = \vec{F}_{Cor} = \vec{F}_{Eul} = \vec{0}$ et $\vec{a}_{G/R_t} = \ddot{x} \cdot \vec{e}_r$. De plus,

$$\vec{F}_{trans} = -m\vec{a}_{0'/R_t} = \begin{bmatrix} -m\ddot{x}_a \cos\theta \\ -m\ddot{x}_a \sin\theta \\ 0 \end{bmatrix}_{/R_t} \quad (4.11)$$

Puis,

$$\sum \vec{F} = \vec{F} + \vec{F}_w + \vec{F}_{mag} + \vec{F}_{visc} \quad (4.12)$$

avec \vec{F} , \vec{F}_w , \vec{F}_{mag} et \vec{F}_{visc} respectivement la force extérieure inconnue à mesurer, le poids, la force magnétique de retour (ressort magnétique) et la force de frottement visqueux (principalement due à la friction de l'air contre le déflecteur arrière). En supposant que la force inconnue \vec{F} et le déplacement du *maglevtube* sont colinéaires à \vec{e}_r , que ce dernier déplacement reste dans le domaine linéaire et que sa vitesse est faible, les forces sont définies par :

$$\vec{F} = \begin{bmatrix} F^x \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}_{/R_t} \quad \vec{F}_w = \begin{bmatrix} m g \sin\theta \\ -m g \cos\theta \\ 0 \end{bmatrix}_{/R_t} \quad (4.13)$$

$$\vec{F}_{mag} = -K_m x \vec{e}_r \quad \vec{F}_{visc} = -K_v \dot{x} \vec{e}_r \quad (4.14)$$

où g est l'accélération de la gravité, K_m est la raideur magnétique, K_v le coefficient d'amortissement visqueux. Toutes les forces non nulles appliquées au *maglevtube* sont représentées sur la figure 4.9. Le principe fondamental de la dynamique (4.6), projeté sur \vec{e}_r , devient :

$$m\ddot{x} + K_v \dot{x} + K_m x = F^x + m(g \sin\theta - \ddot{x}_a \cos\theta) \quad (4.15)$$

L'équation (4.15) montre que la dynamique du *maglevtube* dans le référentiel R_t dépend de la force $F^x(t)$ et des perturbations θ et $\ddot{x}_a(t)$. Par exemple, avec m égale à 20 mg, un très faible angle θ égal à 5 μ rad conduit à une force de perturbation $m g \sin\theta$ égale à 1 nN en raison de la valeur élevée de la masse sismique. Par conséquent, ce type de capteur de force basé sur une masse sismique macroscopique est particulièrement sensible à une très faible variation angulaire de la table anti-vibration.

4.4/ ESTIMATION DE L'ENTRÉE EN TENANT COMPTE DES PERTURBATIONS ENVIRONNEMENTALES

Soit $\mathcal{F}^x(t)$ l'entrée inconnue qui correspond au terme de droite dans (4.15) et qui comprend la force $F^x(t)$ qui doit être mesurée et les perturbations

4.4. ESTIMATION DE L'ENTRÉE EN TENANT COMPTE DES PERTURBATIONS ENVIRONNEMENTALES

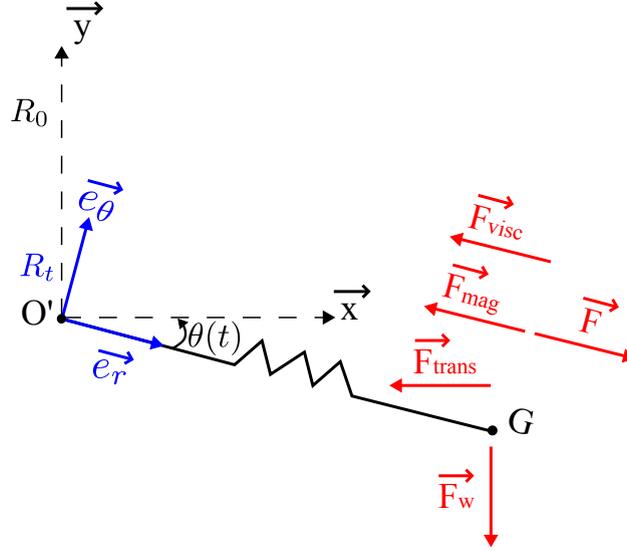


FIGURE 4.9: Forces appliquées sur le *maglevtube*.

environnementales additives :

$$\mathcal{F}^x = F^x + m(g \sin\theta - \ddot{x}_a \cos\theta) \quad (4.16)$$

$\mathcal{F}^x(t)$ génère une dynamique de la masse sismique qui est observée par l'intermédiaire de son déplacement x dans le référentiel R_t attaché au plateau de la table anti-vibration. Comme ce déplacement est la sortie du système linéaire de second ordre suivant :

$$m\ddot{x} + K_v^x \dot{x} + K_m^x x = \mathcal{F}^x \quad (4.17)$$

une déconvolution linéaire en temps réel peut être utilisée pour estimer l'entrée $\mathcal{F}^x(t)$ avec la sortie bruitée observée x_k^m donnée par (4.3). Comme les équations (4.1) et (4.17) ont une structure équivalente, cette déconvolution peut être basée sur la même approche que l'estimation de la force $F^x(t)$ mentionnée dans la Section 4.1, en remplaçant $F^x(t)$ par $\mathcal{F}^x(t)$. Une telle approche utilise un modèle *a priori* incertain de l'entrée *a priori* basé sur un procédé stochastique de Wiener [107] :

$$\dot{\mathcal{F}}(t) = \omega(t) \quad (4.18)$$

$\mathcal{F}(t)$ dans l'équation (4.18) est l'entrée stochastique inconnue qui modélise $\mathcal{F}^x(t)$. Le processus $\omega(t)$ est un processus stochastique blanc gaussien stationnaire de moyenne nulle de variance infinie représentant le fait que l'évolution de la dérivée de l'entrée n'est pas connue avec précision. Ce choix *a priori* impacte le processus de déconvolution (et donc l'estimation de la

force) d'une manière qui peut être analysée *a posteriori*. La fonction d'auto-corrélation $\phi_{\omega,\omega}$ du processus $\omega(t)$ est caractérisée par sa densité spectrale de puissance $W_{\mathcal{F}}$:

$$\phi_{\omega,\omega}(\tau) = W_{\mathcal{F}} \delta(\tau) \quad \forall \tau \in \mathbb{R} \quad (4.19)$$

$W_{\mathcal{F}}$ est un paramètre scalaire qui doit être fixé par l'utilisateur. Il aura une influence sur l'estimation de l'entrée comme expliqué ultérieurement. Le modèle d'état étendu combinant la dynamique du *maglevtube* (4.17) et le modèle d'entrée (4.18) est :

$$\dot{X}^e(t) = \mathcal{A} X^e(t) + \mathcal{M}\omega(t) \quad (4.20)$$

$$x(t) = \mathcal{C} X^e(t) \quad (4.21)$$

avec $X^e(t) = [x \quad \dot{x} \quad \mathcal{F}]^T$ et :

$$\mathcal{A} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -\frac{1}{K_m^e} & -\frac{1}{K_v^e} & \frac{1}{m} \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad \mathcal{M} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad \mathcal{C} = [1 \quad 0 \quad 0] \quad (4.22)$$

La discrétisation de (4.20) avec une période d'échantillonnage T_s et un bloqueur d'ordre zéro (boz) sur $\omega(t)$ conduit à :

$$X_{k+1}^e = \mathcal{F} X_k^e + \Omega_k \quad (4.23)$$

$$x_k = \mathcal{C} X_k^e \quad (4.24)$$

avec $\mathcal{F} = e^{\mathcal{A}T_s}$ et :

$$X_k^e = [x_k \quad \dot{x}_k \quad \mathcal{F}_k]^T \quad \Omega_k = [\omega_k^x \quad \omega_k^{\dot{x}} \quad \omega_k^{\mathcal{F}}]^T \quad (4.25)$$

Le bruit blanc gaussien de moyenne nulle Ω_k caractérise les incertitudes ajoutées sur x_k , \dot{x}_k et \mathcal{F}_k à cause à la fois du modèle de l'entrée incertain utilisé et de la discrétisation de la dynamique du *maglevtube*. Sa matrice de covariance Q dépend de T_s et de $W_{\mathcal{F}}$ et est égale à :

$$Q = E[\Omega_k \Omega_k^T] = W_{\mathcal{F}} \eta(T_s) \quad (4.26)$$

$$\eta(T_s) = \int_0^{T_s} e^{\mathcal{A}t} \mathcal{M} \mathcal{M}^T e^{\mathcal{A}^T t} dt \quad (4.27)$$

Comme pour l'estimation de la force sans perturbations mécaniques dans la section 4.1, l'état étendu X_k^e peut être estimé avec un filtre de Kalman discret non stationnaire dont l'entrée est la mesure bruitée x_k^m . Les paramètres nécessaires au filtre de Kalman sont les matrices définies dans l'équation (4.22), la matrice de covariance Q et la variance scalaire R du bruit dû au capteur chromatique confocal. Connaissant l'estimation \hat{X}_k^e donnée par le

4.5. ESTIMATION DE LA FORCE PAR DÉCONVOLUTION DIFFÉRENTIELLE

filtre, l'estimation de l'entrée $\hat{\mathcal{F}}_k$ de $\mathcal{F}^x(t)$ à chaque temps $t_k = kT_s$ est donnée par :

$$\hat{\mathcal{F}}_k = \mathcal{C}_{\mathcal{F}} \hat{X}_k^e \quad (4.28)$$

avec

$$\mathcal{C}_{\mathcal{F}} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.29)$$

Le filtre de Kalman non stationnaire doit être initialisé avant toute mesure de force (*i.e.* choix de \hat{X}_0^e et de sa matrice de covariance P_0) et un calcul numérique de la matrice de covariance Q doit être fait à chaque fois que la densité spectrale de puissance $W_{\mathcal{F}}$ est modifiée par l'utilisateur au cours du procédé d'estimation de l'entrée inconnue. Ce scalaire $W_{\mathcal{F}}$ permet à l'utilisateur final d'ajuster un compromis entre la bande passante de la détection de $\mathcal{F}^x(t)$ et la variance de l'estimation $\hat{\mathcal{F}}_k$. Ce compromis est le même que celui analysé dans [108] pour l'estimation de la force sans perturbation mécanique.

4.5/ ESTIMATION DE LA FORCE PAR DÉCONVOLUTION DIFFÉRENTIELLE

La section précédente donne un moyen pour calculer une estimation de

$$\mathcal{F}^x = F^x + m(g \sin\theta - \ddot{x}_a \cos\theta). \quad (4.30)$$

Pour obtenir une estimation de F^x , il est nécessaire de compenser les effets des perturbations induites par θ et \ddot{x}_a dans l'équation précédente. Une solution possible pourrait être la mesure directe de ces perturbations à l'aide de capteurs adéquats comme des inclinomètres et des accéléromètres avec une résolution suffisante à basse fréquence. Au lieu de cela, un principe différentiel est développée dans cette section. Ce principe permet d'éviter d'utiliser de nouveaux types de capteurs dans la chaîne de mesure. Le recours à deux *maglevtubes* distincts permet alors de compenser tous les modes de perturbations mécaniques communs appliqués sur ces deux *maglevtubes* (même ceux non modélisés). Les deux capteurs de force sont placés côte-à-côte sur la même table anti-vibration. Par conséquent, la rigidité de la table étant supposée infinie à basse fréquence, on fait l'hypothèse que les deux capteurs sont soumis en même temps aux mêmes perturbations dues aux mouvements de la table (θ et $\ddot{x}_a(t)$). Le premier *maglevtube* est dédié à la mesure de la force externe appliquée sur sa pointe, tandis que le second est seulement excité par les perturbations. Ces perturbations peuvent être estimées et utilisées pour compenser celles appliquées sur le premier *maglevtube*. La figure 4.10 montre la configuration expérimentale avec les deux capteurs enfermés dans une enceinte disposée sur la table anti-vibration. En utilisant l'équation

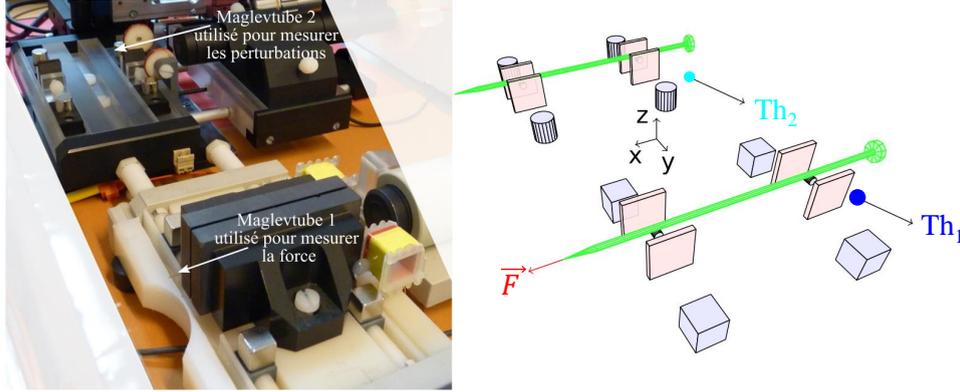


FIGURE 4.10: Prototype du capteur de force différentiel utilisant deux *maglevtubes*.

(4.15) de la section 4.3, la dynamique des deux *maglevtubes* est décrite par les équations suivantes :

$$m_1\ddot{x} + K_{v_1}\dot{x} + K_{m_1}x = F^x + m_1(g \sin\theta - \ddot{x}_a \cos\theta) \quad (4.31)$$

$$m_2\ddot{x} + K_{v_2}\dot{x} + K_{m_2}x = m_2(g \sin\theta - \ddot{x}_a \cos\theta) \quad (4.32)$$

où m_i , K_{v_i} et K_{m_i} sont respectivement la masse, le coefficient d'amortissement visqueux et la raideur magnétique du *maglevtube* i ($i=1,2$).

Le diagramme de la figure 4.11 permet d'estimer la force appliquée sur le *maglevtube* en compensant les perturbations mécaniques. La compensation est déduite de (4.31) et (4.32). En effet, le filtre de Kalman correspondant au *maglevtube* 1 donne $\hat{\mathcal{F}}_{1,k}$ qui est une estimation au temps $t_k = kT_s$ du membre de droite dans (4.31), *i.e.*

$$F^x + m_1(g \sin\theta - \ddot{x}_a \cos\theta). \quad (4.33)$$

Parallèlement, le filtre de Kalman correspondant au *maglevtube* 2 donne l'estimation $\hat{\mathcal{F}}_{2,k}$ de

$$m_2(g \sin\theta - \ddot{x}_a \cos\theta). \quad (4.34)$$

Par conséquent, il est juste nécessaire de multiplier $\hat{\mathcal{F}}_{2,k}$ par $\frac{m_1}{m_2}$ et de soustraire le résultat à $\hat{\mathcal{F}}_{1,k}$ pour obtenir \hat{F}_k l'estimation de F^x au temps kT_s . Cette approche de réjection de la perturbation due à θ et $\ddot{x}_a(t)$ en utilisant un design différentiel mécanique est assez similaire dans son principe à une réjection de mode commun habituellement utilisé en électronique et, comme cela a été dit précédemment, ne nécessite pas la mesure de θ et $\ddot{x}_a(t)$ avec des capteurs dédiés à haute résolution à basse fréquence.

4.6. RÉSULTATS SIMULÉS

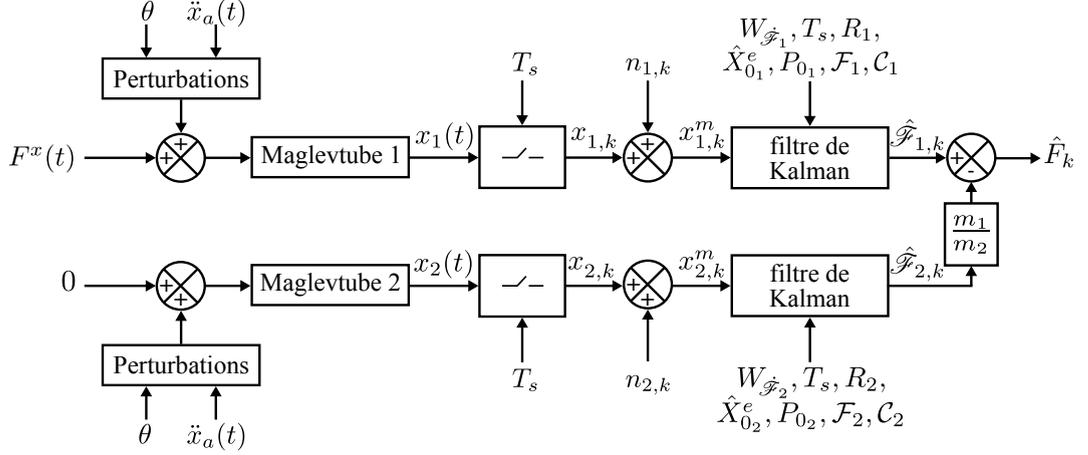


FIGURE 4.11: Diagramme du principe différentiel qui permet le rejet passif des perturbations.

4.6/ RÉSULTATS SIMULÉS

Afin d'illustrer l'influence des perturbations modélisées θ et $\ddot{x}_a(t)$, le prototype complet présenté dans la Section 4.5 est simulé en utilisant Matlab-Simulink avec les paramètres suivants :

- soit une force F^x nulle soit un échelon de force F^x d'amplitude 10 nN ;
- variation quasi-statique sinusoïdale de l'angle du plateau de la table θ avec une fréquence de 0,0005 Hz ;
- variation mono-modale de la position de la table $x_a(t)$ avec une fréquence de 0,8 Hz ;
- taux d'échantillonnage T_s de 0,001 s ;
- R_1 et R_2 égales à la variance des capteurs de déplacement qui est 4.10^{-16} m^2 ;
- Caractéristiques du *maglevtube* 1 : $m_1 = 21,40 \text{ mg}$, $K_{m_1} = 0,0120 \text{ N/m}$, $K_{\nu_1} = 8,5026.10^{-6}$;
- Caractéristiques du *maglevtube* 2 : $m_2 = 21,58 \text{ mg}$, $K_{m_2} = 0,0149 \text{ N/m}$, $K_{\nu_2} = 1,1848.10^{-5}$;
- Réglages du filtre de Kalman : $W_{\hat{F}_1} = 1.10^{-18} \text{ N}^2/\text{Hz}$ et $W_{\hat{F}_2} = 1.10^{-18} \text{ N}^2/\text{Hz}$.

La figure 4.12 montre les résultats de cette simulation pour une force nulle et un échelon de force. Sans rejet de perturbations, on peut voir sur l'estimation de la force la présence de la dérive globale et très basse fréquence en raison de la perturbation $m_1 g \sin \theta$ sur l'entrée à laquelle s'ajoute la perturbation $m_1 \ddot{x}_a \cos \theta$ à une plus haute fréquence. Malgré les perturbations

mono-modales de base qui sont simulées, on peut voir que l'estimation de la force a un aspect qui rappelle la réponse réelle représentée sur la figure 4.7. Ces perturbations sont correctement rejetées en utilisant la déconvolution différentielle. La figure 4.12 montre également que ce rejet est totalement indépendant de la force mesurée $F^x(t)$ (ici égale à 0 ou 10 nN) car, comme montré par l'équation (4.31), les perturbations mécaniques considérées s'ajoutent à $F^x(t)$ et le processus de déconvolution présenté dans section 4.4 est linéaire.

4.7/ MESURES EXPÉRIMENTALES

4.7.1/ INFLUENCE DE LA TEMPÉRATURE

La figure 4.13 montre les résultats expérimentaux obtenus avec le prototype présenté dans la section 4.4. Elle fournit l'estimation de la force \hat{F}_k quand il n'y a pas de force externe appliquée sur la pointe de la tige, c'est à dire quand $F^x(t)$ est de façon certaine égale à 0. À cause de l'additivité des perturbations mécaniques sur la force externe soulignée à la fin de la section précédente, ce choix permet d'étudier l'estimation des perturbations et la compensation, sans avoir à considérer la dynamique additive due à une force externe réelle inconnue également appliquée sur le *maglevtube*. Dans ce cas, la dynamique de deux *maglevtubes* est donnée par :

$$m_1\ddot{x} + K_{v_1}\dot{x} + K_{m_1}x = m_1(g \sin\theta - \ddot{x}_a \cos\theta) \quad (4.35)$$

$$m_2\ddot{x} + K_{v_2}\dot{x} + K_{m_2}x = m_2(g \sin\theta - \ddot{x}_a \cos\theta) \quad (4.36)$$

On peut observer que, contrairement à ce que l'on attendait par rapport aux résultats de simulation (figure 4.12), la force nulle estimée à l'échelle du nanonewton en utilisant le principe différentiel ne reste pas proche de zéro. Cela est dû au fait que les deux procédés de déconvolution (en bleu clair et bleu foncé) ne donnent pas la même estimation de l'entrée $m_1(g \sin\theta - \ddot{x}_a \cos\theta)$, ainsi la compensation utilisant l'approche différentielle ne fonctionne pas correctement. Une hypothèse pour expliquer ces différences entre les résultats expérimentaux et de simulation est que la température n'est pas uniforme dans la chambre qui contient les deux capteurs et induit de nouvelles perturbations différentes pour chaque capteur (déformation des structures mécaniques de support des aimants externes et des capteurs chromatiques confocaux). Pour vérifier cette hypothèse, la température a été mesurée en utilisant deux capteurs de température (thermocouples de type K) placés à proximité du déflecteur du *maglevtube* de chaque capteur de force (Th_1 et Th_2 sur la figure 4.10). Pour être sûr de ne mesurer que l'impact très basse fréquence de la température sur la dérive basse fréquence, la table

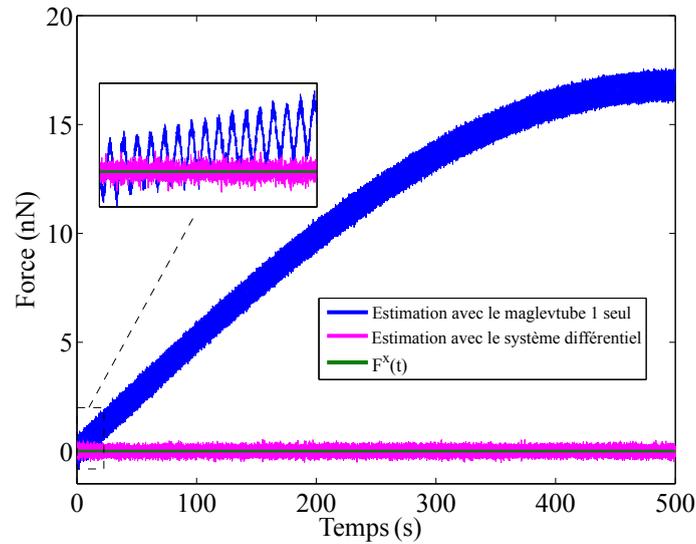
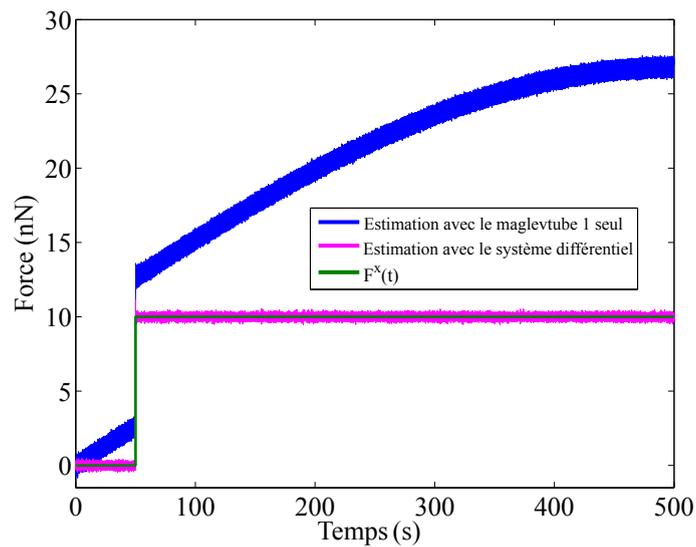
(a) $F^x(t) = 0$ nN(b) $F^x(t) = 10$ nN

FIGURE 4.12: Simulation de l'estimation de la force en fonction du temps pour une force externe $F^x(t)$ avec des perturbations environnementales qui sont ou non rejetées.

anti-vibration a été bloquée pour supprimer l'influence basse fréquence de la variation lente de θ . Ainsi, la dérive ne peut pas être la conséquence des termes $m_i g \sin \theta$ qui restent constants dans les équations (4.31) et (4.32). La

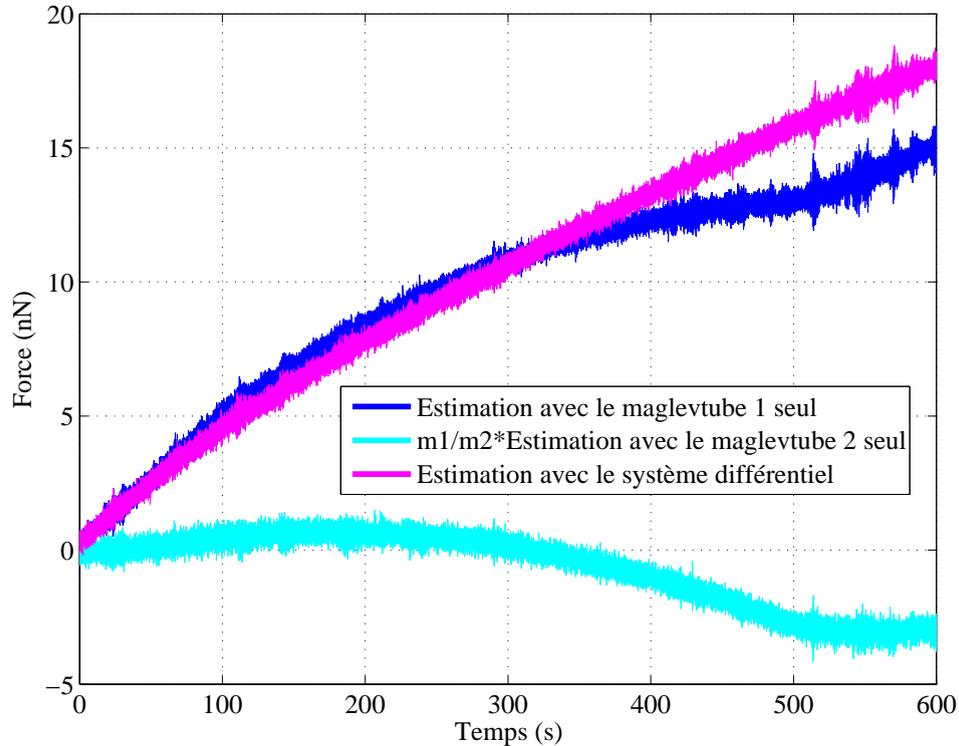


FIGURE 4.13: Estimation de la force en fonction du temps pour une force externe $F^x(t) = 0$ nN avec perturbations environnementales.

figure 4.14 montre les résultats d'une acquisition pendant quatre jours. On peut observer que l'évolution de la température est lente durant le week-end et plus importante lorsque le chauffage est en marche en raison de l'échange thermique entre les murs de la pièce où les capteurs sont placés et le grand local technique à proximité. On peut également voir clairement qu'il existe une corrélation manifeste entre les mesures des capteur de force et la température près de chaque déflecteur. Cependant, cette corrélation est différente pour chaque capteur de force parce que les deux appareils utilisés dans cette expérience ont été fabriqués à deux périodes différentes dans le passé et sont basés sur des conceptions mécaniques et des matériaux différents. De ce fait, ils ne réagissent pas de la même façon aux variations de température. Les corrélations observées signifient que l'hypothèse faite précédemment est vérifiée : la mesure des deux *maglevtubes* est sensible aux changements de température et, avec les matériaux utilisés actuellement, cette sensibilité est malheureusement du même ordre de grandeur que celle due à la perturbation mécanique associé à θ (*i.e.* le terme $m_1 g \sin \theta$).

Ainsi, on peut supposer que, dans certaines conditions particulières, lorsque

4.7. MESURES EXPÉRIMENTALES

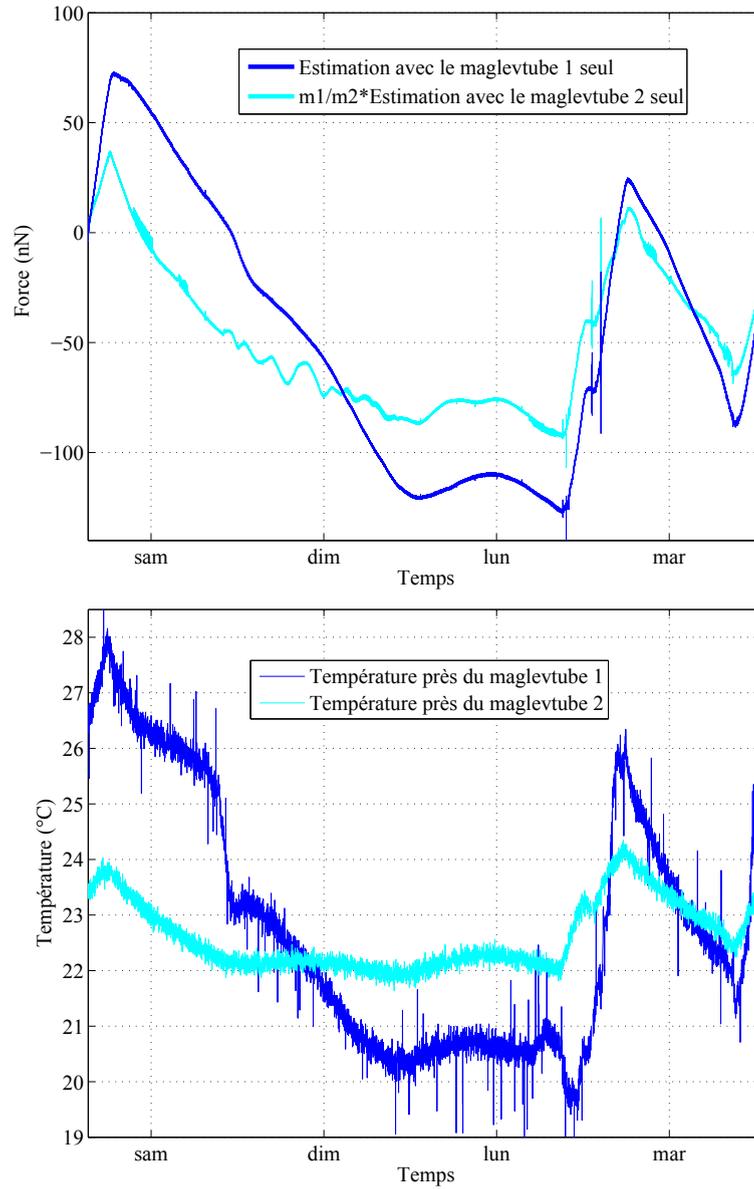


FIGURE 4.14: Estimation de la force et mesure de la température en fonction du temps pour une force externe $F^x(t) = 0$ nN avec perturbations environnementales pendant 4 jours.

la température est contrôlée et reste stable dans la pièce et l'enceinte, comme c'est le cas en conditions météorologiques, les deux capteurs pourraient donner les mêmes résultats et pourraient être utilisés pour le processus de compen-

sation.

4.7.2/ COMPENSATION QUAND LA TEMPÉRATURE EST UNIFORME DANS LA CHAMBRE

L'enceinte dans laquelle les deux capteurs sont placés est disposée dans une pièce climatisée, avec une précision de l'ordre du degré, afin de s'assurer que la température soit d'avantage uniforme. Après une longue période pour atteindre la stabilisation de la température à l'intérieur de la chambre, les expériences sont effectuées lorsque la température est la même à proximité des deux capteurs. Cette fois, la table antivibratoire n'est plus bloquée et

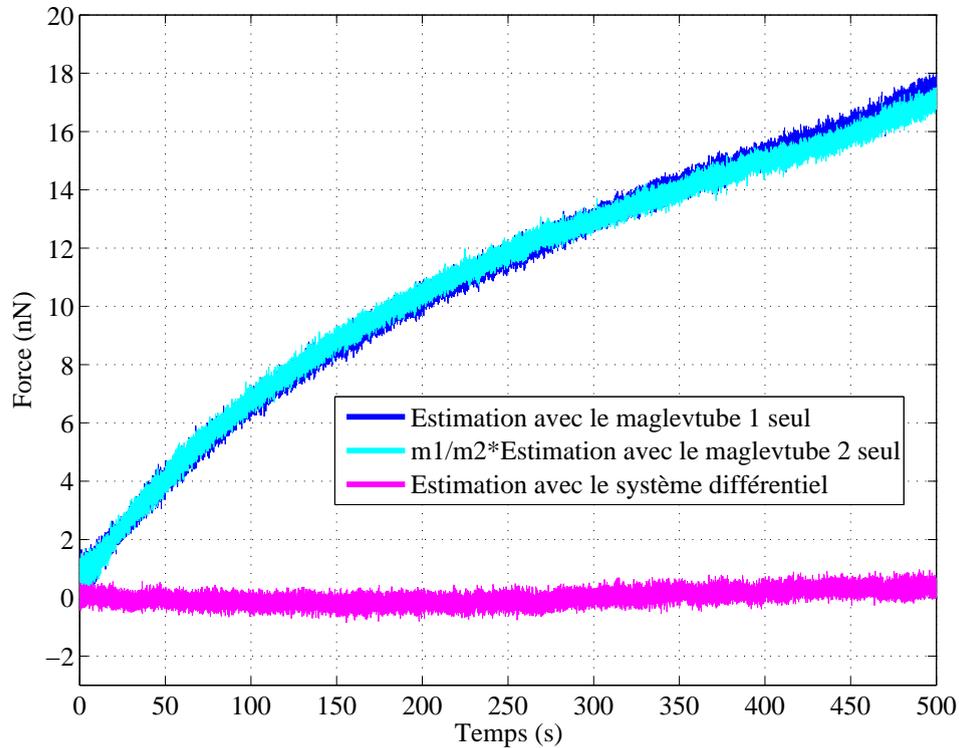


FIGURE 4.15: Estimation de la force (en utilisant ou non le principe différentiel) en fonction du temps dans une pièce climatisée pour une force externe $F^x(t) = 0$ nN avec perturbations environnementales (influence de θ).

la même expérience que celle effectuée dans la section 4.7.1 est réalisée à nouveau pour obtenir la figure 4.13. Les figures 4.15 et 4.16 montrent deux résultats expérimentaux différents obtenus avec les prototypes placés dans la pièce climatisée. Elles donnent l'estimation de la force \hat{F}_k quand il n'y

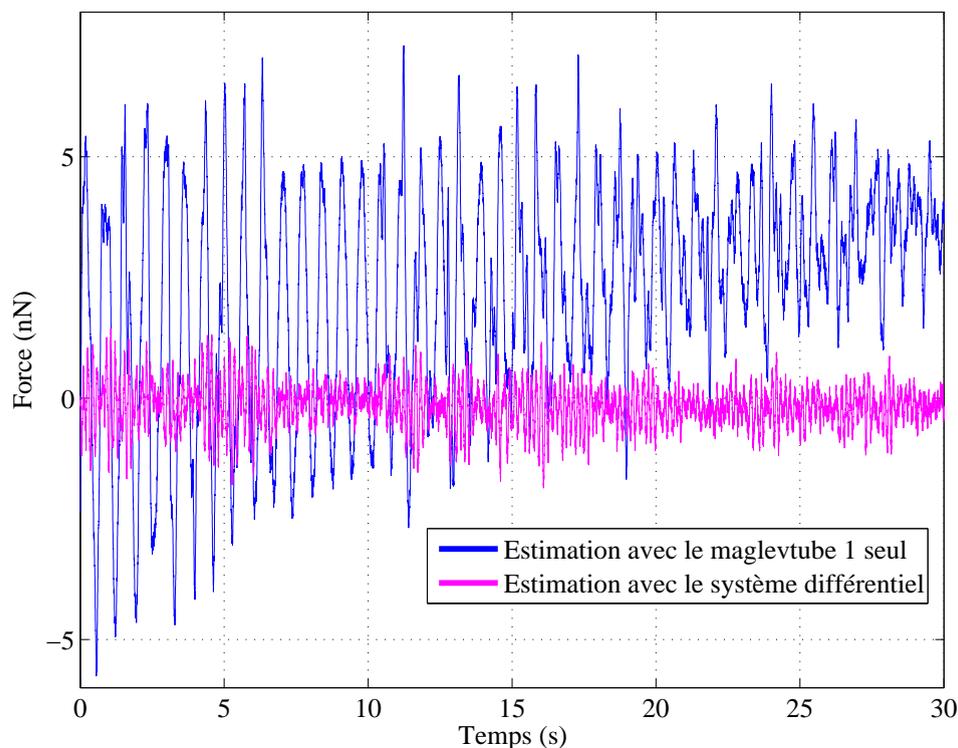


FIGURE 4.16: Estimation de la force (en utilisant ou non le principe différentiel) en fonction du temps dans une pièce climatisée pour une force externe $F^x(t) = 0$ nN avec perturbations environnementales (influence de $\ddot{x}_a(t)$).

a pas de force externe appliquée sur la pointe du *maglevtube* ($F^x(t) = 0$) et illustrent, dans deux situations différentes, l'amélioration typique obtenue avec ce principe de compensation passif des perturbations environnementales. Les figures 4.15 et 4.16 montrent respectivement la compensation passive des perturbations dues à la variation angulaire lente de la table anti-vibration (effet de θ) et les vibrations du sol insuffisamment filtrées par la table anti-vibration (effet de $\ddot{x}_a(t)$). On peut voir, en accord avec les résultats de simulation (figure 4.12), qu'en dépit des mouvements de la table anti-vibration, la force estimée en utilisant le principe différentiel reste proche de zéro. L'écart-type dans la figure 4.15 vaut 250 pN. De plus, la comparaison entre les figures 4.15 et 4.13 montre l'importance du contrôle de la température pour assurer un bon fonctionnement du principe de compensation. Comme la structure mécanique des deux capteurs est différente et que les matériaux utilisés ont un grand coefficient de dilatation thermique ($100 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$), le design actuel n'est pas bien adapté pour effectuer une compensation différentielle avec une faible sensibilité aux changements de

température. Par conséquent, les performances illustrées sur la figure 4.15 restent difficiles à maintenir sur une période de temps significative et on peut voir qu'une petite différence croissante entre les deux estimations des perturbations mécaniques existe encore, par exemple, pour le temps supérieur à 250 secondes.

Une nouvelle conception avec un matériau ayant un coefficient de dilatation beaucoup plus faible est nécessaire pour procéder à une analyse plus approfondie du potentiel et des performances de cette approche de compensation passive. La figure 4.16 illustre la compensation des perturbations sismiques de grande amplitude ($m_1 \ddot{x}_a \cos\theta = \pm 5$ nN) lors d'une autre expérience. Dans ce cas, le bruit résiduel calculé sur une fenêtre de 30 secondes a un écart-type égal à 450 pN. Ce bruit résiduel est dû à deux causes additives indépendantes : (i) les perturbations sismiques résiduelles qui ne sont pas totalement annulées par le principe de mesure différentielle et (ii) le bruit électronique résiduel additif ajouté par les deux capteurs confocaux chromatiques qui reste après le filtrage induit par le processus de déconvolution différentielle. Cette amplitude de bruit résiduel électronique est contrôlée directement par le choix des valeurs des deux paramètres $W_{\mathcal{F}_1}$ et $W_{\mathcal{F}_2}$ (plus ces valeurs sont faibles, plus le bruit électronique résiduel est faible) et peut être simulée si les variances R_1 et R_2 des deux capteurs confocaux chromatiques sont déterminées. Le résultat de cette simulation sans perturbations mécaniques et sur la même fenêtre de temps est donné dans la figure 4.17. L'écart type du bruit électronique résiduel dans cette simulation est égal à 140 pN. Ainsi, la différence entre 450 pN et 140 pN représente la marge possible de progression (pour un choix donné des paramètres $W_{\mathcal{F}_1}$ et $W_{\mathcal{F}_2}$) pour diminuer l'amplitude du bruit global associé à ce principe passif de compensation différentielle.

La dernière figure 4.18 illustre l'estimation en fonction du temps d'une force réelle externe qui est, cette fois-ci, non nulle. Cette force sans contact est ici une force magnétique appliquée sur le *maglevtube* grâce aux bobines normalement utilisées pour étalonner le capteur. Cette approche est utile pour tester l'estimation du capteur de force avec différentes formes temporelle de la force externe en générant des profils de courant adéquats dans les bobines. Afin de mieux voir la compensation, la table anti-vibration est touchée au temps $t = 0$ pour amplifier la dynamique de la variation angulaire du plateau de la table (perturbation θ). Au temps $t = 50$ s, l'échelon de force est généré (le courant dans les bobines a été ajusté pour obtenir une amplitude de 200 nN). Les deux estimations de force utilisant ou non le principe différentiel sont présentées. L'estimation de perturbation fournie par le deuxième capteur de force est également représentée. Avec le principe différentiel, l'estimation de la force reste proche de 200 nN, alors que ce n'est pas le cas si les perturbations ne sont pas compensées. Néanmoins, même avec ce principe

4.8. AUTRES SOURCES D'ERREURS

différentiel, une petite dérive demeure en raison de la dynamique actuelle de la température dans l'enceinte.

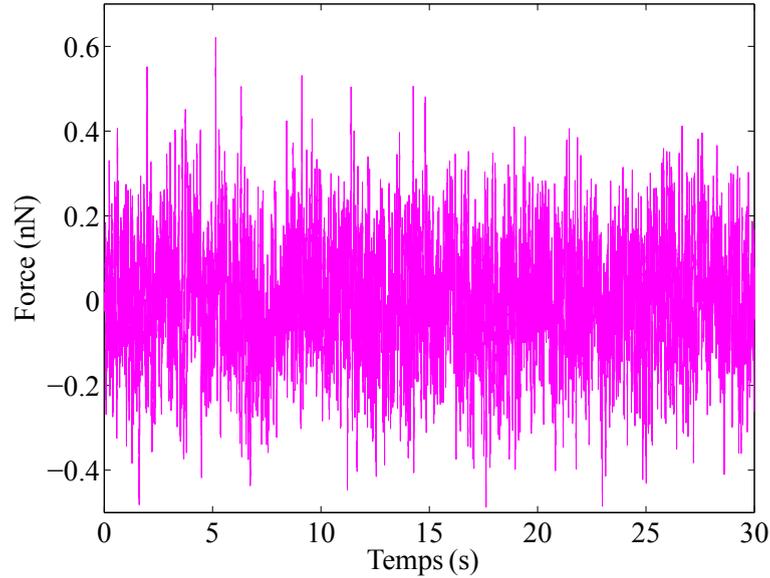


FIGURE 4.17: Bruit électronique résiduel simulé dû aux 2 capteurs confocaux chromatiques avec les variances mesurées $R_{1,2} = 1,75 \cdot 10^{-15} \text{ m}^2$ et avec $W_{\hat{\mathcal{F}}_1}$ et $W_{\hat{\mathcal{F}}_2}$ réglés à $1 \cdot 10^{-18} \text{ N}^2/\text{Hz}$.

4.8/ AUTRES SOURCES D'ERREURS

Les problèmes décrits plus haut dus à la non uniformité de la température ne sont pas les seuls à perturber l'efficacité du principe de compensation différentielle car ce principe est également sensible aux erreurs paramétriques faites pendant l'identification du comportement dynamique de chaque *maglevtube*. Par exemple, une erreur sur la détermination de la raideur et/ou de la masse des *maglevtubes* engendre un mauvais fonctionnement du principe différentiel pour compenser les perturbations. En effet, si on raisonne en régime permanent pour des raisons de simplicité et que l'on suppose que l'on commet des erreurs ΔK_{m_1} et ΔK_{m_2} lors de l'identification des raideurs magnétiques des deux *maglevtubes*, puis que l'on mesure une force $F_k(t)$ nulle, l'erreur commise sur l'estimation \hat{F}_k (qui devrait être nulle) est :

$$\Delta \hat{F}_k = \hat{\mathcal{F}}_{1,k} - \frac{m_1}{m_2} \hat{\mathcal{F}}_{2,k} \quad (4.37)$$

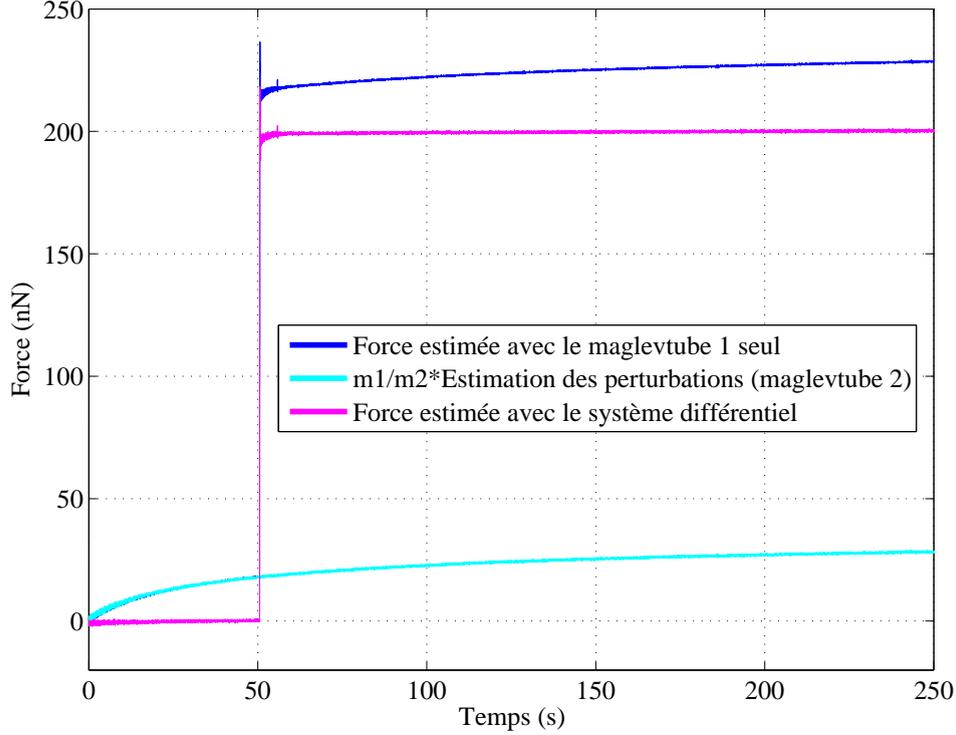
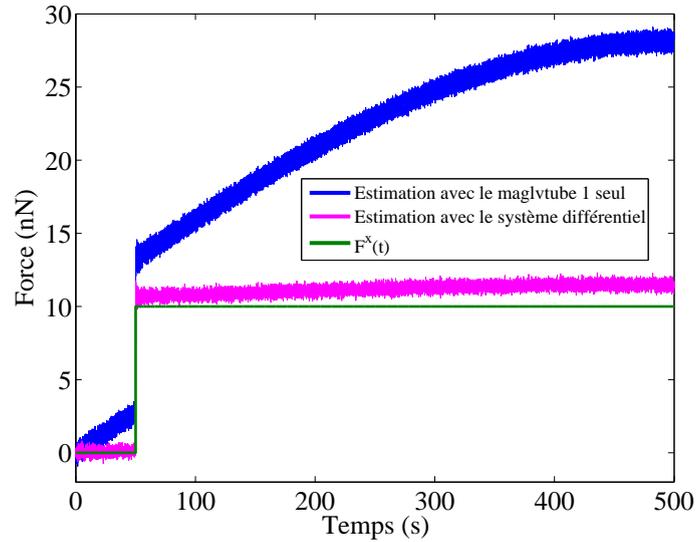


FIGURE 4.18: Estimation de la force (en utilisant ou non le principe différentiel) en fonction du temps pour une force externe de $F^x(t) = 200$ nN avec perturbations environnementales (influence de θ).

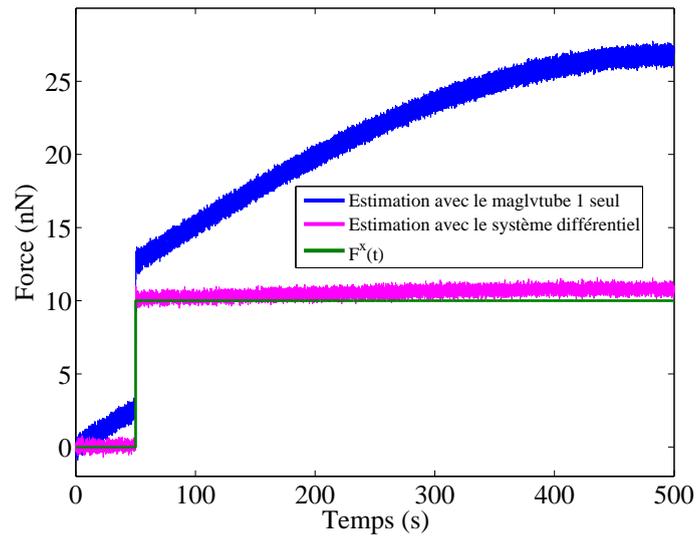
avec $\hat{\mathcal{F}}_{1,k} = (K_{m_1} + \Delta K_{m_1}) x_{1,k}^m$ et $\hat{\mathcal{F}}_{2,k} = (K_{m_2} + \Delta K_{m_2}) x_{2,k}^m$.
Après calcul, sachant que $K_{m_1} x_{1,k}^m = \frac{m_1}{m_2} K_{m_2} x_{2,k}^m$, l'erreur commise sur l'estimation de la force vaut alors :

$$\Delta \hat{F}_k = \mathcal{F}_{1,k} \left(\frac{\Delta K_{m_1}}{K_{m_1}} - \frac{\Delta K_{m_2}}{K_{m_2}} \right) \quad (4.38)$$

La figure 4.19(a) illustre ce phénomène en simulation. Les paramètres sont ceux du paragraphe 4.6 hormis le fait que des erreurs d'identification (de 5% sur K_{m_1} et -1% sur K_{m_2}) ont été ajoutées. L'erreur d'identification de la raideur du *maglevtube* 1 (qui mesure la force) provoque un décalage de la valeur de la force mesurée tandis que l'erreur d'identification de la raideur du *maglevtube* 2 (qui compense les perturbations) induit une dérive de l'estimation de la force au cours du temps. La figure 4.19(b) illustre, quant à elle, l'effet d'une erreur de détermination des masses des *maglevtubes* (-2% sur m_1 et 3% sur m_2), dans le cas où il n'y a pas d'erreur sur l'identification des raideurs magnétiques. Le rapport des masses des deux *maglevtubes* in-



(a) Effet de l'erreur d'identification des raideurs



(b) Effet de l'erreur de mesure de la masse

FIGURE 4.19: Simulation de l'estimation de la force en fonction du temps pour une force externe $F^x(t) = 10$ nN avec des perturbations environnementales qui sont ou non rejetées.

tervenant dans le schéma de compensation des perturbations par le principe différentiel (voir figure 4.11), une erreur sur la valeur de ces masses induit

également une mauvaise compensation des perturbations mécaniques et ce même en régime quasi-statique. On voit notamment sur la figure l'effet de la dérive due au mouvement très basse fréquence de la table anti-vibration qui n'est pas compensé correctement.

4.9/ CONCLUSION

Un nouveau principe de mesure différentielle passif a été présenté dans ce chapitre afin de compenser les perturbations mécaniques environnementales. Ces dernières ajoutent un décalage variant dans le temps de l'estimation de la force obtenue avec des capteurs de nanoforce basés sur la lévitation diamagnétique d'une masse sismique macroscopique.

Grâce à l'utilisation de deux *maglevtubes*, ce principe différentiel rend possible l'estimation des perturbations mécaniques communes de faible fréquence et non stationnaires appliquées sur les deux transducteurs. La réjection de mode commun de ces perturbations diminue considérablement l'erreur de l'estimation sur une longue période de temps si la température de l'environnement ne varie pas et devrait permettre d'étudier, à l'avenir, des estimations de force juste en dessous du niveau de nanonewton. Des erreurs d'identification des paramètres du système peuvent néanmoins également biaiser l'estimation de la force et cette difficulté supplémentaire devra être étudiée plus en profondeur.

Cette approche permet d'éviter l'utilisation de nouveaux types de capteurs pour estimer les effets des perturbations (comme des inclinomètres et des accéléromètres avec une haute résolution à très basse fréquence).

La structure mécanique actuelle des capteurs de force utilisés n'est pas optimisée pour minimiser la dilatation thermique. Le choix de matériaux avec une faible sensibilité à la température (faible coefficient de dilatation thermique) sera nécessaire pour les futurs modèles de capteurs de nanoforce haute résolution utilisant des ressorts magnétiques.

Néanmoins, ces premiers résultats actuellement publiés [21] [20] montrent que cette approche différentielle de la compensation passive est prometteuse notamment à très basse fréquence (très lente dérive due à la variation angulaire de la table anti-vibration). Des améliorations restent possibles pour avoir un meilleur rejet sismique à une fréquence plus élevée. Une nouvelle conception mécanique est actuellement en développement pour atteindre cet objectif. Ce travail démontre l'efficacité d'une méthode de compensation des perturbations environnementales, un premier pas nécessaire avant l'utilisation des capteurs de micro et nanoforce diamagnétiques utilisant des transducteurs macroscopiques rigides pour établir une traçabilité en mesure de force. Ces travaux sur la compensation de perturbation avec des capteurs de force dia-

4.9. CONCLUSION

magnétiques ont donné lieu à une contribution à ICRA 2016 [21] et à un article dans Sensors and Actuators [20].

CONCLUSION ET PERSPECTIVES

CONCLUSION GÉNÉRALE

Deux objectifs scientifiques ont été abordés dans ce mémoire. Tout d'abord, un nouveau capteur de force multi-axes destiné à mesurer les composantes de friction impliquées dans le contact doigt/objet lors de la micromanipulation dextre a été développé. Puis, dans le cadre général de l'étude de l'étalonnage des capteurs de micro forces, nous avons également mis au point une estimation et une stratégie de compensation passive des perturbations mécaniques basse fréquence et non stationnaires qui s'ajoutent au signal de force à mesurer. Cette compensation utilise un principe de déconvolution différentielle.

Pour traiter ces objectifs, le mémoire a été décomposé en 4 chapitres. Le premier chapitre a mis en lumière les enjeux de la micromanipulation dextre et la nécessité d'un nouveau dispositif pour caractériser le contact doigt/objet. En effet, aux échelles micro et nanoscopiques la connaissance des forces d'interactions entre les doigts du préhenseur et l'objet à manipuler est incontournable pour pouvoir faciliter la manipulation. L'étude des dispositifs déjà existants dans la littérature nous a ensuite permis de sélectionner la technologie de mesure de force la plus adaptée à notre type d'application. Après avoir présenté les principes de fonctionnement et les avantages et inconvénients des principales méthodes, nous nous sommes tourné vers la technologie piézorésistive qui semblait la plus appropriée pour répondre à nos besoins (haute sensibilité, haute fréquence de résonance, très bonne flexibilité et compatibilité MEMS, etc.). En nous inspirant et en combinant plusieurs dispositifs déjà existants, nous avons proposé un capteur basé sur une structure compliant particulière munie de jauges piézorésistives.

Dans le chapitre suivant, nous avons détaillé le cahier des charges auquel doit répondre notre capteur ainsi que le principe de fonctionnement de ce dernier. Une démarche de conception répondant à nos besoins a ensuite été proposée. Grâce à des études théoriques et des simulations par éléments finis, un nouveau capteur de force multi-axes destiné à mesurer les composantes de friction impliquées dans la micromanipulation dextre a ainsi été développé. La structure du capteur ainsi que ses propriétés géométriques

ont été étudiées afin d'optimiser la sensibilité et la résolution et de réduire les défauts (notamment en termes de couplage réciproque). Les résultats de simulation sont prometteurs : ce capteur devrait être capable de mesurer indépendamment les forces normales et tangentielles (couplage réciproque inférieure à 1%) avec une bonne sensibilité.

Le chapitre 3 a présenté le déroulement des différents runs de fabrication des premiers prototypes de ce capteur. Les étapes successives de tests ainsi que les améliorations au niveau des masques et du procédé de fabrication nous ont permis d'obtenir des dispositifs exploitables et de meilleure facture que lors du run initial. La structure mécanique de ces capteurs a été validée par la mesure des fréquences de résonance, corroborant l'intérêt de l'utilisation d'un wafer SOI 5 couches. Des premiers résultats expérimentaux en termes de mesure de force ont également été obtenus grâce à une structure robotique et à un capteur de force du commerce. Ces résultats sont une première étape pour valider le principe de fonctionnement du capteur.

Enfin, dans le quatrième chapitre, nous nous sommes intéressés à la problématique de l'étalonnage des capteurs de micro et nanoforce. Cette étape est très complexe à réaliser à cette échelle du fait de la difficulté du raccordement des faibles forces à des étalons de référence. Nous avons pu voir que les capteurs de micro et nanoforce à ressorts magnétiques passifs qui utilisent des transducteurs *macroscopiques* rigides de quelques milligrammes à quelques grammes possèdent des atouts intéressants pour établir une traçabilité en mesure de force mais que la masse embarquée dans les transducteurs macroscopiques rend ces derniers sensibles aux perturbations environnementales mécaniques. Dans ce cadre, nous nous sommes intéressés à l'estimation et à une stratégie de compensation passive des perturbations mécaniques basse fréquence et non stationnaires, basée sur un principe de déconvolution différentielle. Cette approche a pu être appliquée à un capteur de nanoforce basé sur la lévitation diamagnétique qui a été développé dans la dernière décennie et elle a permis de mettre en avant les difficultés qu'il convient de résoudre pour parvenir, dans le futur, à des mesures traçables de micro ou nanoforces.

PERSPECTIVES

De nombreuses perspectives de recherche peuvent être conduites à partir de ces travaux.

CAPTEUR DE FORCE PIÉZORÉSISTIF MULTI-AXES

Tout d'abord, concernant le capteur MEMS multi degrés de liberté, la poursuite de la caractérisation des prototypes existants va être réalisée. Après la validation du fonctionnement d'une jauge piézorésistive pour détecter la déformation de la poutre associée, l'objectif est de pouvoir avoir accès aux valeurs de résistance de toutes les jauges simultanément. Par la suite, on pourra alors réaliser des mesures de friction afin de valider le principe de détection et l'intérêt d'un tel capteur comparé aux nanotribomètres actuels. Il sera notamment intéressant de comparer les résultats avec ceux obtenus avec le nanotribomètre commercial (bille/plan) de l'équipe MN2S au sein du laboratoire Femto-ST [121]. Il s'agit d'un dispositif, présenté sur la figure 4.20, développé et commercialisé par la société suisse CSM Instruments (NTR). Son principe de fonctionnement est illustré par la figure 4.21. Il permet de mesurer la force de frottement d'une bille contre un substrat. La bille est montée sur un cantilever faisant office de capteur de forces normale et tangentielle. Ces forces sont déterminées en mesurant la déflexion du bras élastique grâce à des capteurs optiques. La force normale appliquée peut être asservie en boucle fermée (avec une résolution de $1 \mu\text{N}$). Des forces de friction comprises entre $10 \mu\text{N}$ et 10mN peuvent être mesurées avec une résolution de $1 \mu\text{N}$. Ce nanotribomètre est un dispositif à deux degrés de liberté, il ne permettra donc pas de comparer toutes les composantes obtenues avec notre capteur piézorésistif multi-axes. Cependant, étant donné que sa plage de mesure recoupe celle du capteur développé au cours de cette thèse, des essais tribologiques comparatifs pourront bien être réalisés.

Une perspective à plus long terme serait la poursuite de tests et d'investi-



FIGURE 4.20: Nanotribomètre de la société CSM Instruments dans une enceinte environnementale.

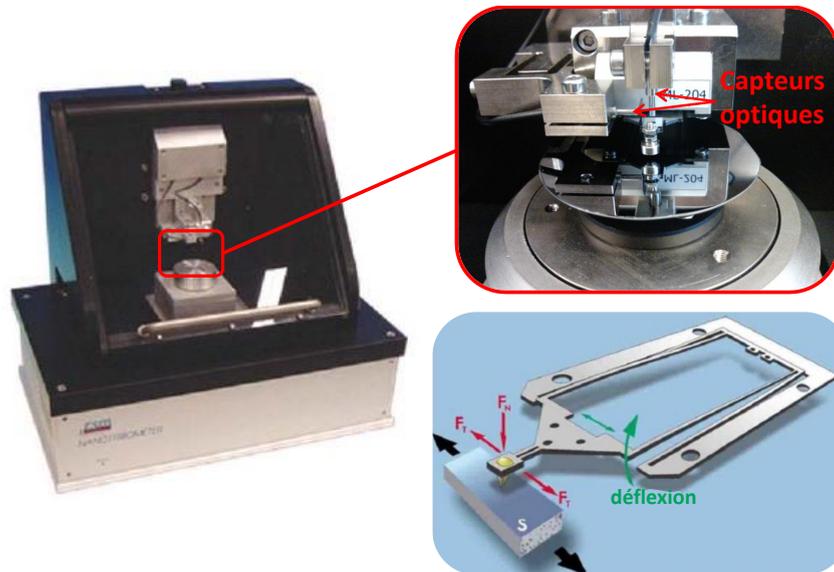


FIGURE 4.21: Principe de fonctionnement du nanotribomètre.

gations qui permettent d'améliorer et de fiabiliser le procédé de fabrication du capteur. L'enjeu est de réussir à obtenir des résistances de contact plus faibles au niveau des jauges piézorésistives afin d'augmenter la sensibilité des dispositifs et de diminuer le bruit de mesure dans le signal électrique.

PROBLÉMATIQUE DE L'ÉTALONNAGE DES CAPTEURS DE MICRO ET NANOFORCES

Concernant la problématique de l'étalonnage, la réalisation d'une nouvelle enceinte nous permettrait d'avoir une plus grande stabilité et homogénéité de la température autour des *maglevtubes* sans avoir à être dans une salle climatisée. En effet, l'enceinte actuelle comporte quelques ouvertures et n'est fermée que sur 5 de ses 6 côtés : les capteurs sont donc posés directement sur le plateau métallique de la table anti-vibration qui est très conductrice de la chaleur de la salle. La réalisation d'une enceinte totalement fermée et climatisée limiterait considérablement les flux de chaleur avec la pièce. De plus, la structure mécanique actuelle est différente pour chaque capteur de force et n'est pas optimisée pour minimiser la dilatation thermique. Ainsi, une autre perspective possible serait la réalisation d'un nouveau prototype constitué de deux capteurs de structures identiques et réalisés dans des matériaux avec une faible sensibilité à la température (faible coefficient de dilatation thermique). Ceci permettrait un meilleur rejet des perturbations sismiques à des fréquences plus élevées et également une moins grande dérive due à la non uniformité de température (qui sera toujours présente même si elle est

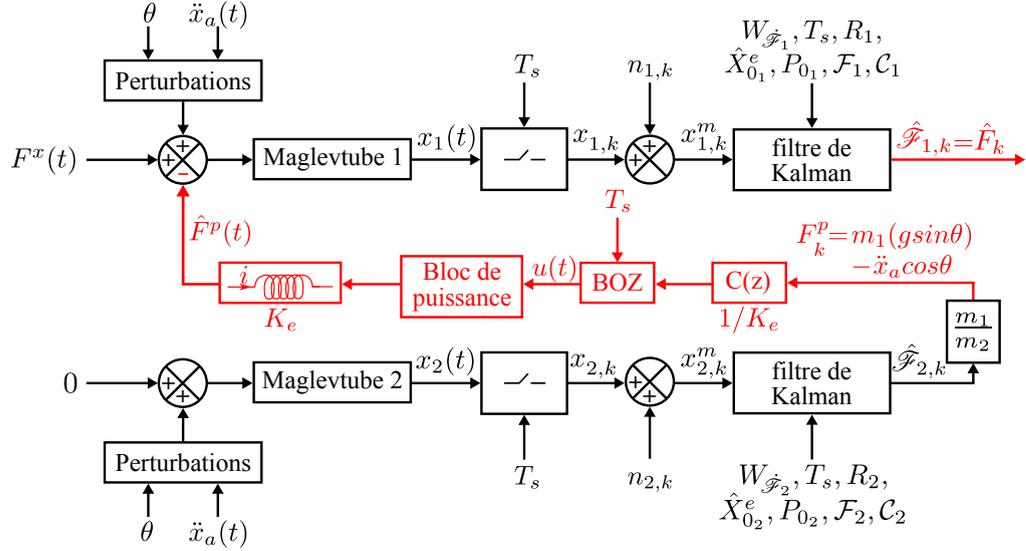


FIGURE 4.22: Diagramme du principe différentiel qui permet le rejet actif des perturbations.

réduite après le changement d'enceinte).

À plus long terme et quand ces premiers problèmes seront résolus, la réalisation d'un dispositif actif peut être envisagée et avoir un grand intérêt pour certaines applications. Pour ce faire, la bobine utilisée initialement uniquement pour l'étalonnage du *maglevtube* servant à mesurer la force pourrait être également utilisée pour soustraire sur ce capteur les perturbations mesurées par l'autre *maglevtube*. Le schéma 4.22 présente le principe de cette utilisation active, la partie en rouge correspondant aux ajouts et différences du schéma par rapport à celui mis en place lors de cette thèse (figure 4.11). La réalisation d'un tel dispositif actif suppose d'avoir préalablement identifié le comportement de la bobine en connaissant le lien entre la force à atteindre et le courant à appliquer (coefficient K_e sur la figure 4.22). Une fois cette étape réalisée, grâce aux deux *maglevtubes*, il serait alors possible d'appliquer une force constante et connue, ne dépendant pas des perturbations environnementales, ce qui est notamment particulièrement intéressant dans le cadre du raccordement au système international d'unité, enjeux fort auquel il convient d'apporter une réponse dans le futur. Ceci serait également intéressant pour certaines applications pratiques dans le domaine de la caractérisation mécanique des matériaux. En utilisant le même principe, mais en ajoutant un contrôleur et une boucle de rétroaction, on peut envisager ensuite un contrôle en position avec estimation de la force.

ANNEXE : LA PIÉZORÉSISTIVITÉ

L'annexe suivante présente le principe de la piézorésistivité et la modélisation d'un capteur à jauges piézorésistives avec le logiciel éléments finis COMSOL Multiphysics.

INTRODUCTION

Dans toute la suite, nous nous plaçons dans le cadre des hypothèses suivantes :

- les matériaux sont isotropes (propriétés mécaniques sont identiques dans toutes les directions) ;
- nous restons dans le domaine des petites déformations.

Avant d'aller plus loin, nous allons donner la définition de plusieurs termes utiles pour la compréhension du phénomène de piézorésistivité.

DÉFORMATION

La déformation (strain) ϵ sans unité s'exprime par :

$$\epsilon = \begin{pmatrix} \epsilon_{xx} & \epsilon_{xy} & \epsilon_{xz} \\ \epsilon_{yx} & \epsilon_{yy} & \epsilon_{yz} \\ \epsilon_{zx} & \epsilon_{zy} & \epsilon_{zz} \end{pmatrix} \quad (5.1)$$

où ϵ_{ii} est la variation de longueur d'un élément initialement orienté par i et ϵ_{ij} est la demi distorsion d'angle droit entre 2 éléments initialement orientés par i et j (en radian) ($< 10^{-3}$ pour rester dans l'hypothèse des petites déformations). Par exemple, dans la situation de la figure A.1 :

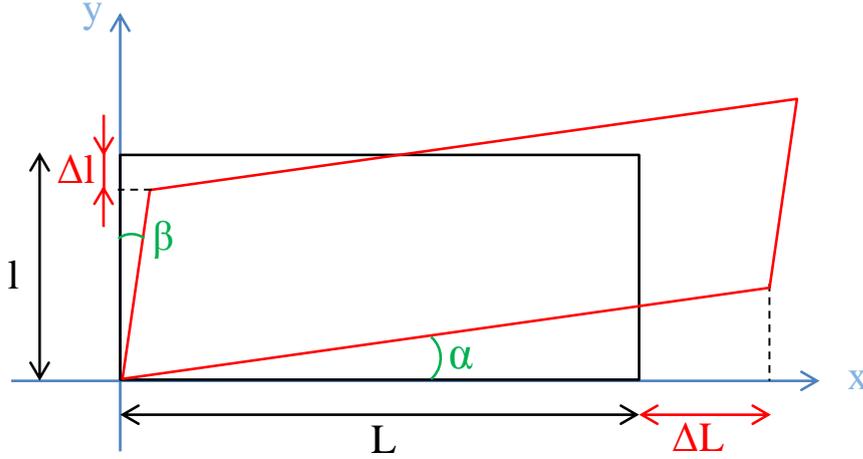


FIGURE A.1: Exemple de déformation.

$$\begin{cases} \epsilon_{xx} = \frac{\Delta L}{L} \\ \epsilon_{yy} = \frac{\Delta l}{l} \\ \epsilon_{yx} = \alpha \\ \epsilon_{xy} = \beta = \alpha \text{ (car matériau isotrope)} \end{cases} \quad (5.2)$$

CONTRAINTE

La contrainte (stress) σ en unité de pression Pa[N/m²] est l'effort (par unité de surface) interne apparaissant à l'intérieur d'un corps soumis à des sollicitations mécaniques extérieures, et s'exprime par :

$$\sigma = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{pmatrix} \quad (5.3)$$

où σ_{ii} est la composante normale (de traction/compression) du vecteur contraintes (s'exerçant en un point M sur une facette orientée par la normale i) et τ_{ij} est la composante tangentielle (de cisaillement) de ce vecteur contraintes comme indiqué sur la figure A.2. La figure A.3 présente des exemples d'expressions de contraintes dans le cas d'une traction seule et d'un cisaillement seul.

MODULE D'YOUNG

Le module d'Young E , en unité de pression Pa[N/m²], est le coefficient de proportionnalité entre contrainte et déformation dans la zone de déformation

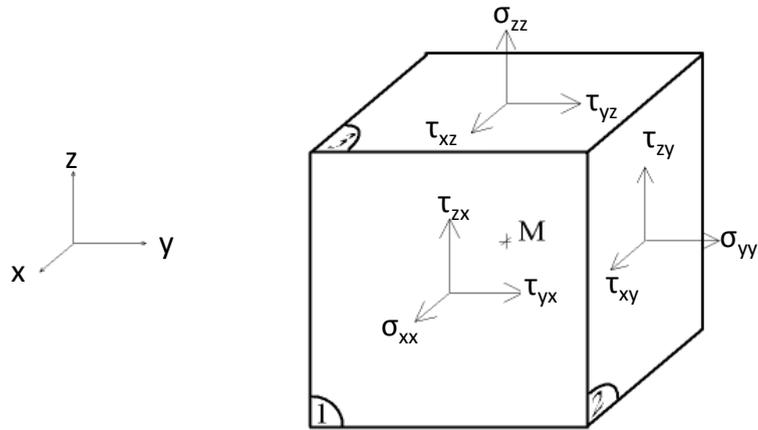


FIGURE A.2: Composantes de contrainte.

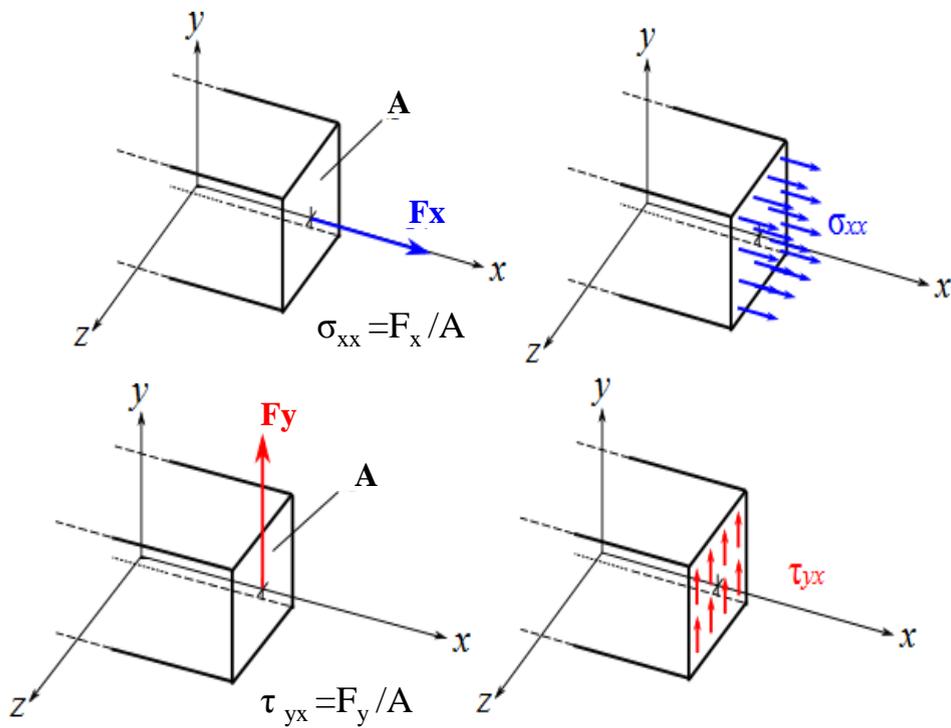


FIGURE A.3: Exemple de contrainte.

élastique (retour à l'état initial si l'on supprime les sollicitations) comme illustré sur la figure A.4 : $\sigma = E\epsilon$

Exemple de valeurs : Al : 70 GPa ; Si : 170 GPa ; Diamant : 1000 GPa

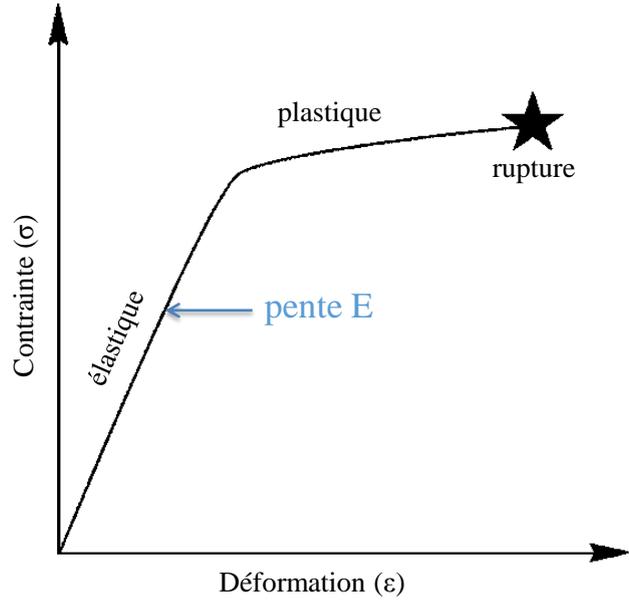


FIGURE A.4: Contrainte en fonction de la déformation.

COEFFICIENT DE POISSON

Le coefficient de poisson ν , sans unité est le coefficient de proportionnalité entre contraction transversale et allongement longitudinal $\epsilon_t = -\nu\epsilon_l$. Il permet de caractériser la contraction de la matière perpendiculairement à la direction de l'effort appliqué. Avec les dimensions indiquées sur la figure

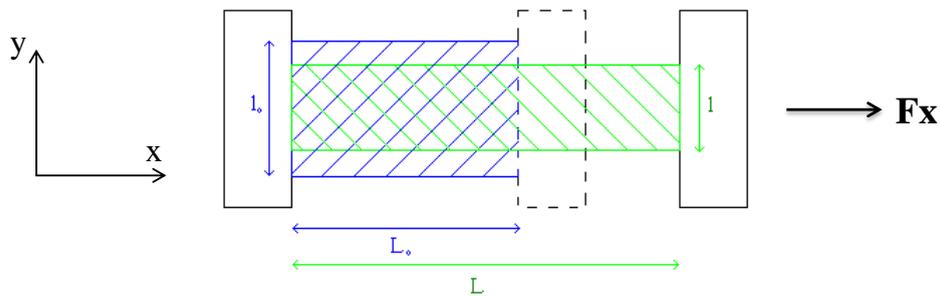


FIGURE A.5: Exemple d'allongement d'une structure simple.

$$\text{A.5, on a : } \nu = \frac{\text{contraction transversale unitaire}}{\text{allongement axial unitaire}} = \frac{(l_0 - l) / l_0}{(L - L_0) / L_0} = \frac{-\Delta l / l_0}{\Delta L / L_0} = \frac{-\epsilon_{yy}}{\epsilon_{xx}}$$

Exemple de valeurs : toujours compris entre -1 et 0,5 ; ν est généralement positif (la largeur diminue quand on étire le matériau) mais peut être négatif (par exemple cas des matériaux poreux dont la largeur diminue quand on les comprime). Cas particuliers : $\nu=0,5$ matériau incompressible ; $\nu=0,25$ matériau parfaitement isotrope.

Ainsi le changement de volume dû à la contraction peut s'exprimer par : $\frac{\Delta V}{V_0} = (1 - 2\nu) \frac{\Delta L}{L_0}$ Et le changement de surface dû à la contraction peut s'exprimer par : $\frac{\Delta A}{A_0} = -2\nu\epsilon$

PIÉZORESISTIVITÉ ET PIÉZOÉLECTRICITÉ

Dans les 2 termes, on retrouve le préfixe piézo qui signifie presser. La piézoélectricité est un changement d'électricité ou de charge en fonction d'une contrainte ou déformation. La piézorésistivité est un changement de résistance en fonction d'une contrainte ou déformation. Ainsi, la résistance d'une

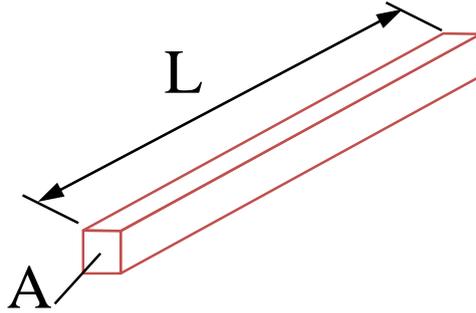


FIGURE A.6: Barre de résistivité ρ .

barre de résistivité ρ (dont les dimensions sont indiquées sur la figure A.6), s'exprime par :

$$R = \frac{\rho L}{A} \quad (5.4)$$

Et, la variation de résistance vaut donc :

$$\frac{dR}{R} = \frac{d\rho}{\rho} + \frac{dL}{L} + \frac{dA}{A} = \frac{d\rho}{\rho} + \epsilon(1 + 2\nu) \quad (5.5)$$

le premier terme $\frac{d\rho}{\rho}$ correspondant à l'effet piézorésistif et le second $\epsilon(1 + 2\nu)$ correspondant à l'effet de la géométrie.

On peut alors définir le facteur de jauge comme étant la grandeur G sans unité, donnant une idée de la sensibilité de la jauge, telle que :

$$\frac{dR}{R} = G \frac{dL}{L} \quad (5.6)$$

c'est-à-dire

$$G = \frac{d\rho}{\rho} \times \frac{1}{\epsilon} + (1 + 2\nu) \quad (5.7)$$

On distingue alors deux types de jauges :

— Les jauges métalliques pour lesquelles G s'exprime par :

$$G = C(1 + 2\nu) + (1 - 2\nu) \quad (5.8)$$

avec C la constante de Bridgman. Les valeurs de G sont alors comprises entre 0 et 10. Par exemple, des valeurs typiques sont : pour un alliage 80% Ni+20% Cr : C=1, $\nu=0,3$ donc $G = 2$; et pour le platine : $G = 4,8$ à 6.

— les semiconducteurs, pour lesquels $\frac{d\rho}{\rho} \gg \epsilon(1+2\nu)$, où G devient alors :

$$G = \pi E \quad (5.9)$$

avec π le coefficient piézorésistif défini par $\pi = \frac{d\rho}{\rho} \times \frac{1}{\sigma}$. La valeur absolue de G est alors comprise entre 20 et 200 et son signe dépend du type de dopage.

On voit ici l'intérêt de l'utilisation de jauges piézorésistives par rapport à des jauges métalliques : elles ont un facteur de jauge de 10 à 100 fois supérieur.

LA PIÉZORESISTIVITÉ DANS LE SILICIUM

L'expression locale de la loi d'Ohm est :

$$\vec{E} = \rho \vec{J} \Rightarrow \begin{pmatrix} E_x \\ E_y \\ E_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \rho_{xx} & \rho_{xy} & \rho_{xz} \\ \rho_{yx} & \rho_{yy} & \rho_{yz} \\ \rho_{zx} & \rho_{zy} & \rho_{zz} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_x \\ i_y \\ i_z \end{pmatrix} \quad (5.10)$$

avec :

$$\begin{pmatrix} \rho_{xx} \\ \rho_{yy} \\ \rho_{zz} \\ \rho_{yz} \\ \rho_{xz} \\ \rho_{xy} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \rho_0 \\ \rho_0 \\ \rho_0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} + \rho_0 \Pi \begin{pmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \\ \tau_{xy} \end{pmatrix} \quad (5.11)$$

et Π la matrice de piézorésistivité :

$$\Pi = \begin{pmatrix} \pi_{11} & \pi_{12} & \pi_{13} & \pi_{14} & \pi_{15} & \pi_{16} \\ \pi_{21} & \pi_{22} & \pi_{23} & \pi_{24} & \pi_{25} & \pi_{26} \\ \pi_{31} & \pi_{32} & \pi_{33} & \pi_{34} & \pi_{35} & \pi_{36} \\ \pi_{41} & \pi_{42} & \pi_{43} & \pi_{44} & \pi_{45} & \pi_{46} \\ \pi_{51} & \pi_{52} & \pi_{53} & \pi_{54} & \pi_{55} & \pi_{56} \\ \pi_{61} & \pi_{62} & \pi_{63} & \pi_{64} & \pi_{65} & \pi_{66} \end{pmatrix} \quad (5.12)$$

dans un système cubique dans le repère de base $\langle 100 \rangle$ $\langle 010 \rangle$ $\langle 001 \rangle$ (figure A.7), la matrice de piézorésistivité se simplifie en :

$$\Pi = \begin{pmatrix} \pi_{11} & \pi_{12} & \pi_{12} & 0 & 0 & 0 \\ \pi_{12} & \pi_{11} & \pi_{12} & 0 & 0 & 0 \\ \pi_{12} & \pi_{12} & \pi_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \pi_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \pi_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \pi_{44} \end{pmatrix} \quad (5.13)$$

Les coefficients piézorésistifs dans le repère de bases sont connus et renseignés dans des abaques [117] [94]. Par exemple, pour un wafer de type P, ils valent : $\pi_{11} = 6,6 \cdot 10^{-11} \text{ Pa}^{-1}$, $\pi_{12} = -1,1 \cdot 10^{-11} \text{ Pa}^{-1}$, $\pi_{44} = 138 \cdot 10^{-11} \text{ Pa}^{-1}$

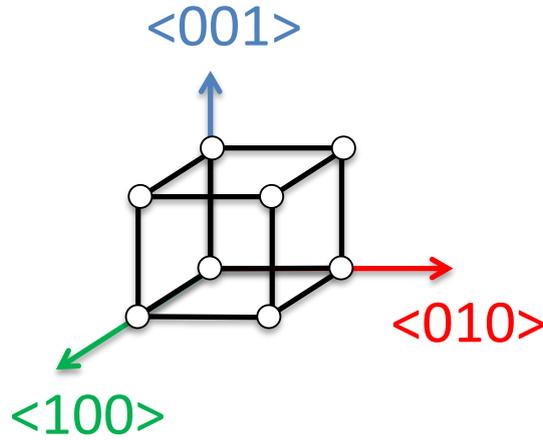


FIGURE A.7: Repère de base $\langle 100 \rangle$ $\langle 010 \rangle$ $\langle 001 \rangle$.

Pour obtenir les valeurs des coefficients dans un repère d'orientation quelconque, on réalise une transformation de repère par les angles d'Euler (Kocks) : θ , ϕ et ψ A.8. Et on obtient la matrice de transformation de repère suivante :

$$\begin{pmatrix} X''' \\ Y''' \\ Z''' \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos \psi \cdot \cos \theta \cdot \cos \phi - \sin \psi \cdot \sin \phi & \cos \psi \cdot \cos \theta \cdot \sin \phi + \sin \psi \cdot \cos \phi & -\cos \psi \cdot \sin \theta \\ -\cos \psi \cdot \cos \theta \cdot \cos \phi - \cos \psi \cdot \sin \phi & -\sin \psi \cdot \cos \theta \cdot \sin \phi + \cos \psi \cdot \cos \phi & \sin \psi \cdot \sin \theta \\ \sin \theta \cdot \cos \phi & \sin \theta \cdot \sin \phi & \cos \theta \end{pmatrix} \begin{pmatrix} X \\ Y \\ Z \end{pmatrix} \quad (5.14)$$

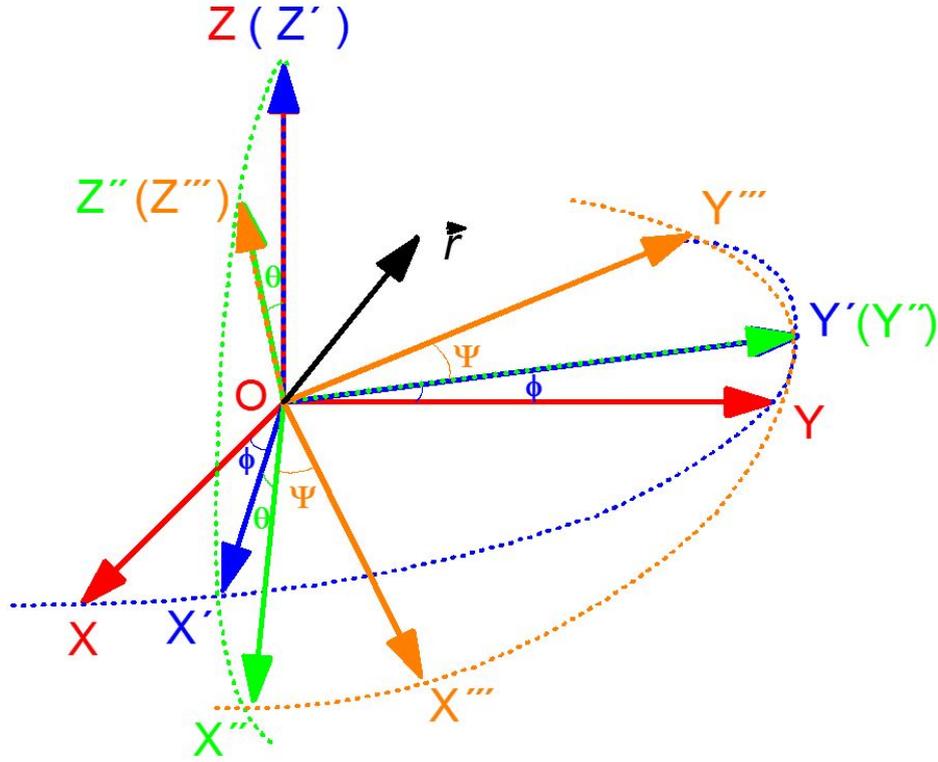


FIGURE A.8: Angles d'Euler.

que l'on note pour simplifier :

$$\begin{pmatrix} X'' \\ Y'' \\ Z'' \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} l_1 & m_1 & n_1 \\ l_2 & m_2 & n_2 \\ l_3 & m_3 & n_3 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} X \\ Y \\ Z \end{pmatrix} \quad (5.15)$$

Les coefficients piézorésistifs deviennent, dans un repère de coordonnées arbitraires :

$$\pi'_{ii} = \pi_{ii} - 2\pi_0(l_i^2 m_i^2 + l_i^2 n_i^2 + m_i^2 n_i^2) \quad \forall i \in \llbracket 1, 3 \rrbracket \quad (5.16)$$

$$\pi'_{ij} = \pi_{ij} + \pi_0(l_i^2 l_j^2 + m_i^2 m_j^2 + n_i^2 n_j^2) \quad \forall i \neq j \quad (5.17)$$

avec $\pi_0 = \pi_{11} - \pi_{12} - \pi_{44}$ [12]

La loi d'ohm d'un matériau piézorésistif comme le silicium devient alors,

pour un repère quelconque :

$$\begin{pmatrix} E_x \\ E_y \\ E_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \rho_{xx} & \rho_{xy} & \rho_{xz} \\ \rho_{yx} & \rho_{yy} & \rho_{yz} \\ \rho_{zx} & \rho_{zy} & \rho_{zz} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_x \\ i_y \\ i_z \end{pmatrix} \quad (5.18)$$

avec :

$$\begin{cases} \rho_{xx} = \rho_0(1 + \pi'_{11}\sigma_{xx} + \pi'_{12}\sigma_{yy} + \pi'_{13}\sigma_{zz} + \pi'_{14}\tau_{yz} + \pi'_{15}\tau_{xz} + \pi'_{16}\tau_{xy}) \\ \rho_{yy} = \rho_0(1 + \pi'_{21}\sigma_{xx} + \pi'_{22}\sigma_{yy} + \pi'_{23}\sigma_{zz} + \pi'_{24}\tau_{yz} + \pi'_{25}\tau_{xz} + \pi'_{26}\tau_{xy}) \\ \rho_{zz} = \rho_0(1 + \pi'_{31}\sigma_{xx} + \pi'_{32}\sigma_{yy} + \pi'_{33}\sigma_{zz} + \pi'_{34}\tau_{yz} + \pi'_{35}\tau_{xz} + \pi'_{36}\tau_{xy}) \\ \rho_{xy} = \rho_0(\pi'_{41}\sigma_{xx} + \pi'_{42}\sigma_{yy} + \pi'_{43}\sigma_{zz} + \pi'_{44}\tau_{yz} + \pi'_{45}\tau_{xz} + \pi'_{46}\tau_{xy}) = \rho_{zy} \\ \rho_{xz} = \rho_0(\pi'_{51}\sigma_{xx} + \pi'_{52}\sigma_{yy} + \pi'_{53}\sigma_{zz} + \pi'_{54}\tau_{yz} + \pi'_{55}\tau_{xz} + \pi'_{56}\tau_{xy}) = \rho_{zx} \\ \rho_{yx} = \rho_0(\pi'_{61}\sigma_{xx} + \pi'_{62}\sigma_{yy} + \pi'_{63}\sigma_{zz} + \pi'_{64}\tau_{yz} + \pi'_{65}\tau_{xz} + \pi'_{66}\tau_{xy}) = \rho_{xy} \end{cases} \quad (5.19)$$

PIÉZORÉSISTIVITÉ DU SILICIUM AVEC COMSOL : APPLICATION À UNE POUTRE SEULE

Comsol n'utilise pas les coefficients de la matrice de résistivité. il faut, à la place, renseigner la matrice de conductivité du matériau piézorésistif, à savoir :

$$\sigma = \rho^{-1} = \frac{1}{|\rho|} \begin{pmatrix} \begin{vmatrix} \rho_{yy} & \rho_{yz} \\ \rho_{zy} & \rho_{zz} \end{vmatrix} & - \begin{vmatrix} \rho_{yx} & \rho_{yz} \\ \rho_{zx} & \rho_{zz} \end{vmatrix} & \begin{vmatrix} \rho_{yx} & \rho_{yy} \\ \rho_{zx} & \rho_{zy} \end{vmatrix} \\ - \begin{vmatrix} \rho_{xy} & \rho_{xz} \\ \rho_{zy} & \rho_{zz} \end{vmatrix} & \begin{vmatrix} \rho_{xx} & \rho_{xz} \\ \rho_{zx} & \rho_{zz} \end{vmatrix} & - \begin{vmatrix} \rho_{xx} & \rho_{xy} \\ \rho_{zx} & \rho_{zy} \end{vmatrix} \\ \begin{vmatrix} \rho_{xy} & \rho_{xz} \\ \rho_{yy} & \rho_{yz} \end{vmatrix} & - \begin{vmatrix} \rho_{xx} & \rho_{xz} \\ \rho_{yx} & \rho_{yz} \end{vmatrix} & \begin{vmatrix} \rho_{xx} & \rho_{xy} \\ \rho_{yx} & \rho_{yy} \end{vmatrix} \end{pmatrix} \quad (5.20)$$

d'où :

$$\varsigma = \begin{pmatrix} \varsigma_{xx} & \varsigma_{xy} & \varsigma_{xz} \\ \varsigma_{yx} & \varsigma_{yy} & \varsigma_{yz} \\ \varsigma_{zx} & \varsigma_{zy} & \varsigma_{zz} \end{pmatrix} \quad (5.21)$$

avec :

$$\begin{cases} \varsigma_{xx} = \frac{\rho_{yy}\rho_{zz} - \rho_{yz}^2}{|\rho|} & \varsigma_{yz} = \frac{\rho_{xy}\rho_{xz} - \rho_{xx}\rho_{yz}}{|\rho|} \\ \varsigma_{yy} = \frac{\rho_{xx}\rho_{zz} - \rho_{xz}^2}{|\rho|} & \varsigma_{xz} = \frac{\rho_{xy}\rho_{yz} - \rho_{xz}\rho_{yy}}{|\rho|} \\ \varsigma_{zz} = \frac{\rho_{xx}\rho_{yy} - \rho_{xy}^2}{|\rho|} & \varsigma_{xy} = \frac{\rho_{xz}\rho_{yz} - \rho_{xy}\rho_{zz}}{|\rho|} \\ |\rho| = \rho_{xx}\rho_{yy}\rho_{zz} + 2\rho_{xy}\rho_{yz}\rho_{xz} - \rho_{xx}\rho_{yz}^2 - \rho_{yy}\rho_{xz}^2 - \rho_{zz}\rho_{xy}^2 \end{cases} \quad (5.22)$$

Illustrons à présent sur un exemple simple (celui de la figure A.9), la modélisation du phénomène piézoélectrique avec le logiciel COMSOL.

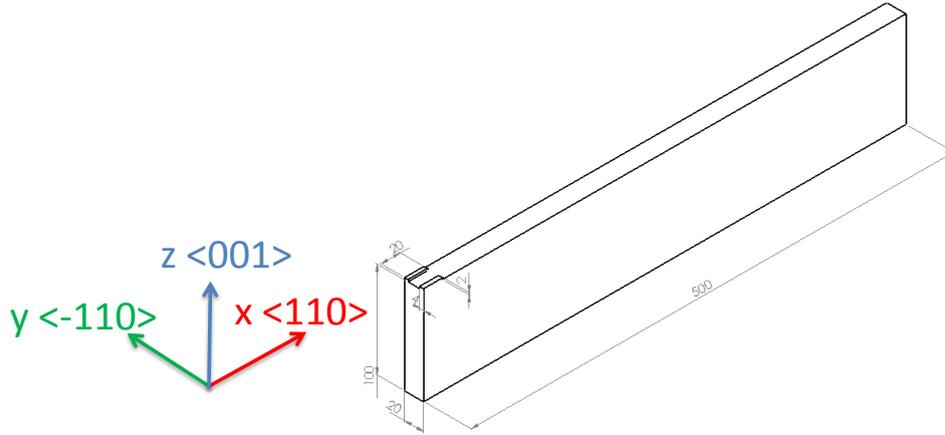


FIGURE A.9: Orientation de la poutre et des jauges.

On considère une poutre encastée-libre en silicium de dimensions $500 \times 100 \times 20 \mu\text{m}$, de module d'Young $E_{Si} = 170 \text{ GPa}$ et de coefficient de Poisson $\nu_{Si} = 0,28$. Deux jauges piézorésistives de dimension $20 \times 4 \times 2 \mu\text{m}$ sont placées au niveau de l'encastrement de résistivité $\rho_0 = 0,1 \Omega \cdot \text{cm}$. L'ensemble étant réalisé sur un wafer (100) de type P avec des jauges orientées selon la direction $\langle 110 \rangle$ ($\pi_{11} = 6,6 \cdot 10^{-11} \text{ Pa}^{-1}$, $\pi_{12} = -1,1 \cdot 10^{-11} \text{ Pa}^{-1}$, $\pi_{44} = 138 \cdot 10^{-11} \text{ Pa}^{-1}$).

On souhaite pouvoir comparer les résultats obtenus pour plusieurs orientations et types de wafer. Ainsi, on a choisi de renseigner dans COMSOL les équations générales en fonction des angles d'Euler et des coefficients piézo-résistifs dans le repère de base.

On utilise 2 modèles couplés "Solide 3D - Contrainte-déformation" et "Milieu conducteur". La simulation du comportement de la poutre et des jauges comprend plusieurs étapes.

DÉFINITION DES CONSTANTES

Tout d'abord, on définit les différentes constantes qui seront utilisées lors du calcul numérique (voir figures A.10, A.12 et A.13 dans lesquelles les paramètres en noir sont renseignés et ceux en bleu calculés) Tout d'abord les constantes géométriques servant à définir les longueur des différents éléments constituant le modèle (poutre, jauges). On renseigne les valeurs des composantes des forces à appliquer A.10. Ensuite, à partir des angles d'Euler déterminés (voir figure A.11), on calcule les coefficient de la matrice de changement de repère grâce aux équations 5.14 et 5.15 A.12. Enfin, on ren-

seigne la résistivité du matériau ainsi que les coefficients piézorésistifs dans le repère de base puis on calcule les coefficients piézorésistifs dans le repère approprié d'après l'équation 5.16. A.13

Parameters		
Name	Expression	Value
L	500e-6	5.0E-4
W	20e-6	2.0E-5
T	100e-6	1.0E-4
Lg	20e-6	2.0E-5
lg	4e-6	4.0E-6
eg	2e-6	2.0E-6
e_c	500e-6	5.0E-4
e_b	100e-6	1.0E-4
e_t	T	1.0E-4
Fx	0	0
Fy	0	0
Fz	0	0

Paramètres géométriques

Composantes de la force appliquée

FIGURE A.10: Définition des constantes.

GÉOMÉTRIE

On modélise ensuite la structure en créant différents blocs aux bonnes dimensions comme illustré sur la figure A.14

MATÉRIAU

On renseigne le type et les propriétés du matériau constituant la poutre et les jauges (dans notre cas du silicium cristallin). Ici, la matrice de conductivité électrique ζ n'est pas une constante mais dépend des contraintes σ dans le matériau. Ainsi, comme on peut le voir sur la figure A.15, on ne la renseigne pas dans cette rubrique.

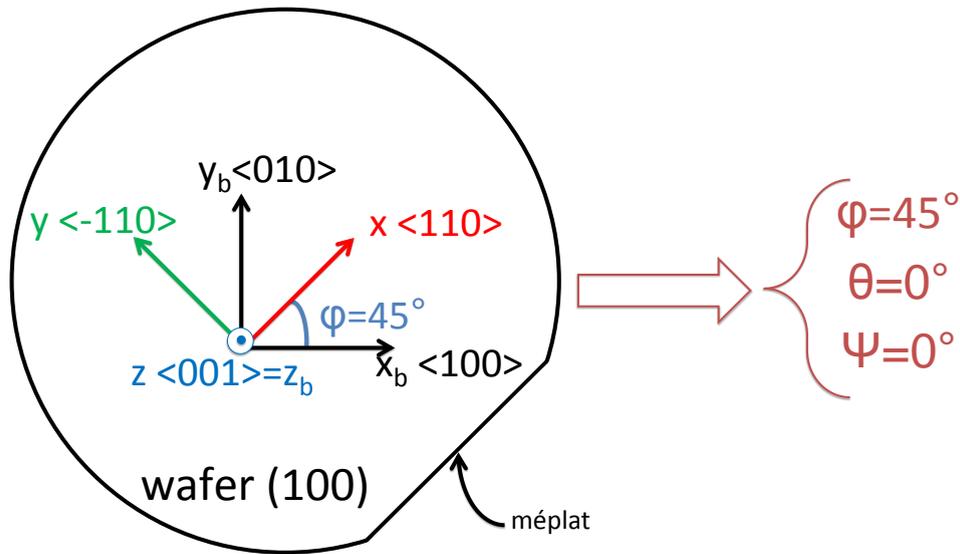


FIGURE A.11: Détermination des angles d'Euler.

Name	Expression	Value
fi_deg	45	45
theta_deg	0	0
psi_deg	0	0
fi	fi_deg*pi/180	0.7854
theta	theta_deg*pi/180	0
psi	psi_deg*pi/180	0
L1	cos(fi)*cos(theta)*cos(psi)-si	0.7071
L2	-cos(fi)*cos(theta)*sin(psi)-si	-0.7071
L3	cos(fi)*sin(theta)	0
m1	sin(fi)*cos(theta)*cos(psi)+c	0.7071
m2	-sin(fi)*cos(theta)*sin(psi)+c	0.7071
m3	sin(fi)*sin(theta)	0

FIGURE A.12: Définition des constantes.

PARAMÈTRES DE SOUS-DOMAINES

Il faut alors indiquer les différentes équations permettant de lier les modèles mécaniques et électriques et de calculer les coefficients de la matrice de

Name	Expression	Value
rho0	0.1[ohm*cm]	0.001 Ω·m
p11	6.6e-11[1/Pa]	6.6E-11 1/Pa
p12	-1.1e-11[1/Pa]	-1.1E-11 1/Pa
p44	138.1e-11[1/Pa]	1.381E-9 1/Pa
P11	$p11-2*pA*(L1^2*m1^2+m1$	7.18E-10 1/Pa
P21	$p12+pA*(L1^2*L2^2+m1^2$	-6.63E-10 1/Pa
P31	$p12+pA*(L1^2*L3^2+m1^2$	-1.1E-11 1/Pa
P41	$pA*(L1^2*L3*L2+m1^2*m3$	0 1/Pa
P51	$pA*(L1^3*L3+m1^3*m3+nJ$	0 1/Pa
P61	$pA*(L1^3*L2+m1^3*m2+nJ$	1.448E-25 1/Pa
P12	P21	-6.63E-10 1/Pa
P22	$p11-2*pA*(L2^2*m2^2+m2$	7.18E-10 1/Pa

FIGURE A.13: Définition des constantes.

conductivité, en utilisant les équations 5.22 et 5.20. Le tableau A.16 liste les différentes variables à expliciter.

CONDITIONS AUX LIMITES MÉCANIQUES ET ÉLECTRIQUES

On définit les conditions aux limites mécaniques (encastrement de la poutre et application d'une force sur l'extrémité libre) et électriques (application d'une tension sur les jauges piézoélectriques). Les différentes conditions aux limites sont présentées sur la figure A.17. On indique également à ce stade que l'on utilise les coefficients calculés plus haut pour la matrice de conductivité électrique (figure A.18)

MAILLAGE

La structure est ensuite maillée en utilisant des tétraèdres. On choisit de réaliser un maillage plus fin au niveau de l'encastrement et des jauges comme le montre la figure A.19.

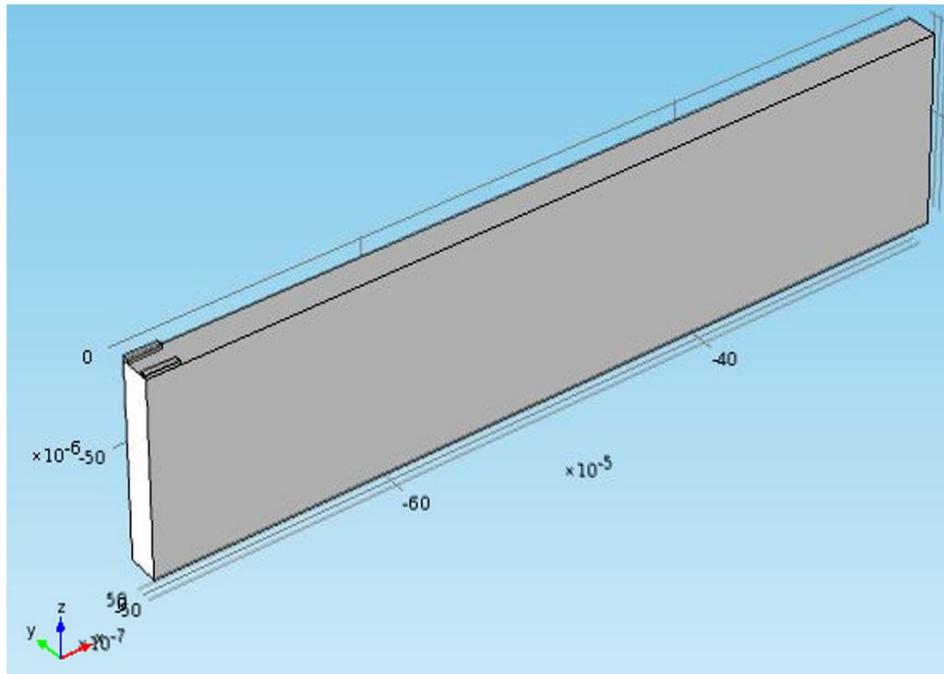


FIGURE A.14: Géométrie de la poutre.

▼ Material Contents

Property	Name	Value	Unit	Property group
Electric conductivity	sigma		S/m	Basic
Relative permittivity	epsilon _r	11.7	1	Basic
Density	rho	2329[kg/m ³]	kg...3	Basic
Young's modulus	E	170e9[Pa]	Pa	Young's m...n's ratio
Poisson's ratio	nu	0.28	1	Young's m...n's ratio

FIGURE A.15: Type et propriétés du matériau.

RÉSOLUTION NUMÉRIQUE

Comsol possède alors tous les éléments nécessaires pour résoudre le problème numériquement.

POST-TRAITEMENTS, VISUALISATION

Une fois, la solution obtenue, on peut visualiser les déplacements de la poutre ou encore déterminer la variation du courant dans chacune des jauges piézo-

Variable			
Name	Expression	Unit	
rho11	$\rho_0*(1+P11*sxl+P12*syl+P13*szl)$	$\Omega \cdot m$	
rho22	$\rho_0*(1+P21*sxl+P22*syl+P23*szl)$	$\Omega \cdot m$	
rho33	$\rho_0*(1+P31*sxl+P32*syl+P33*szl)$	$\Omega \cdot m$	
rho23	$\rho_0*(P41*sxl+P42*syl+P43*szl)$	$\Omega \cdot m$	
rho13	$\rho_0*(P51*sxl+P52*syl+P53*szl)$	$\Omega \cdot m$	
rho12	$\rho_0*(P61*sxl+P62*syl+P63*szl)$	$\Omega \cdot m$	
$ \rho $	\det_rho	$m^3 \cdot kg$	
Coefficients de la matrice de conductivité σ	sigma11	$(\rho_{22}\rho_{33}-\rho_{23}^2)/\det_rho$	S/m
	sigma22	$(\rho_{11}\rho_{33}-\rho_{13}^2)/\det_rho$	S/m
	sigma33	$(\rho_{11}\rho_{22}-\rho_{12}^2)/\det_rho$	S/m
	sigma12	$(\rho_{13}\rho_{23}-\rho_{12}\rho_{33})/\det_rho$	S/m
	sigma13	$(\rho_{12}\rho_{23}-\rho_{13}\rho_{22})/\det_rho$	S/m

FIGURE A.16: Variables liant les deux modèles.

résistives. La variation de courant dans une jauge est donnée par la relation :

$$\Delta I = \iint (J) - I_0 \quad (5.23)$$

dans laquelle I_0 est le courant dans les jauges au repos et J (en A/m^2) est la norme de la densité de courant dans la jauge déterminée dans un plan perpendiculaire à la direction de la jauge (*i.e.* coupe transversale de la jauge). Par exemple, observons la réponse des jauges dans le cadre d'une sollicitation normale $F_z = 1$ mN présentée sur la figure A.20 et d'une sollicitation transverse $F_y = 100$ μ N présentée sur la figure A.21. Dans chaque jauge le courant au repos vaut :

$$I_0 = \frac{V_0}{R_0} = \frac{V_0 l_g e_g}{\rho_0 L_g} \quad (5.24)$$

avec $V_0 = 1V$ la tension appliquée, R_0 la résistance dans la jauge au repos, $\rho_0 = 0,1 \Omega \cdot cm$ la résistivité, $L_g = 20$ μ m, $l_g = 4$ μ m et $e_g = 2$ μ m respectivement les longueur, largeur et épaisseur de la jauge. D'où $I_0 = 400$ μ A. Pour une force $F_z = 1$ mN appliquée, la variation de courant est identique dans les 2 jauges et vaut $\Delta I_1 = I_1 - I_0 = \Delta I_2 = 2,64$ μ A. La sensibilité est

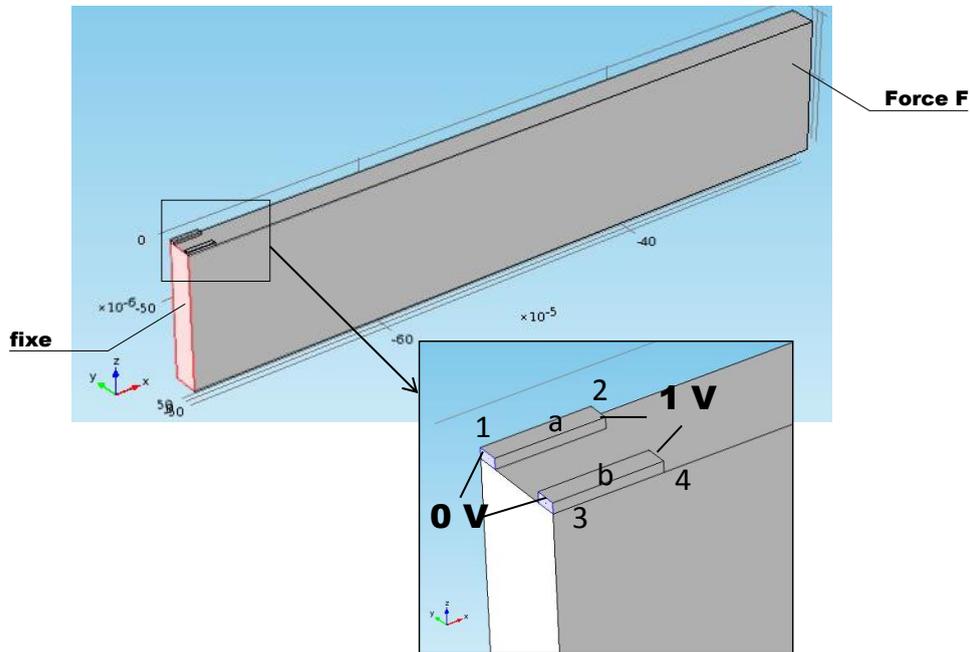


FIGURE A.17: Conditions aux limites mécaniques et électriques.

alors calculée de la manière suivante :

$$S_{T_z} = \frac{\Delta I_1 + \Delta I_2}{F_z} = 5,28 \text{ nA}/\mu\text{N} \quad (5.25)$$

Pour une force $F_y = 100 \mu\text{N}$ appliquée, la variation de courant est opposée dans les 2 jauges et vaut $\Delta I_1 = -\Delta I_2 = 908 \text{ nA}$. La sensibilité est alors calculée de la manière suivante :

$$S_{T_y} = \frac{\Delta I_1 - \Delta I_2}{F_y} = 18,2 \text{ nA}/\mu\text{N} \quad (5.26)$$

APPLICATION À LA MODÉLISATION DE NOTRE CAPTEUR

Pour la modélisation et l'étude des caractéristiques de notre capteur nous avons procédé de la même manière que pour la poutre seule. Afin de limiter la mémoire et le temps de calcul, la partie mobile seulement est modélisée sous COMSOL, comme présenté sur la figure. La structure géométrique est symétrique. Cependant, pour pouvoir appliquer une sollicitation quelconque (non symétrique) et parce que l'on dispose de moyens de calcul performants, on choisit de modéliser l'ensemble de la structure et non la moitié voire un quart seulement. On suit ensuite les mêmes étapes que pour la poutre seule en définissant :

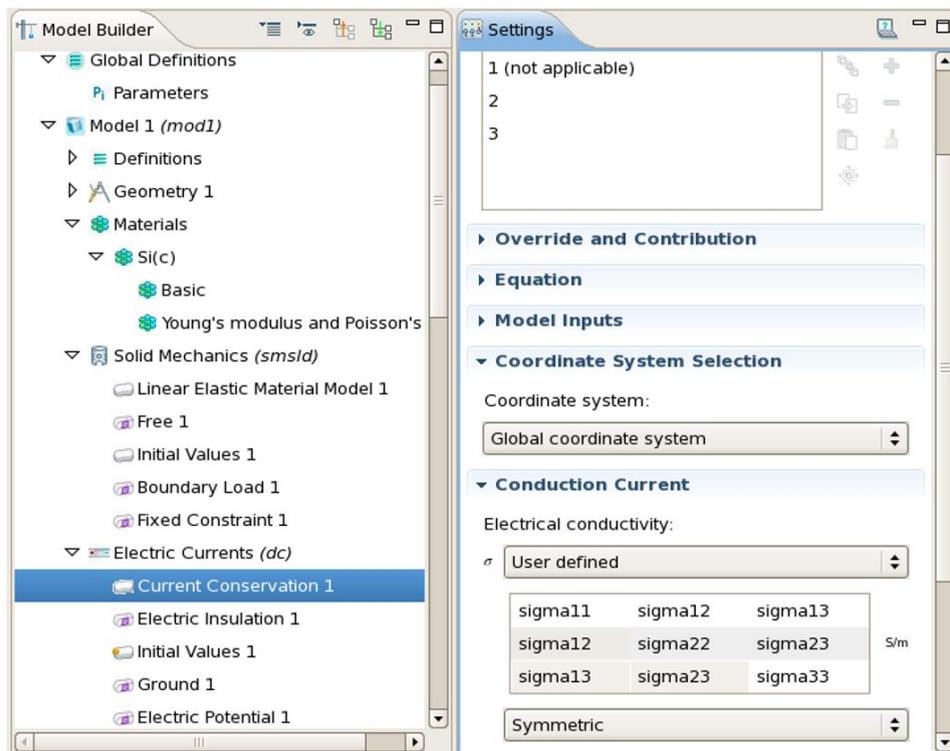


FIGURE A.18: Matrice de conductivité électrique.

- les constantes ;
- la géométrie ;
- les matériaux ;
- les paramètres de sous-domaines ;
- les conditions aux limites mécaniques et électriques ;
- le maillage.

Et on peut ensuite avec les mêmes variables que pour la poutre seule avoir alors accès aux informations données par les différentes jauges.

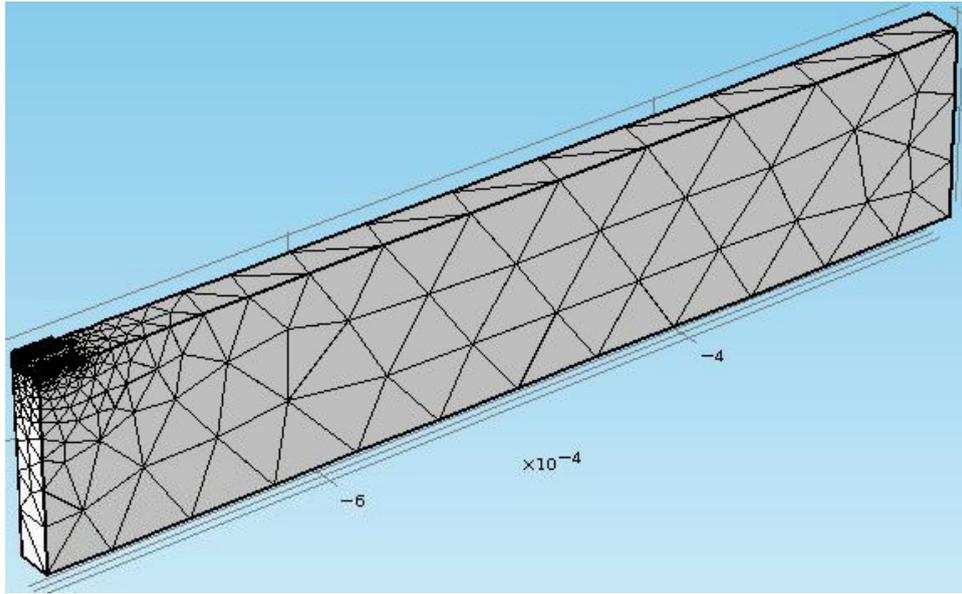


FIGURE A.19: Maillage du modèle avec des tétraèdres.

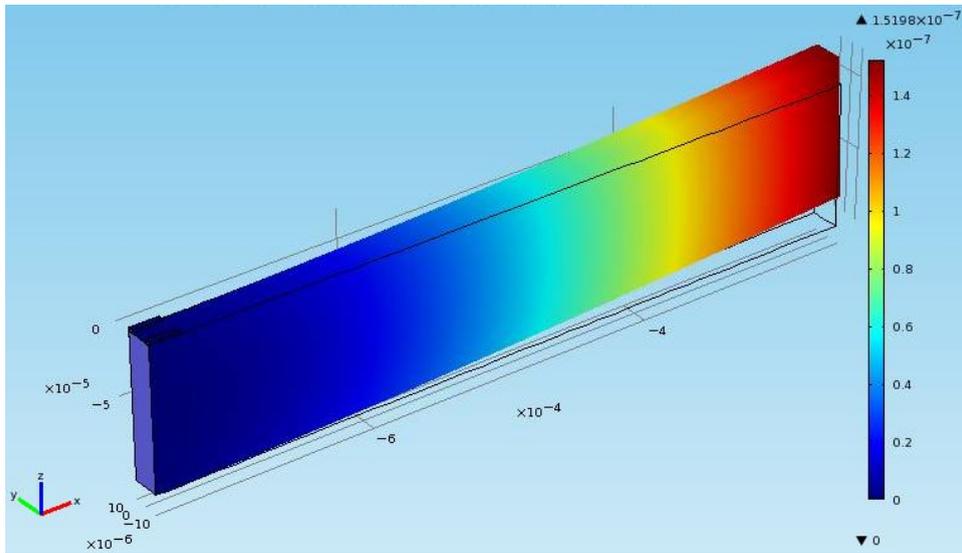


FIGURE A.20: Déformation de la poutre pour une sollicitation normale.

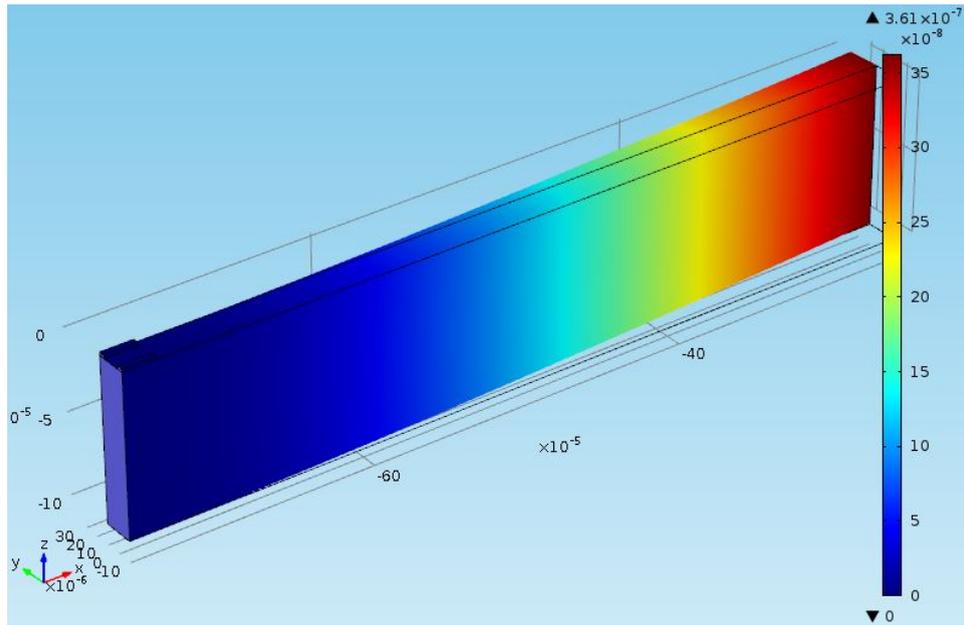


FIGURE A.21: Déformation de la poutre pour une sollicitation transverse.

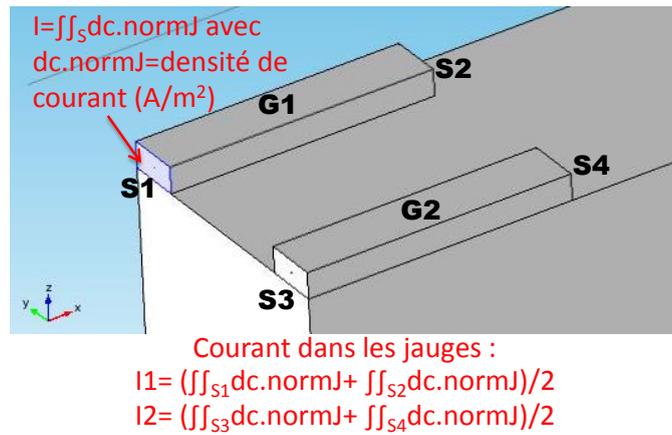


FIGURE A.22: Courants dans les jauges.

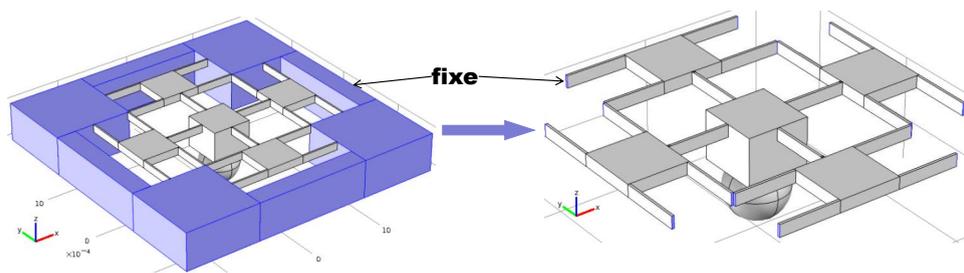


FIGURE A.23: Modélisation du capteur complet.

BIBLIOGRAPHIE

- [1] J. Abadie, E. Piat, S. Oster, and M. Boukallel. Modeling and experimentation of a passive low frequency nanoforce sensor based on diamagnetic levitation. *Sensors and Actuators A : Physical*, 173 :227–237, 2012.
- [2] J. Abadie, C. Roux, E. Piat, C. Filiatre, and C. Amiot. Experimental measurement of human oocyte mechanical properties on a micro and nanoforce sensing platform based on magnetic springs. *Sensors and Actuators B : Chemical*, 190(0) :429 – 438, 2014.
- [3] S. Achanta, D. Drees, and J.-P. Celis. Investigation of friction on hard homogeneous coatings during reciprocating tests at micro-newton normal forces. *Wear*, 263(7) :1390–1396, 2007.
- [4] J. C. Acosta, G. Hwang, J. Polesel-Maris, and S. Régnier. A tuning fork based wide range mechanical characterization tool with nanorobotic manipulators inside a scanning electron microscope. *Review of Scientific Instruments*, 82(3) :035116, 2011.
- [5] T. M. Adams and R. A. Layton. *Introductory MEMS FABrication and Applications*. Springer Publishing Company, Incorporated, 2010.
- [6] S. B. Aksu and J. A. Turner. Calibration of atomic force microscope cantilevers using piezolevers. *Review of scientific instruments*, 78(4) :043704, 2007.
- [7] N. Alcheikh, C. Coutier, S. Giroud, C. Poulain, and P. Rey. Characterization and modeling of a piezoresistive three-axial force micro sensor. *Sensors and Actuators A : Physical*, 201 :188–192, 2013.
- [8] S. Alvo, P. Lambert, M. Gauthier, and S. Régnier. A van der waals force-based adhesion model for micromanipulation. *Journal of adhesion science and technology*, 24(15-16) :2415–2428, 2010.
- [9] F. Arai, D. Andu, Y. Nonoda, T. Fukuda, H. Iwata, and K. Itoigawa. Micro endeffector with micro pyramids and integrated piezoresistive-force sensor. *International conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, 2 :842–849, 1996.
- [10] F. Arai, T. Sugiyama, T. Fukuda, H. Iwata, and K. Itoigawa. Micro tri-axial force sensor for 3d bio-micromanipulation. *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, 1999.

- [11] J. Bank. *Development of a novel 6 DOF interaction force sensor for micro-gripper applications*. PhD thesis, Delft University of Technology, 2010.
- [12] M.-H. Bao. *Micro mechanical transducers : pressure sensors, accelerometers and gyroscopes*, volume 8. Elsevier, 2000.
- [13] D. J. Beebe, A. Hsieh, and R. Radwin. A silicon force sensor for robotics and medicine. *Sensors and Actuators A : Physical*, 50 :55–65, 1995.
- [14] I. Behrens, L. Doering, and E. Peiner. Piezoresistive cantilever as portable micro force calibration standard. *Journal of micromechanics and microengineering*, 13(4) :S171, 2003.
- [15] D. Benfield, E. Lou, and W. A. Moussa. Parametric evaluation of shear sensitivity in piezoresistive interfacial force sensors. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 21(4) :045005, 2011.
- [16] P. Berkelman, L. Whitcomb, R. Taylor, and P. Jensen. A miniature microsurgical instrument tip force sensor for enhanced force feedback during robot-assisted manipulation. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 19(5) :917–921, 2003.
- [17] F. Beyeler, S. Muntwyler, and B. J. Nelson. A Six-Axis MEMS Force-Torque Sensor With Micro-Newton and Nano-Newtonmeter Resolution. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 18(2) :433–441, april 2009.
- [18] N. Bhat and W. Kim. Precision force and position control of an ionic polymer metal composite. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part I : Journal of Systems and Control Engineering*, 218(6) :421–432, 2004.
- [19] M. Billot, E. Herth, J. Agnus, E. Piat, and P. Stempflié. Multi-axis piezoresistive mems force sensor. *Journée nationale des technologies émergentes (JNTE)*, 2015.
- [20] M. Billot, E. Piat, J. Abadie, J. Agnus, and P. Stempflié. External mechanical disturbances compensation with a passive differential measurement principle in nanoforce sensing using diamagnetic levitation. *Sensors and Actuators A : Physical*, 2016.
- [21] M. Billot, E. Piat, J. Abadie, J. Agnus, and P. Stempflié. Nanoforce sensing with magnetic springs using a differential approach to compensate external mechanical disturbances. *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, 2016.
- [22] M. Billot, X. Xu, J. Agnus, E. Piat, and P. Stempflié. Multi-axis MEMS force sensor for measuring friction components involved in dexterous micromanipulation : Design and optimization. *International Journal of Nanomanufacturing*, 11(3/4) :161–184, 2015.

- [23] J. R. Bonander and B. I. Kim. Cantilever based optical interfacial force microscope. *Applied Physics Letters*, 92(10) :103124, 2008.
- [24] M. Boudaoud, Y. Haddab, Y. Le Gorrec, and P. Lutz. Effects of environmental noise on the accuracy of millimeter sized grippers in cantilever configuration and active stabilisation. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, pages 5240–5245, Shanghai, Chine, 2011.
- [25] M. Boudaoud, Y. Haddab, Y. Le Gorrec, and P. Lutz. Noise characterization in millimeter sized micromanipulation systems. *Mechatronics*, 21(6) :1087–1097, 2011.
- [26] M. Boukallel. *Etude, conception et réalisation d'un capteur de micro et nano-forces-application à la caractérisation de l'élasticité des ovocytes*. PhD thesis, PhD thesis, Université de Franche-Comté, 2003.
- [27] O. Braun and A. Naumovets. Nanotribology : Microscopic mechanisms of friction. *Surface Science Reports*, 60(6) :79–158, 2006.
- [28] B. Brazey, R. Dahmouche, J.-A. Seon, and M. Gauthier. Experimental validation of in-hand planar orientation and translation in microscale. *Intelligent Service Robotics*, pages 1–12, 2015.
- [29] S. Bütefisch, S. Büttgenbach, T. Kleine-Besten, and U. Brand. Micro-mechanical three-axial tactile force sensor for micromaterial characterisation. *Microsystem Technologies*, 7(4) :171–174, 2001.
- [30] J. Cayer-Barrioz, A. Tonck, D. Mazuyer, P. Kapsa, and A. Chateauminois. Nanoscale mechanical characterization of polymeric fibers. *Journal of Polymer Science Part B : Polymer Physics*, 43(3) :264–275, 2005.
- [31] H. Chen and D. Sun. Automatic flocking manipulation of micro particles with robot-tweezers technologies. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, pages 4588–4593, 2012.
- [32] T. Chen, L. Chen, B. Liu, J. Wang, and X. Li. Design of a four-arm structure mems gripper integrated with sidewall force sensor. In *4th IEEE International Conference on Nano/Micro Engineered and Molecular Systems (NEMS)*, pages 75–79, 2009.
- [33] A. Cherry. *Etude, conception et optimisation d'une plate-forme de mesure de micro et nano force par flottaison magnétique*. PhD thesis, Université de Franche-Comté, 2009.
- [34] A. Cherry, J. Abadie, and E. Piat. Analysis of a passive microforce sensor based on magnetic springs and upthrust buoyancy. *Sensors and Actuators A : Physical*, 169(1) :27–36, 2011.
- [35] A. Cherry, E. Piat, and J. Abadie. Analysis of a passive microforce sensor based on magnetic springs and upthrust buoyancy. *Sensors and Actuators A : Physical*, 169 :27–36, 2011.

- [36] H. K. Chu, J. K. Mills, and W. L. Cleghorn. Dual-arm micromanipulation and handling of objects through visual images. In *IEEE International Conference on Mechatronics and Automation (ICMA)*, pages 813–818, 2012.
- [37] Z. Chu, P. Sarro, and S. Middelhoek. Silicon three-axial tactile sensor. *Sensors and Actuators A : Physical*, 54(1–3) :505 – 510, 1996.
- [38] B. W. Chui, T. W. Kenny, H. J. Mamin, B. D. Terris, and D. Rugar. Independent detection of vertical and lateral forces with a sidewall-implanted dual-axis piezoresistive cantilever. *Applied Physics Letters*, 72(11) :1388–1390, 1998.
- [39] K.-H. Chung, S. Scholz, G. A. Shaw, J. A. Kramar, and J. R. Pratt. Si traceable calibration of an instrumented indentation sensor spring constant using electrostatic force. *Review of Scientific Instruments*, 79(9) :095105, 2008.
- [40] M. A. Cullinan, R. M. Panas, and M. L. Culpepper. A multi-axis MEMS sensor with integrated carbon nanotube-based piezoresistors for nanonewton level force metrology. *Nanotechnology*, 23(32) :325501, 2012.
- [41] D. V. Dao, T. Toriyama, J. Wells, and S. Sugiyama. Silicon Piezoresistive Six-Degree of Freedom Force-Moment Micro Sensor. 2004.
- [42] A. Desai and M. Haque. A novel mems nano-tribometer for dynamic testing in-situ in sem and tem. *Tribology Letters*, 18(1) :13–19, 2005.
- [43] M. Despont, G. A. Racine, P. Renaud, and N. F. de Rooij. New design of micromachined capacitive force sensor. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 3(4) :239, 1993.
- [44] R. Dianoux, F. Martins, F. Marchi, C. Alandi, F. Comin, and J. Chevrier. Detection of electrostatic forces with an atomic force microscope : Analytical and experimental dynamic force curves in the nonlinear regime. *Physical Review B*, 68(4) :045403, 2003.
- [45] D. Diddens, D. Reynaerts, and H. V. Brussel. Design of a ring-shaped three-axis micro force/torque sensor. *Sensors and Actuators A : Physical*, 46(1–3) :225 – 232, 1995.
- [46] C. Diethold and F. Hilbrunner. Force measurement of low forces in combination with high dead loads by the use of electromagnetic force compensation. *Measurement Science and Technology*, 23(7) :074017, 2012.
- [47] J. A. Dobrzynska and M. Gijs. Polymer-based flexible capacitive sensor for three-axial force measurements. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 23(1) :015009, 2013.

- [48] A. Domatti, P. Stempflié, P. Carrière, and J. Takadoum. Multi-asperity nanotribology of self-assembled monolayers grafted on silicon wafers displaying various crystallographic orientations and nanostructures. *Tribology Letters*, 51(2) :207–218, 2013.
- [49] T. C. Duc, J. F. Creemer, and P. M. Sarro. Lateral nano-newton force-sensing piezoresistive cantilever for microparticle handling. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 16(6) :S102, 2006.
- [50] E. T. Enikov and B. J. Nelson. Three-dimensional microfabrication for a multi-degree-of-freedom capacitive force sensor using fibre-chip coupling. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 10(4) :492, 2000.
- [51] P. Estevez, J. M. Bank, M. Porta, J. Wei, P. M. Sarro, M. Tichem, and U. Staufer. 6 DOF force and torque sensor for micro-manipulation applications. *Sensors and Actuators A : Physical*, 186 :86–93, 2012.
- [52] T. Fabula, H.-J. Wagner, B. Schmidt, and S. Büttgenbach. Triple-beam resonant silicon force sensor based on piezoelectric thin films. *Sensors and Actuators A : Physical*, 42(1) :375–380, 1994.
- [53] S. Fahlbusch, S. Fatikow, and K. Santa. Force sensing in microrobot systems : An overview. In *Advances in Manufacturing*, pages 233–244. Springer London, 1999.
- [54] Y. Fujii. Method for generating and measuring the micro-newton level forces. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 20 :1362–1371, 2006.
- [55] M. Gel and I. Shimoyama. Force sensing submicrometer thick cantilevers with ultra-thin piezoresistors by rapid thermal diffusion. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 14(3) :423, 2004.
- [56] Y. Hasegawa, M. Shikida, H. Sasaki, K. Itoigawa, and K. Sato. An active tactile sensor for detecting mechanical characteristics of contacted objects. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 16(8) :1625, 2006.
- [57] V. A. Ho, D. V. Dao, S. Sugiyama, and S. Hirai. Design of a small-scale tactile sensor with three sensing points for using in robotic fingertips. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, pages 4855–4860, 2010.
- [58] B. Hoogenboom, P. Frederix, D. Fotiadis, H. Hug, and A. Engel. Potential of interferometric cantilever detection and its application for sfm/afm in liquids. *Nanotechnology*, 19(38) :384019, 2008.
- [59] M.-C. Hsieh, Y.-K. Fang, M.-S. Ju, G.-S. Chen, J.-J. Ho, C. H. Yang, P. M. Wu, G. S. Wu, and T. Y.-F. Chen. A contact-type piezoresistive micro-shear stress sensor for above-knee prosthesis application. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 10(1) :121–127, 2001.

- [60] T.-R. Hsu. *MEMS & Microsystems : Design, Manufacture, and Nanoscale Engineering*. John Wiley & Sons, 2008.
- [61] C.-C. Huang, C.-F. Wang, D. S. Mehta, and A. Chiou. Optical tweezers as sub-pico-newton force transducers. *Optics Communications*, 195(1-4) :41 – 48, 2001.
- [62] J. Illemaan and R. Kumme. The achievable uncertainty for balance-based force standard machines in the range from micronewton to newton. *IMEKO 20th TC3, 3rd TC16 and 1st TC22 Merida, Mexico*, 2007.
- [63] J. Israelachvili, Y. Min, M. Akbulut, A. Alig, G. Carver, W. Greene, K. Kristiansen, E. Meyer, N. Pesika, K. Rosenberg, and H. Zeng. Recent advances in the surface forces apparatus (sfa) technique. *Reports on Progress in Physics*, 73(3) :036601, 2010.
- [64] I. A. Ivan, M. Rakotondrabe, P. Lutz, and N. Chaillet. Current integration force and displacement self-sensing method for cantilevered piezoelectric actuators. *Review of Scientific Instruments*, 80(12) :126103, 2009.
- [65] W. Jin and C. Mote. A six-component silicon micro force sensor. *Sensors and Actuators A : Physical*, 65 :109–115, 1998.
- [66] W. Jin and C. Mote. Development and calibration of a sub-millimeter three-component force sensor. *Sensors and Actuators A : Physical*, 65(1) :89–94, 1998.
- [67] X. Jingbo, Z. Yulong, J. Zhuangde, and S. Jian. A monolithic silicon multi-sensor for measuring three-axis acceleration, pressure and temperature. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 22 :731–739, 2008.
- [68] A. Jordan and S. Büttgenbach. Micromechanical force sensors based on SU-8 resist. *Microsystem Technologies*, 18(7-8) :1095–1101, 2012.
- [69] S. A. Joyce and J. Houston. A new force sensor incorporating force-feedback control for interfacial force microscopy. *Review of Scientific Instruments*, 62(3) :710–715, 1991.
- [70] Y. Kanda. A Graphical Representation of the Piezoresistance Coefficients in Silicon. *IEEE Transaction on electron devices*, ED-29(1) :64–70, january 1982.
- [71] B. J. Kane, M. R. Cutkosky, and G. T. Kovacs. Cmos-compatible traction stress sensor for use in high-resolution tactile imaging. *Sensors and Actuators A : Physical*, 54(1-3) :511 – 516, 1996.
- [72] C.-G. Kang. Closed-form force sensing of a 6-axis force transducer based on the Stewart platform. *Sensors and Actuators A : Physical*, 90 :31–37, 2001.

- [73] N. Kato, I. Suzuki, H. Kikuta, and K. Iwata. Force-balancing micro-force sensor with an optical-fiber interferometer. *Review of Scientific Instruments*, 68(6) :2475–2478, 1997.
- [74] N.-E. Khelifa and M. Himbert. Sensitivity of miniaturized photo-elastic transducer for small force sensing. *Sensor and Transducers*, 184(1) :19–25, 2015.
- [75] D.-H. Kim, B. Kim, and H. Kang. Development of a piezoelectric polymer-based sensorized microgripper for microassembly and micro-manipulation. *Microsystem technologies*, 10(4) :275–280, 2004.
- [76] D. H. Kim, P. S. S. Kim, A. A. Julius, and M. J. Kim. Three-dimensional control of engineered motile cellular microrobots. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, pages 721–726, 2012.
- [77] G.-S. Kim, D.-I. Kang, and S.-H. Rhee. Design and fabrication of a six-component force-moment sensor. *Sensors and Actuators A : Physical*, 77 :209–220, 1999.
- [78] J. Kim, D. Cho, and R. S. Muller. Why is (111) silicon a better mechanical material for MEMS? *Proceedings of the 11th International Conference on Solid-state Sensors and Actuators (Transducers’01), Munich, Germany*, pages 662–665, 2001.
- [79] K. Kim, X. Liu, Y. Zhang, and Y. Sun. Nanonewton force-controlled manipulation of biological cells using a monolithic mems microgripper with two-axis force feedback. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 18(5) :055013 (8pp)–, 2008.
- [80] M.-S. Kim, J.-H. Choi, J.-H. Kim, and Y.-K. Park. Si-traceable determination of spring constants of various atomic force microscope cantilevers with a small uncertainty of 1%. *Measurement Science and Technology*, 18(11) :3351, 2007.
- [81] M.-S. Kim and J. R. Pratt. Si traceability : Current status and future trends for forces below 10 micronewtons. *Measurement*, 43(2) :169–182, 2010.
- [82] M.-S. Kim and J. R. Pratt. Si traceability : Current status and future trends for forces below 10 micronewtons. *Measurement*, 43(2) :169–182, 2010.
- [83] Y. D. Kim, Y. D. Kim, C. S. Lee, and S. Kwon. Novel 3D force sensor using ultra-thin silicon strain gauge bonded on metal membrane. *Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems International Conference, TRANSDUCERS*, pages 1920–1923, 2009.
- [84] B. Komati, J. Agnus, C. Clévy, and P. Lutz. Prototyping of a highly performant and integrated piezoresistive force sensor for mi-

- crosscale applications. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 24(3) :035018, 2014.
- [85] K. Kristiansen, P. McGuiggan, G. Carver, C. Meinhart, and J. Israelachvili. 3D Force and Displacement Sensor for SFA and AFM Measurements. *Langmuir*, 24(4) :1541–1549, 2008.
- [86] H.-J. Kwon and W.-C. Choi. Design and fabrication of a flexible three-axial tactile sensor array based on polyimide micromachining. *Microsystem technologies*, 16(12) :2029–2035, 2010.
- [87] P. Lambert. *Capillary forces in microassembly : modeling, simulation, experiments, and case study*. Springer, 2007.
- [88] S. Li, J. Yang, W.-H. Chen, and X. Chen. *Disturbance observer-based control : methods and applications*. CRC press, 2014.
- [89] Y.-j. Li, G.-c. Wang, J. Zhang, and Z.-y. Jia. Dynamic characteristics of piezoelectric six-dimensional heavy force/moment sensor for large-load robotic manipulator. *Measurement*, 45(5) :1114–1125, 2012.
- [90] C. Liu. *Foundations of MEMS - Chapter 6 : Piezoresistive sensors*. Pearson Education India, 2010.
- [91] S. Majcherek, A. Aman, and J. Fochtmann. A mems sensor for microscale force measurements. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 26(2) :025013, 2016.
- [92] J.-F. Manceau, M. Billot, V. Lacour, and T. Leblois. Gaas lamb wave micro sensor. In *2nd International Electronic Conference on Sensors and Applications*. Multidisciplinary Digital Publishing Institute, 2015.
- [93] P. Maréchal and F. Guérin. Instrumentation et régulation : Normes, théorie et applications. *Cours de DU CII, Université du Havre*, 2012.
- [94] W. Mason and R. Thurston. Use of piezoresistive materials in the measurement of displacement, force, and torque. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 29(10) :1096–1101, 1957.
- [95] T. Mei, W. J. Li, Y. Ge, Y. Chen, L. Ni, and M. H. Chan. An integrated MEMS three-dimensional tactile sensor with large force range. *Sensors and Actuators A : Physical*, 80 :155–162, 2000.
- [96] A. Mohand Ousaid, S. Haliyo, S. Régnier, and V. Hayward. Micro-force sensor by active control of a comb-drive. In *IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*, pages 612–617, 2013.
- [97] C. V. Mullem, F. Blom, J. Fluitman, and M. Elwenspoek. Piezoelectrically driven silicon beam force sensor. *Sensors and Actuators A : Physical*, 26(1–3) :379 – 383, 1991. Proceedings of Eurosensors {IV} held in jointly with Sensoren Technologies und Anwendung.

- [98] S. Muntwyler, F. Beyeler, and B. J. Nelson. Three-axis micro-force sensor with sub-micro-newton measurement uncertainty and tunable force range. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 2010.
- [99] S. D. Muntwyler, F. Beyeler, and B. J. Nelson. *Microforce-Sensing Tools and Methodologies for Micromechanical Metrology*, pages 93–131. Springer New York, 2011.
- [100] G. S. Nadvi, D. P. Butler, Z. Çelik-Butler, and İ. E. Gönenli. Micro-machined force sensors using thin film nickel–chromium piezoresistors. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 22(6) :065002, 2012.
- [101] V. Nesterov and U. Brand. Modelling and investigation of the mechanical and electrical characteristics of the silicon 3d-boss microprobe for force and deflection measurements. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 16(7) :1116, 2006.
- [102] S. Niche. A new force measuring facility for the range of 10 mn to 10 n. In *Proc. of the XVII IMEKO World Congress, Dubrovnik*, pages 335–340, 2003.
- [103] K. Okada. Flat-Type Six-Axial Force-Sensor. *Technical Digest of The 9th Sensor Symposium (IEEJ, Japan)*, pages 245–258, 1990.
- [104] K. Onda and F. Arai. Parallel teleoperation of holographic optical tweezers using multi-touch user interface. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, pages 1069–1074, 2012.
- [105] S. Oster. *Etude et réalisation d’un prototype avancé de plateforme de mesure de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique*. PhD thesis, Université de Franche-Comté, 2012.
- [106] E. Peiner, A. Tibrewala, R. Bandorf, S. Biehl, H. Lüthje, and L. Doering. Micro force sensor with piezoresistive amorphous carbon strain gauge. *Sensors and Actuators A : Physical*, 130 :75–82, 2006.
- [107] E. Piat, J. Abadie, and S. Oster. Nanoforce estimation with kalman filtering applied to a force sensor based on diamagnetic levitation. In *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, pages 39–44, San Francisco, Sept. 25-30 2011.
- [108] E. Piat, J. Abadie, and S. Oster. Nanoforce estimation based on kalman filtering and applied to a force sensor using diamagnetic levitation. *Sensors and Actuators A : Physical*, 179 :223–236, 2012.
- [109] S. Régnier and N. Chaillet. La microrobotique. applications à la micromanipulation. 2008.
- [110] G. A. Roman, J. R. Bronson, G. J. Wiens, J. F. R. Jones, and J. J. Allen. Design of a piezoresistive surface micromachined three-axis force transducer for microassembly. *Proceedings of IMECE*

2005 : *International Mechanical Engineering Conference and Exposition*, (IMECE2005-81672), November 2005.

- [111] P. Ruther, J. Bartholomeyczik, S. Trautmann, M. Wandt, O. Paul, W. Dominicus, R. Roth, K. Seitz, and W. Strauss. Novel 3D piezoresistive silicon force sensor for dimensional metrology of micro components. *Proceedings of IEEE Sensors*, oct 2005.
- [112] M. Sepaniak, P. Datskos, N. Lavrik, and C. Tipple. Microcantilever transducers : A new approach in sensor technology. *Analytical chemistry*, pages 568–575, November 2002.
- [113] J. H. Shan, T. Mei, L. Sun, D. Y. Kong, Z. Y. Zhang, L. Ni, M. Meng, and J. R. Chu. The design and fabrication of a flexible three-dimensional force sensor skin. In *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, pages 1818–1823, 2005.
- [114] Y. Shen, N. Xi, K. W. Lai, and W. J. Li. A novel PVDF microforce/force rate sensor for practical applications in micromanipulation. *Sensor Review*, 24 :274–283, 2004.
- [115] Y. Shen, N. Xi, C. Pomeroy, U. C. Wejinya, W. J. Li, et al. An active micro-force sensing system with piezoelectric servomechanism. In *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, pages 2381–2386, 2005.
- [116] A. Smith, F. Niklaus, A. Paussa, S. Vaziri, A. C. Fischer, M. Sterner, F. Forsberg, A. Delin, D. Esseni, P. Palestri, M. Östling, and M. Lemme. Electromechanical piezoresistive sensing in suspended graphene membranes. *Nano letters*, 13(7) :3237–3242, 2013.
- [117] C. Smith. Piezoresistance effect in silicon and germanium. *Phys. Rev*, 94(1) :42–49, 1954.
- [118] S. Spinner, J. Bartholomeyczik, B. Becker, M. Doelle, O. Paul, I. Polian, R. Roth, K. Seitz, and P. Ruther. Electromechanical reliability testing of three-axial silicon force sensors. *CoRR*, abs/0711.3289, 2007.
- [119] R. W. Stark, N. Naujoks, and A. Stemmer. Multifrequency electrostatic force microscopy in the repulsive regime. *Nanotechnology*, 18(6) :065502, 2007.
- [120] P. Stempfélé, A. Besnard, N. Martin, A. Domatti, and J. Takadoum. Accurate control of friction with nanosculptured thin coatings : Application to gripping in microscale assembly. *Tribology International*, 59 :67–78, 2013.
- [121] P. Stempfélé, A. Domatti, M. Billot, J.-M. Cote, E. Herth, E. Piat, and J. Takadoum. Multi-asperity nanotribometer and quartz crystal resonator in situ measurements for studying the sliding threshold at the nanoscale. *NordTrib*, 2016.

- [122] A. Stewart. Capacitance dilatometry attachment for a surface-force apparatus. *Measurement Science and Technology*, 11(3) :298, 2000.
- [123] Y. Sun, S. Fry, D. P. Potasek, D. Bell, and B. Nelson. Characterizing fruit fly flight behavior using a microforce sensor with a new comb-drive configuration. *Microelectromechanical Systems, Journal of*, 14(1) :4–11, 2005.
- [124] Y. Sun, D. P. Potasek, D. Piyabongkarn, R. Rajamani, and B. J. Nelson. Actively servoed multi-axis microforce sensors. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, volume 1, pages 294–299, 2003.
- [125] S. M. Sze and K. K. Ng. *Physics of semiconductor devices*. John Wiley & Sons, 2006.
- [126] I. Szlufarska, M. Chandross, and R. W. Carpick. Recent advances in single-asperity nanotribology. *Journal of Physics D : Applied Physics*, 41(12) :123001, 2008.
- [127] H. Takahashi, A. Nakai, N. Thanh-Vinh, K. Matsumoto, and I. Shimoyama. A triaxial tactile sensor without crosstalk using pairs of piezoresistive beams with sidewall doping. *Sensors and Actuators A : Physical*, 199 :43–48, 2013.
- [128] W. C. Tang, T.-C. H. Nguyen, M. W. Judy, and R. T. Howe. Electrostatic-comb drive of lateral polysilicon resonators. *Sensors and Actuators A : Physical*, 21(1–3) :328 – 331, 1990. Proceedings of the 5th International Conference on Solid-State Sensors and Actuators and Eurosensors III.
- [129] N. Thanh-Vinh, N. Binh-Khiem, H. Takahashi, K. Matsumoto, and I. Shimoyama. High-sensitivity triaxial tactile sensor with elastic microstructures pressing on piezoresistive cantilevers. *Sensors and Actuators A : Physical*, 215 :167–175, 2014.
- [130] G. Tholey and J. P. Desai. A modular, automated laparoscopic grasper with three-dimensional force measurement capability. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, pages 250–255, 2007.
- [131] A. Tibrewala, N. Hofmann, A. Phataralaoha, G. Jäger, and S. Büttgenbach. Development of 3D Force Sensors for Nanopositioning and Nanomeasuring Machine. *Sensors*, 9(5) :3228–3239, 2009.
- [132] P. Valdastri, S. Roccella, L. Beccai, E. Cattin, A. Menciassi, M. Carrozza, and P. Dario. Characterization of a novel hybrid silicon three-axial force sensor. *Sensors and Actuators A : Physical*, 123–124(0) :249 – 257, 2005.

- [133] M. Varenberg, I. Etsion, and G. Halperin. Crosstalk problems in scanning-by-probe atomic force microscopy. *Review of Scientific Instruments*, 74(7) :3569–3571, 2003.
- [134] G. Vásárhelyi, M. Adám, E. Vázsonyi, I. Bársony, and C. Dücső. Effects of the elastic cover on tactile sensor arrays. *Sensors and Actuators A : Physical*, 132(1) :245–251, 2006.
- [135] E. Vazsonyi, M. Adam, C. Ducso, Z. Vizvary, A. Toth, and I. Barsony. Three-dimensional force sensor by novel alkaline etching technique. *Sensors and Actuators A : Physical*, 123–124 :620–626, 2005.
- [136] N. Venant, A. Nigues, F. Marchi, M. Hrouzek, F. Comin, J. Chevrier, and J.-L. Florens. Multi-sensorial interface for 3d teleoperations at micro and nanoscale. In *Haptics : generating and perceiving tangible sensations*, pages 35–42. Springer, 2010.
- [137] L. Wang and D. J. Beebe. A silicon-based shear force sensor : development and characterization. *Sensors and Actuators A : Physical*, 84 :33–44, 2000.
- [138] J. D. Wason, J. T. Wen, and N. G. Dagalakis. Dextrous manipulation of a micropart with multiple compliant probes through visual force feedback. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, pages 5991–5996, 2011.
- [139] Y. Watanabe, T. Mitsui, T. Mineta, S. Kobayashi, N. Taniguchi, and K. Okada. Five-axis motion sensor with electrostatic drive and capacitive detection fabricated by silicon bulk micromachining. *Sensors and Actuators A : Physical*, 97-98 :109–115, 2002.
- [140] J. Wei, S. Magnani, and P. M. Sarro. Suspended Submicron Silicon-Beam for High Sensitivity Piezoresistive Sensing. *Sensors and Actuators A : Physical*, 186 :80–85, 2012.
- [141] R. J. Wood, K.-J. Cho, and K. Hoffman. A novel multi-axis force sensor for microrobotics applications. *Smart Materials and Structures*, 18 :125002, 2009.
- [142] H. Xie, J. Vitard, D. S. Haliyo, and S. Régnier. Enhanced accuracy of force application for afm nanomanipulation using nonlinear calibration of optical levers. *Sensors Journal, IEEE*, 8(8) :1478–1485, 2008.
- [143] X. Xu, J. Agnus, and M. Rakotondrabe. Development and characterization of a new silicone/platine based 2-dof sensorized end-effector for micromanipulators. In *SPIE Sensing Technology+ Applications*, pages 911608–911608. International Society for Optics and Photonics, 2014.
- [144] S. Yang and M. Saif. Microfabricated force sensors and their applications in the study of cell mechanical response. *Experimental Mechanics*, 49(1) :135–151, 2009.

- [145] T. Yue, M. Nakajima, M. Kojima, and T. Fukuda. High speed cell patterning by dielectrophoresis and on-chip fabrication of microstructure embedding patterned cells. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, pages 4582–4587, 2012.
- [146] A. Zangwill. *Physics at surfaces*. Cambridge University Press, 1988.
- [147] T. Zijlstra, J. Heimberg, E. Van der Drift, D. G. van Loon, M. Dienwiebel, L. De Groot, and J. Frenken. Fabrication of a novel scanning probe device for quantitative nanotribology. *Sensors and Actuators A : Physical*, 84(1) :18–24, 2000.

Résumé :

L'objectif de cette thèse est le développement d'un nouveau capteur de force multi-axes destiné à mesurer les composantes de friction impliquées dans le contact doigt/objet lors la micromanipulation dextre. Des études théoriques et des simulations par éléments finis ont conduit à la conception de ce capteur MEMS piézorésistif composé d'une plate-forme centrale munie d'une microbille, entourée d'une table compliant. D'après les résultats de simulations, ce capteur est capable de mesurer indépendamment les forces normales et de frottement (couplage réciproque inférieure à 1%) avec une bonne sensibilité. Différents runs de fabrication nous ont permis d'obtenir des dispositifs exploitables. La structure mécanique de ces capteurs a été validée par la mesure des fréquences de résonance qui sont en accord avec les résultats de simulation. Des premiers résultats expérimentaux en termes de mesure de force ont ensuite été obtenus grâce au développement d'un banc de test (structure robotique, actionneurs, caméras, etc.). Nous nous sommes également intéressés à la problématique de l'étalonnage des capteurs de micro et nanoforce à l'aide de ressorts magnétiques reliés à des masses mesurables. Nous avons, dans cette optique, mis au point une stratégie d'estimation et de compensation passive des perturbations mécaniques en utilisant un principe différentiel. Cette approche a été appliquée à un capteur de nanoforce basé sur la lévitation diamagnétique et a abouti à des résultats prometteurs : une résolution inférieure au nanonewton a pu être obtenue.

Mots-clés : Capteur de force MEMS multi-axes, Nanotribologie, Micro-manipulation dextre, Détection piézorésistive, Lévitation diamagnétique, Filtrage de Kalman, Estimation d'une entrée inconnue, Compensation passive des perturbations.

Abstract:

The objective of this thesis is the development of a new multi-axis force sensor enabling to characterize the finger/object contact involved in dexterous micromanipulation. Theoretical studies and finite elements simulations have lead to the conception of this piezoresistive MEMS sensor composed of a central platform with a micro-ball and surrounded by a compliant table. According to the simulation results, this sensor is able to independently measure the normal and friction forces (crosstalk less than 1 %) with a good sensitivity. Several runs of fabrication allowed us to obtain usable devices. The mechanical structure of such sensors has been validated by the measurement of resonance frequencies that are consistent with the simulation results. The first experimental results in terms of force measurement were then obtained through the development of a test bench (robotic structure, actuators, cameras, etc.). We were also interested in the problem of calibration of micro and nanoforce sensors using magnetic springs connected to measurable masses. In this context, we developed an estimation strategy and a passive rejection of mechanical disturbances using a differential principle. This approach was applied to a nanoforce sensor based on the diamagnetic levitation and yielded promising results: a resolution lower the nanonewton level could be obtained.

Keywords: Multi-axis MEMS force sensor, Nanotribology, Dexterous micro-manipulation, Friction, Piezoresistive sensing, Diamagnetic levitation, Kalman filtering, Unknown input estimation, Passive disturbances compensation.