



**HAL**  
open science

# Etude et réalisation d'un prototype avancé de plateforme de mesure de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique

Stéphane Oster

► **To cite this version:**

Stéphane Oster. Etude et réalisation d'un prototype avancé de plateforme de mesure de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique. Autre. Université de Franche-Comté, 2012. Français. NNT : 2012BESA2016 . tel-00913279v2

**HAL Id: tel-00913279**

**<https://theses.hal.science/tel-00913279v2>**

Submitted on 15 Apr 2014

**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

### Etude et réalisation d'un prototype avancé de plateforme de mesure de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique

■ Stéphane OSTER

Thèse CIFRE effectuée dans le cadre d'un partenariat entre l'institut Femto-st et l'entreprise STIL SA.





# SPIM

## Thèse de Doctorat

UFC

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

THÈSE présentée par

Stéphane OSTER

pour obtenir le

Grade de Docteur de  
l'Université de Franche-Comté

Spécialité : **Automatique**

Etude et réalisation d'un prototype avancé de  
plateforme de mesure de micro et nanoforce par  
lévitation diamagnétique

Soutenue le 6 décembre 2012

Composition du jury :

Hervé Tanneguy REDARCE	Rapporteur	Professeur à l'INSA de Lyon
Gilbert REYNE	Rapporteur	DR CNRS à l'INPG de Grenoble
Christine PRELLE	Présidente du jury	Professeur à l'UTC de Compiègne
Michel GUGLIELMI	Examineur	IR HDR à l'Ecole Centrale de Nantes
Jamal TAKADOUM	Examineur	Professeur à l'ENSMM de Besançon
Joseph COHEN-SABBAN	Co-encadrant	PDG de STIL S.A., Aix-en-Provence
Joël ABADIE	Co-encadrant	IR CNRS à l'institut FEMTO-ST de Besançon
Emmanuel PIAT	Directeur de thèse	Maître de Conférences HDR à l'ENSMM de Besançon



*L'imagination est plus importante que la connaissance. La connaissance est limitée alors que l'imagination englobe le monde entier, stimule le progrès, suscite l'évolution.*

Albert Einstein



# REMERCIEMENTS

Ces travaux de thèse CIFRE n'auraient pu se faire sans l'aide et le soutien de nombreuses personnes. Je ne peux commencer la présentation de ces travaux sans remercier l'ensemble de ces personnes.

Ayant réalisé cette thèse conjointement au sein du département Automatique et Systèmes Micro-Mécatroniques (AS2M) de l'institut Femto-ST et dans le cadre d'un partenariat industriel avec l'entreprise STIL SA, je tiens tout d'abord à remercier les directeurs successifs du département M. Nicolas Chaillet, et M. Noureddine Zerhouni pour m'avoir permis de mener ces travaux dans de très bonnes conditions. Merci également aux employés de la société STIL SA qui ont fait en sorte que mes séjours à Aix-en-Provence se passent dans les meilleures conditions possibles.

Mes remerciements vont ensuite naturellement à mes deux directeurs de thèse, M. Emmanuel Piat et M. Joël Abadie. Je vous remercie tout particulièrement pour votre disponibilité, votre aide scientifique et pour m'avoir aiguillé dans mes travaux de recherche. Merci également pour votre confiance et votre soutien durant les moments difficiles, vous avez grandement contribué à l'aboutissement de ce travail.

J'adresse également mes remerciements à chacun des membres du jury : à M. Gilbert Reyne et à M. Hervé Tanneguy Redarce, qui m'ont fait l'honneur de rapporter ces travaux, ainsi qu'à Mme Christine Prella, à M. Michel Guglielmi et à M. Jamal Takadoum pour avoir accepté de faire partie de ce jury.

Je ne saurais oublier, personnels permanents et doctorants qui ont, durant ces trois dernières années, contribué à créer une atmosphère de travail agréable et conviviale. Une pensée toute particulière à Nicolas et Michaël pour votre soutien, votre écoute et vos conseils durant les moments de doutes. Merci à Patrick pour son aide et sa bonne humeur, merci à David pour ses conseils techniques et sa disponibilité. Enfin merci à tous ceux qui d'une façon ou d'une autre m'ont apporté une aide scientifique, matérielle ou administrative.

Comment ne pas remercier également l'ensemble de mes proches et de ma famille. Votre amour, votre confiance et votre soutien sans faille m'auront permis de surmonter bien des épreuves. Ce travail est autant le mien que le votre.

Pour finir, je voudrais écrire quelques mots pour la personne qui m'a donné la force et l'envie d'aller au bout de cette aventure. Merci à toi, Maïlys, tu as su être disponible quand j'avais besoin de toi, tu as su me remonter le moral quand il était au plus bas, tu as su supporter mes changements d'humeurs et mes doutes... Je te dois tellement, merci.





# SOMMAIRE

<b>Introduction</b>	<b>1</b>
<b>1 La mesure de micro et nanoforce</b>	<b>5</b>
1.1 Enjeux de la mesure de micro et nanoforce . . . . .	5
1.1.1 Notions de micromonde et macromonde . . . . .	5
1.1.2 La micromanipulation . . . . .	6
1.1.3 La caractérisation mécanique de micro-objets . . . . .	6
1.1.4 La nanotribologie et la mesure de force . . . . .	7
1.2 Principe de mesure de force . . . . .	9
1.3 Dispositifs de mesure de micro et nanoforce . . . . .	10
1.3.1 Les capteurs de force passifs . . . . .	10
1.3.2 Les capteurs de force actifs . . . . .	19
1.4 Le marché des capteurs de micro et nanoforce . . . . .	22
<b>2 Analyse critique du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique de première génération</b>	<b>25</b>
2.1 Principe de mesure passive de force . . . . .	25
2.2 Lévitation diamagnétique . . . . .	26
2.3 Prototype expérimental . . . . .	29
2.4 Modélisation à trois degrés de liberté de la dynamique non linéaire du maglevtube . . . . .	30
2.5 Modélisation linéaire simplifiée à un degré de liberté de la dynamique du maglevtube . . . . .	37
2.6 Calibration du capteur . . . . .	38
2.7 Analyse critique du capteur de première génération . . . . .	41
<b>3 Etude et modélisation des efforts diamagnétiques</b>	<b>43</b>
3.1 Rappels de magnétisme . . . . .	43
3.1.1 Equations de Maxwell . . . . .	43
3.1.2 Matériaux magnétiques . . . . .	46
3.2 Modélisation des efforts diamagnétiques . . . . .	49

3.2.1	Choix et dimensions des matériaux magnétiques . . . . .	49
3.2.2	Modélisation des aimants permanents . . . . .	50
3.2.3	Modélisation des efforts diamagnétiques . . . . .	53
3.3	Influence des efforts diamagnétiques sur le comportement des aimants en lévitation . . . . .	56
3.3.1	Influence des champs magnétiques sur les efforts diamagnétiques .	57
3.3.2	Modélisation des efforts diamagnétiques transverses . . . . .	58
3.3.3	Etude de l'impact des efforts diamagnétiques transverses sur le comportement du mécanisme de suspension . . . . .	61
3.3.4	Etude de l'impact des efforts diamagnétiques longitudinaux sur le comportement de l'aimant en lévitation . . . . .	66
<b>4</b>	<b>Nouvelle version du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique</b>	<b>71</b>
4.1	Choix du capteur de déplacement . . . . .	71
4.2	Optimisation du design du capteur de micro et nanoforce . . . . .	74
4.2.1	Solution maglevtube et berceau appairés . . . . .	75
4.2.2	Design du maglevtube . . . . .	76
4.2.2.1	Assemblage final du maglevtube . . . . .	81
4.2.3	Design du "Berceau" . . . . .	85
4.2.4	Design des autres éléments du dispositif . . . . .	86
4.2.4.1	Elément "Support Berceau" . . . . .	88
4.2.4.2	Elément "Support Crayon" . . . . .	89
4.3	Chaîne d'acquisition, d'étalonnage et d'estimation de la force. . . . .	91
4.3.1	Les différents éléments de la chaîne d'acquisition. . . . .	92
4.3.2	Chaîne d'étalonnage du capteur de micro et nanoforce. . . . .	92
4.3.3	Chaîne d'acquisition et d'estimation de la force. . . . .	93
4.4	Processus de calibration du capteur de micro et nanoforce. . . . .	93
<b>5</b>	<b>Processus d'estimation d'une force inconnue par déconvolution</b>	<b>99</b>
5.1	Estimation de la force inconnue . . . . .	99
5.1.1	Le modèle de force a priori . . . . .	100
5.1.2	Estimation de la force par filtrage de Kalman . . . . .	105
5.2	Analyse en simulation du comportement du processus d'estimation de force.	107
5.2.1	Estimation d'une force générée par un processus de Wiener . . . . .	107
5.2.2	Estimation d'un échelon de force . . . . .	110
5.2.3	Réponse en fréquence du filtre de Kalman . . . . .	110

5.3	Analyse du compromis entre résolution et bande passante du filtre de Kalman	112
5.3.1	Etude de la résolution en force du capteur . . . . .	112
5.3.2	Etude de la bande passante du capteur de force . . . . .	116
5.4	Outils d'aide à la détermination du paramètre de réglage du filtre de Kalman	118
<b>6</b>	<b>Mesures expérimentales et applications</b>	<b>123</b>
6.1	Présentation du dispositif expérimental de mesure de force à l'aide de la version avancée du capteur de micro et nanoforce . . . . .	123
6.2	Mesure de force d'adhésion dite de Pull-Off . . . . .	125
6.3	Mesure expérimentale de force de frottement . . . . .	128
6.3.1	Principe de la mesure de force de frottement . . . . .	128
6.3.2	Echantillons . . . . .	129
6.3.3	Résultats et conclusions . . . . .	129
6.4	Mesures expérimentales de raideur de cantilever d'AFM . . . . .	131
6.4.1	Echantillons . . . . .	132
6.4.2	Processus expérimental de mesure de raideur des poutres d'AFM .	132
6.4.3	Résultats expérimentaux . . . . .	133
	<b>Conclusion et perspectives</b>	<b>137</b>
	<b>Bibliographie</b>	<b>143</b>



# TABLE DES FIGURES

1.1	Principe de la pince optique. . . . .	7
1.2	Nanotribomètre analytique sous ultra-vide + analyses XPS. . . . .	8
1.3	Simulation d'un contact multi-aspérités à l'aide de la méthode MCA (Movable Cellular Automaton). . . . .	9
1.4	Estimation d'une force par déconvolution . . . . .	10
1.5	Schéma de principe de mesure de force avec un AFM . . . . .	11
1.6	(a) Capteur de force à jauge piézorésistive tri-axial, (b) Emplacement des jauges sur les poutres de suspension [1] . . . . .	13
1.7	Capteur de force à jauge de déformation intégré sur un préhenseur à deux doigts [2] . . . . .	13
1.8	Capteur de force à base de PVDF à 2 DDL [3] . . . . .	14
1.9	(a) Schéma de fonctionnement du capteur, (b) image MEB du dispositif et (c) image MEB de l'extrémité de la sonde [4] . . . . .	15
1.10	(a) Schéma de la configuration transverse avec mesure différentielle, (b) Capteur de force capacitif . . . . .	16
1.11	Dispositif expérimental de mesure de micro et nanoforce par flottaison magnétique . . . . .	17
1.12	Compromis entre plage de mesure et résolution d'un capteur de force. . . . .	18
1.13	Prototype du capteur de micro et nanoforces par lévitation diamagnétique. . . . .	19
1.14	Principe de mesure d'un capteur de force actif . . . . .	21
1.15	Dispositif de mesure de force commercialisé par Picotwist. . . . .	23
1.16	Capteur de force capacitif Femtotools. . . . .	23
1.17	Nanotribomètre commercialisé par CSM Instruments. . . . .	24
2.1	Configurations de base permettant d'assurer la lévitation diamagnétique stable de l'aimant $M_2$ . . . . .	27
2.2	Mécanisme de suspension L . . . . .	28
2.3	Principe du capteur de force par lévitation diamagnétique . . . . .	28
2.4	Prototype expérimental du capteur de force de première génération . . . . .	30
2.5	Modélisation 3D du capteur . . . . .	31
2.6	Forces appliquées sur le maglevtube . . . . .	31
2.7	Résolution numérique pour la position du maglevtube . . . . .	32

2.8	Résolution numérique pour l'orientation du maglevtube . . . . .	32
2.9	Mesure de déplacement du maglevtube . . . . .	34
2.10	Bloc Simulink de la S-fonction incluant le modèle 3D et le rendu OpenGL . . . . .	34
2.11	Caractéristique force/déplacement suivant l'axe $\vec{x}$ . . . . .	35
2.12	Erreur relative entre le modèle 3D et la linéarisation de la caractéristique force/déplacement . . . . .	36
2.13	Réponse temporelle à un échelon unitaire ( $F^x = 1N$ ) et réponse fréquentielle du modèle linéaire . . . . .	38
2.14	Réponse libre du système . . . . .	39
2.15	Interface d'initialisation du capteur de micro et nano force de première génération . . . . .	40
3.1	Champ magnétique créé par un courant électrique constant . . . . .	44
3.2	Champ magnétique créé par un aimant permanent . . . . .	44
3.3	Classification des matériaux magnétiques suivant leur susceptibilité magnétique . . . . .	46
3.4	Courbe de première aimantation et cycle d'hystérésis pour un matériau ferromagnétique . . . . .	48
3.5	Configuration simplifiée comprenant les aimants $M_1$ , $M_2$ et la plaque de graphite pour la modélisation des efforts magnétiques et diamagnétiques (les autres forces ne sont pas représentées) . . . . .	49
3.6	Modélisation d'un aimant permanent par distribution de charges magnétiques	51
3.7	Induction magnétique créée par une distribution de charges magnétiques . . . . .	51
3.8	Principe de mesure expérimental de la force diamagnétique . . . . .	55
3.9	Courbes des efforts diamagnétiques suivant $\vec{z}$ expérimentaux et modélisés . . . . .	56
3.10	Position des différents éléments de la configuration simplifiée pour la modélisation des efforts diamagnétiques . . . . .	57
3.11	Plaque de graphite diamagnétique . . . . .	60
3.12	Configuration en vue de dessus du mécanisme de lévitation pour l'étude du comportement transversal de $M_2$ . . . . .	62
3.13	Comparatif de la composante transverse des efforts magnétiques pour deux écartements différents des aimants porteurs . . . . .	63
3.14	Profil de la force diamagnétique transversale pour pour différents écartements des plaques de graphite (écart. aimants porteurs : 85 mm) . . . . .	64
3.15	Profil des efforts magnétiques et diamagnétiques transversaux pour un écartement des aimants porteurs de 85 mm et un écartement des plaques de graphite de 4 mm . . . . .	64
3.16	Profil des efforts magnétiques et diamagnétiques transverses pour différents écartements des plaques de graphite (écart. aimants porteurs : 77 mm) . . . . .	65

3.17 Profil des efforts magnétiques et diamagnétiques transverses pour différents écartements des plaques de graphite (écart. aimants porteurs : 85 mm) . . . . .	66
3.18 Composante suivant $x$ de la force diamagnétique en fonction de la position en $x$ de $M_2$ . . . . .	67
3.19 Configuration simplifiée utilisée pour l'étude des efforts diamagnétiques longitudinaux . . . . .	67
3.20 Composante suivant $x$ de la force diamagnétique en fonction de la position en $x$ de $M_2$ (zoom) . . . . .	69
4.1 Principe du microscope confocal . . . . .	72
4.2 Principe du capteur confocal chromatique . . . . .	73
4.3 Les différents composants d'un capteur confocal chromatique STIL . . . . .	74
4.4 Caractéristiques des capteurs confocaux chromatiques CL+MG STIL . . . . .	75
4.5 Schéma 3D du Maglevtube. . . . .	76
4.6 Flexibilité des capillaires de verre. . . . .	77
4.7 Tableau récapitulatif des caractéristiques des capillaires utilisés pour la fabrication du maglevtube. . . . .	77
4.8 Collage d'une sphère de nitrure de silicium sur l'extrémité sensible du maglevtube. . . . .	78
4.9 Schéma du procédé d'étirage de l'extrémité sensible du maglevtube pour un capillaire de type TSP100245. . . . .	79
4.10 Pointe de maglevtube avec extrémité amaïncie. . . . .	79
4.11 Dispositif de fabrication de micropipette SUTTER P1000 . . . . .	80
4.12 Tour servant à la forge de l'extrémité sensible du capillaire permettant d'obtenir une forme hémisphérique . . . . .	81
4.13 Topographie 3D de l'état de surface d'une pointe sphérique obtenue avec le tour - Echantillon 1 . . . . .	82
4.14 Rayon de courbure d'une pointe sphérique obtenue avec le tour - Echantillon 1 : $267.6\mu m$ . . . . .	82
4.15 Topographie 3D de l'état de surface d'une pointe sphérique obtenue avec le tour - Echantillon 2 . . . . .	82
4.16 Rayon de courbure d'une pointe sphérique obtenue avec le tour - Echantillon 2 : $108.5\mu m$ . . . . .	83
4.17 Pointe de maglevtube avec extrémité coudée et amaïncie. . . . .	83
4.18 Schéma de l'empilement des lamelles de verre . . . . .	84
4.19 Bloc de lamelles solidarisées à l'aide de cire. . . . .	84
4.20 Déflecteurs découpés et prêts à être collés sur le capillaire. . . . .	85



4.21 Montage permettant le collage des aimants cylindriques sur le capillaire de verre du maglevtube. . . . .	85
4.22 Elément berceau de la version pré-industrielle du dispositif de mesure de micro et nanoforce. . . . .	86
4.23 Anciennes plaques de graphite utilisées dans la version initiale du capteur. . . . .	87
4.24 Epaisseur des nouvelles plaques de graphite diamagnétique. . . . .	87
4.25 Glissières permettant la translation des aimants porteur sur le berceau. . . . .	87
4.26 Schéma de principe du contrôle de l'horizontalité et de la hauteur de lévitation du maglevtube. . . . .	88
4.27 Elément support du berceau. . . . .	88
4.28 Changement de berceau. . . . .	89
4.29 Vis de réglage du support des crayons optiques pour l'ajustement de la distance de mesure. . . . .	89
4.30 Coulissement du support des capteurs de déplacement. . . . .	90
4.31 Support des crayons optiques avec têtes de mesure CL2 et CL4. . . . .	90
4.32 Vue d'ensemble du nouveau design du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique. . . . .	91
4.33 Schéma de la chaîne de calibration du capteur. . . . .	92
4.34 Schéma de la chaîne d'acquisition et d'estimation de la force. . . . .	93
4.35 Identification basée sur la méthode PEM (fit : 94.27%). . . . .	94
4.36 Identification basée sur la méthode ARMA (fit : 97.22%). . . . .	95
4.37 Dispositif expérimental placé sur une table anti-vibration et sous une enceinte. . . . .	96
4.38 Contrôleur Duo de la société STIL SA. . . . .	97
5.1 Schéma du modèle d'incertitude de la force d'entrée inconnue et du modèle déterministe du maglevtube. . . . .	101
5.2 Effet de $W_{\hat{F}}$ sur la variance à priori $\sigma^2(F_k)$ . . . . .	104
5.3 Estimation de la force avec un filtre de Kalman non stationnaire. . . . .	105
5.4 Estimation de la force si $W = W_{\hat{F}} = 10^{-14}$ N <sup>2</sup> /Hz. . . . .	108
5.5 Force réelle et estimée si $W_{\hat{F}}$ est différent de $W = 10^{-14}$ N <sup>2</sup> /Hz. . . . .	109
5.6 Echelon de force estimé avec une amplitude de $F^x$ fixée à 100 nN. . . . .	111
5.7 Impact de $W_{\hat{F}}$ sur la fonction de transfert $\hat{F}(e^{j\omega})/m^x(e^{j\omega})$ . . . . .	113
5.8 Bruit de sortie $n_k$ dans l'estimation de $\hat{F}_k$ dû au bruit de mesure $v_k$ . . . . .	114
5.9 Intervalle de confiance à 99% ( $\pm 3\sqrt{\Sigma_k}$ ) sur l'estimation de la force avec $W_{\hat{F}} = 10^{-15}$ N <sup>2</sup> /Hz et $f_s = 100$ Hz. . . . .	115

5.10	Ecart-type $\sqrt{\Sigma_\infty}$ en fonction de $W_{\dot{F}}$ pour $f_s = 100$ Hertz et $R = 1.44 \times 10^{-16}$ m <sup>2</sup> . On observe de petites irrégularités qui sont principalement dues à des erreurs numériques lors de la résolution de l'équation discrète de Riccati pour obtenir $K_\infty(W_{\dot{F}}, f_s, R)$ . . . . .	116
5.11	Schéma du système permettant l'étude de la bande passante du capteur de force. . . . .	116
5.12	Impact de $W_{\dot{F}}$ sur la réponse fréquentielle globale $H_g(e^{j\omega})$ et temps de réponse du capteur ( $f_s = 1000$ Hertz - calibration précise). . . . .	119
5.13	Amplitude globale de la réponse fréquentielle $H_g(e^{j\omega})$ avec processus de calibration utilisé. . . . .	120
5.14	Modification du paramètre $W_{\dot{F}}$ durant une mesure expérimental de force, on remarque que la résolution change elle aussi. . . . .	120
5.15	Réponse fréquentielle du capteur permettant de déterminer une valeur de $W_{\dot{F}}$ (ici $W_{\dot{F}} = 10^{-15}$ N <sup>2</sup> /Hz) en fonction de la bande passante souhaitée. . . . .	121
5.16	Impact du choix de $W_{\dot{F}} = 10^{-15}$ N <sup>2</sup> /Hz sur la résolution du capteur de force. . . . .	122
6.1	Dispositif expérimental de mesure de micro et nanoforce. . . . .	124
6.2	Caméras latérale et verticale permettant un contrôle visuel lors des mesures expérimentales. . . . .	124
6.3	Vue intérieure de l'enceinte avec le dispositif de mesure de force, les tables de micro-positionnement et le capteur confocal chromatique. . . . .	125
6.4	Mesure de force de pull-off expérimentale. . . . .	126
6.5	Micro-sphère de nitrure de silicium ( $Si_3N_4$ ) collée à la pointe du maglevtube. . . . .	126
6.6	Mesure expérimentale de force de pull-off avec l'ajout d'une force attractive sans contact de type électrostatique. . . . .	128
6.7	Schéma de principe de la mesure de force de frottement. . . . .	129
6.8	Micro structures réalisées pour la mesure de force de frottement. . . . .	129
6.9	Force de frottement mesurée pour un assemblage de deux micro-sphères de diamètre 100 $\mu$ m. . . . .	130
6.10	Force de frottement mesurée pour un assemblage de trois micro-sphères de diamètre 40 $\mu$ m. . . . .	130
6.11	Force de frottement mesurée pour un assemblage de trois micro-sphères de diamètre 100 $\mu$ m. . . . .	131
6.12	Echantillons de poutres AFM D, E et F utilisés pour la mesure expérimentale de raideur. a) Vue MEB. b) Vue de dessus schématisée. . . . .	132
6.13	Contact entre la pointe du maglevtube et un cantilever d'AFM en vue latérale. . . . .	133
6.14	Schéma d'une mesure croisée de force avec le capteur par lévitation diamagnétique et un AFM . . . . .	140



# LISTE DES TABLES

1.1	Comparaison entre le capteur de force à lévitation diamagnétique (LEV) et les autres types de capteur de force. . . . .	20
1.2	Comparatif des différents types de capteurs de force actifs. . . . .	21
2.1	Composants du capteur de force par lévitation diamagnétique. . . . .	29
2.2	Influence of the applied force direction on the measured force ( $\ \vec{F}\  = 1\mu\text{N}$ ). . . . .	36
3.1	Susceptibilité magnétique de quelques matériaux paramagnétiques . . . . .	47
3.2	Susceptibilité magnétique de quelques matériaux diamagnétiques . . . . .	47
3.3	Susceptibilité magnétique de quelques matériaux ferromagnétiques . . . . .	49
6.1	Dimensions des poutres D, E et F mesurées au MEB. . . . .	132
6.2	Mesures expérimentales de raideur des cantilever D, E et F. . . . .	133
6.3	La comparaison entre la raideur calculée par différentes méthodes. . . . .	134



# INTRODUCTION

A 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 microtechniques 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 connus un développement impressionnant. Dès lors, l'ensemble des 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. Cependant, un des principaux verrous actuels associé à la conception de ces systèmes reste la compréhension, la prédiction et la maîtrise des phénomènes physiques intervenant à ces échelles micrométriques.

Parmi les grandeurs physiques qu'il est intéressant de pouvoir mesurer pour les étudier et les modéliser, 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 liées. A l'échelle microscopique, les effets de surface (forces électrostatiques, forces de Van der Waals, 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 des micro-objets et cette compréhension passe nécessairement par une phase d'expérimentation permettant d'observer et de mesurer les forces d'interactions intervenant à ces échelles.

Ce mémoire, dont le sujet principal est la conception d'un dispositif de mesure de micro et nanoforce, s'inscrit dans la thématique de recherche plus générale du département Automatique et Systèmes Micro-Mécatroniques (AS2M) de l'Institut FEMTO-ST de Besançon (UMR CNRS 6174) qui repose sur l'automatique, la microrobotique, la micromécatronique et le génie industriel en matière de « health management ». Des travaux de recherche sont ainsi menés dans les domaines de la microrobotique, notamment pour des applications de micromanipulation et de micro-assemblage mais aussi, plus récemment, dans le domaine biomédical. Ces travaux de thèse ont fait l'objet d'une convention CIFRE avec un partenariat entre l'institut Femto-st et la société STIL SA. Créée en Janvier 1993, la société STIL (Sciences et Techniques Industrielles de la Lumière) est une PME innovante basée à Aix-en-Provence. Elle propose ses compétences et son savoir faire dans le domaine de l'instrumentation optique à hautes performances et sans contact. Inventeur du principe de l'imagerie confocale chromatique, cette société s'est imposée comme leader mondial dans le domaine des capteurs confocaux chromatiques qui permettent de réaliser des mesures dimensionnelles de très haute résolution

sur pratiquement n'importe quel type d'objet (transparent ou opaque, poli ou rugueux) ou de matériau (métaux, verre, semi-conducteur, céramique) sans préparation préalable de l'échantillon. STIL a développé deux familles de capteurs points (CHR et CCS) et une famille de capteurs ligne (MPLS) qui répondent aux besoins des applications métrologiques les plus exigeantes, qu'il s'agisse de la microtopographie, de l'analyse de formes et de textures, de la mesure de rugosité ou du reverse engineering. Ces capteurs sont capables de fonctionner aussi bien en milieu industriel pour le contrôle en ligne de production qu'en laboratoire de recherche. STIL consacre près de 50% de ses ressources R&D au développement d'équipements « sur mesure » pour le compte d'intégrateurs OEM. Le savoir-faire de STIL s'articule autour de quatre métiers principaux qui sont : l'optique, la mécanique, l'électronique et l'informatique. STIL réalise environ 80% de son chiffre d'affaires à l'export (données 2007) et dispose d'un réseau de distribution mondial (Amérique du Nord, Europe, Moyen Orient et Extrême Orient). Ce double ancrage, universitaire et industriel, a permis d'aborder aussi bien des aspects scientifiques que techniques tout au long des travaux effectués. Quant aux activités du département AS2M, elles sont divisées en quatre thématiques principales et les travaux rapportés au sein de ce manuscrit sont rattachés au thème Stratégies de Perception et caractérisation aux échelles Micro et Nanoscopiques (SPECIMeN).

Il existe plusieurs domaines qui nécessitent une mesure expérimentale de micro et nanoforce parmi lesquels on peut citer, par exemple, la micromanipulation, la caractérisation de micro-objets ou encore la nanotribologie. Ces grands domaines impliquent de nombreuses problématiques qui nécessitent des moyens de mesure de force :

- Les spécificités des échelles micro et nanométriques dans lesquelles opèrent la micro et nanorobotique conduisent à développer des moyens et des méthodes spécifiques d'observation. Les modèles de connaissance qui en résultent ont pour finalité une mise en oeuvre améliorée des boucles perception-décision-action et ouvre la voie à la physique du micromonde dans laquelle il reste encore beaucoup de travaux de recherche à mener. Actuellement, bien qu'il existe des cas particuliers pour lesquels les modèles de connaissance sont bien définis, ces modèles restent encore approximatifs ou trop peu fiables dans certains cas de figure. La mesure expérimentale de ces micro et nanoforces d'interactions doit conduire, à terme, à la compréhension fines des phénomènes intervenant à ces échelles ainsi qu'à la mise au point de modèles permettant de les prédire ;
- 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 et il devient alors possible d'envisager un contrôleur dont le rôle serait de moduler cet effort pour ne pas endommager le micro-objet ou le préhenseur. En raison des échelles visées et de l'environnement de mesure, la caractérisation expérimentale des propriétés mécaniques de micro-objets ou de micro-structures nécessite donc des capteurs de forces adaptés. Les applications biomédicales de micromanipulation et de caractérisation de cellules ont fortement évoluées ces dernières années. L'intérêt suscité par ce type d'applications a permis de réaliser de nombreux progrès dans le traitement de certaines pathologies et dans la compréhension des phénomènes biophysiques et chimiques qui peuvent intervenir au sein des cellules. On peut ainsi observer la corrélation entre le comportement mécanique des cellules et certaines de leurs fonctions biologiques ;

- Enfin une dernière problématique pour laquelle la mesure de micro et nanoforce est particulièrement intéressante est celle de la nanotribologie qui est l'étude des forces de frottement mono ou multi-aspérités à l'échelle du millinewton jusqu'au nanonewton. En raison de la miniaturisation des systèmes mécaniques et mécatronique, le rapport surface sur volume des MEMS et des MOEMS peut augmenter fortement entraînant de ce fait une augmentation de l'énergie dissipée par frottement au niveau des contacts mécaniques. Il est possible de limiter ces phénomènes de frottement en optimisant le choix des matériaux. Un autre moyen de diminuer ou au contraire d'augmenter ces phénomènes de friction est la fonctionnalisation ou le traitement de surfaces. Dans tous les cas, les faibles rugosités en jeu à ces échelles impliquent nécessairement la mesure d'efforts pouvant aller jusqu'au nanonewton.

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 utilisé, la force n'est pas une grandeur directement mesurable, on ne peut que mesurer l'effet d'une force. 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. En ce sens, l'organe sensible du capteur de force est un transducteur dont l'entrée est la force appliquée et la sortie l'effet observé. Connaissant la sortie (l'effet de la force) il faut pouvoir déterminer l'entrée (la force à mesurer). De plus, si le transducteur possède une dynamique dont le régime transitoire influe fortement sur la sortie, il convient alors d'ajouter une étape de déconvolution du signal de sortie afin de déterminer correctement le signal d'entrée qui est la force à mesurer. Cette problématique de déconvolution est un des thèmes majeurs de ces travaux de thèse.

La conception et la réalisation de capteurs de micro et nanoforces est une tâche complexe, l'échelle de force considérée et les résolutions de mesure attendues posent de nombreux problèmes. La plupart des capteurs de micro et nanoforce utilisent un corps d'épreuve microscopique et déformable en tant qu'organe sensible. Le principe technologique mis en avant dans ce mémoire est basé sur l'utilisation d'une masse sismique macroscopique en lévitation. Le point de départ de ces travaux de thèse repose sur la première génération du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique [5] développé au département (en 2002, le département s'appelait le Laboratoire d'Automatique de Besançon LAB). La particularité de ce capteur vient de l'utilisation de la lévitation passive et stable dans l'espace d'un organe sensible macroscopique grâce à l'action conjuguée d'effets magnétiques et diamagnétiques. Cet organe sensible macroscopique se présente sous la forme d'une tige d'une dizaine de centimètres sur laquelle viennent s'exercer les efforts à mesurer. Cette configuration permet de mesurer uniquement des forces suivant un axe horizontal. La raideur du capteur, quand à elle, est ajustable et comparable aux raideurs les plus faibles obtenues à l'aide des cantilevers conventionnels d'un microscope à force atomique. Ce capteur allie à la fois une grande sensibilité et une plage de mesure importante à ces échelles puisqu'il permet de mesurer des efforts allant



de quelques nanonewtons à plusieurs dizaines de micronewtons.

Le travail présenté dans ce mémoire consiste, à partir de la version initiale du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique, à aboutir à une version pré-industrielle prête à être transférée chez l'industriel STIL SA. En amont de la phase d'industrialisation, tout un travail d'optimisation du design de la précédente version du dispositif a été réalisé en s'appuyant notamment sur la modélisation des efforts magnétiques et diamagnétiques permettant la création d'un ressort magnétique. Les processus de calibration et de déconvolution à l'origine de l'estimation de la force ont eux aussi été conçus de manière à garantir une certaine simplicité d'utilisation et une déclinaison du concept de mesure de micro et nanoforce en une gamme de capteurs modulaires ayant des résolutions et des plages de mesures complémentaires.

Ce manuscrit se divise en six chapitres. Dans le premier chapitre, nous faisons un état de l'art des dispositifs actuels de mesure de micro et nanoforces en fonction des principes technologiques utilisés. Ce tour d'horizon de la mesure de micro et nanoforce nous amène à considérer en détail dans le deuxième chapitre, le capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique de première génération. Dans ce chapitre, nous procédons à une analyse critique des différents aspects scientifiques et technologiques liés à ce premier prototype. Cette analyse permet notamment de mettre en évidence la nécessité d'appréhender de façon plus précise l'impact des efforts diamagnétiques sur le comportement de la tige en lévitation. Dans le troisième chapitre, nous proposons ainsi une modélisation de ces efforts diamagnétiques permettant la mise en place d'outils de simulation et d'aide à la conception de la nouvelle version du dispositif. Le quatrième chapitre s'inscrit dans cette démarche d'optimisation du design notamment de la tête de mesure du dispositif permettant de simplifier le changement ou le remplacement de celle-ci par l'utilisateur final tout en garantissant une procédure de calibration facile à mettre en oeuvre. La procédure de calibration a d'ailleurs, elle-aussi, été améliorée de façon à fournir, de manière plus fiable, les paramètres du modèle de comportement qui sont utilisés par le processus de déconvolution détaillé au chapitre 5. Ce chapitre est consacré à la problématique d'estimation de la force inconnue par déconvolution du signal de sortie (déplacement du transducteur en lévitation). Il permet aussi de mettre en évidence le compromis imposé entre la résolution et la bande passante du capteur ainsi que les outils permettant de régler les paramètres de filtre de Kalman pour ajuster ce compromis. Enfin, dans le dernier chapitre, nous présentons différentes applications (mesure de force de pull-off, mesure de force de frottement ou encore caractérisation de cantilever de microscope à force atomique) réalisées grâce au dispositif avancé de mesure de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique.

# 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 ou la nanotribologie et plus généralement tout ce qui implique la caractérisation mécanique de micro-objets ou de leurs interactions. Au cours de ce chapitre nous détaillerons dans un premier temps les enjeux de la mesure de micro et nanoforce. 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.*

## 1.1/ ENJEUX DE LA MESURE DE MICRO ET NANOFORCE

A l'échelle microscopique, l'intensité des forces d'interaction qui peuvent intervenir entre deux micro-objets sont généralement méconnues et restent difficiles à déterminer expérimentalement. De plus, les modèles de connaissance fiables concernant ces interactions ne couvrent pour le moment que des cas bien précis [6]. 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/ NOTIONS DE MICROMONDE ET MACROMONDE

La notion de micromonde est souvent utilisée pour définir un espace dans lequel évolue des objets dont au moins une des dimensions caractéristiques varie de  $1\ \mu\text{m}$  à  $1\ \text{mm}$ . Le macromonde désigne, quand à lui, un espace dans lequel évolue 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 et on parle alors de la physique du micromonde. La différence entre les interactions pouvant se produire entre des objets macroscopiques et des objets microscopique ne se situe pas au niveau des forces s'appliquant sur ces objets. En effet, les mêmes forces régissent tous les objets quelques soient leurs dimensions mais la prédominance de ces forces, elle, peut varier en fonction des dimensions des objets. Ainsi des forces totalement négligeables à l'échelle macroscopique, deviennent prépondérantes dans le micromonde du fait de la taille réduite des

micro-objets. A l'échelle macroscopique, par exemple, les forces de gravité et d'inertie sont prédominantes car elles dépendent du volume de l'objet. Par contre 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 [7] [8] :

- 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. Nous allons lister de façon non-exhaustive trois domaines parmi ceux pour lesquels la détermination des forces de surface et de contact est particulièrement importante : la micromanipulation, la caractérisation de micro-objets et la nanotribologie.

### 1.1.2/ LA MICROMANIPULATION

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. Lorsqu'on manipule des micro-objets, il est important de pouvoir caractériser les interactions entre le manipulateur et le micro-objet ainsi que les propriétés mécaniques qui en découlent. Le champ applicatif de la micromanipulation est varié. On y trouve, par exemple, la caractérisation et l'assemblage de microsystèmes ou encore la micromanipulation de micro-objets biologiques (cellules, micro-organismes, etc.). 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 ([9], [10], [11]). 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 [12] ou de la diélectrophorèse [13] qui consistent à appliquer un champ électrique non-uniforme autour d'un micro-objet diélectrique.

### 1.1.3/ LA CARACTÉRISATION MÉCANIQUE DE MICRO-OBJETS

La mesure de micro et nanoforce permet aussi une caractérisation mécanique propre aux micro-objets afin de mieux comprendre les interactions de type objet-objet ou milieu-objet. Actuellement, les modèles de connaissance à disposition progressent mais ne restent pas suffisamment précis pour prédire de manière fiable le comportement des objets dans des configurations complexes du micromonde. Comme nous l'avons évoqué précédemment, ces modèles se limitent à des cas bien particuliers (en général du contact sphère-plan ou multisphères [14] [15]). La compréhension des phénomènes intervenant

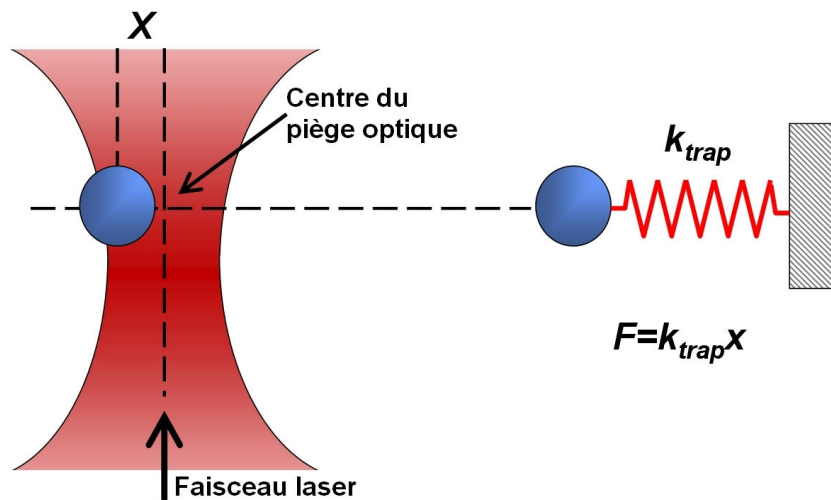


FIGURE 1.1 – Principe de la pince optique.

dans le micromonde est cependant essentielle à la maîtrise de tâches de micromanipulation ou de micro-assemblage et c'est en ce sens que la modélisation des forces du micromonde est un autre des enjeux majeurs de la microrobotique actuelle. La validation de ces modèles nécessite donc une approche expérimentale obligatoire afin de mettre en évidence les phénomènes existants à ces dimensions. On peut citer par exemple les travaux de Min-Seok Kim et al. [16] dans le domaine de la caractérisation de levier de microscope à force atomique (AFM) ou encore dans le domaine biomédical les travaux de Wataru Fukui et al. [17] concernant les tests de fatigue sur des globules rouges.

#### 1.1.4/ LA NANOTRIBOLOGIE ET LA MESURE DE FORCE

La tribologie est l'ensemble des sciences et techniques qui s'intéressent aux phénomènes de frottements et à l'usure des matériaux [18]. La tribologie couvre aujourd'hui un large domaine d'études et de recherches pluridisciplinaires qui ont pour objectifs de :

- réduire l'usure des matériaux et d'augmenter la durée de vie et la fiabilité des systèmes mécaniques et mécatroniques ;
- maîtriser et optimiser le frottement.

A l'échelle microscopique, nous avons vu précédemment que les forces de surface (forces électrostatiques, forces de Van der Waals et forces capillaires) tiennent une place importante dans les interactions entre micro-objets et notamment lors des phénomènes de frottements pour lesquels leur influence est particulièrement sensible dans les microcontacts. En nanotribologie on peut distinguer deux sous-domaines d'étude liés à la considération d'un contact *mono-aspérité* ou d'un contact *multi-aspérités* [19]. Bien qu'on puisse considérer les contacts multi-aspérités comme un ensemble de plusieurs contacts mono-aspérité, il est très difficile d'extrapoler les résultats obtenus dans le cas de contact mono-aspérité et de les généraliser aux contacts multi-aspérités. En effet, les différentes interactions intervenant lors de contacts multi-aspérités provoquent des phénomènes de couplages complexes en raison du confinement de l'ensemble de ces interactions.

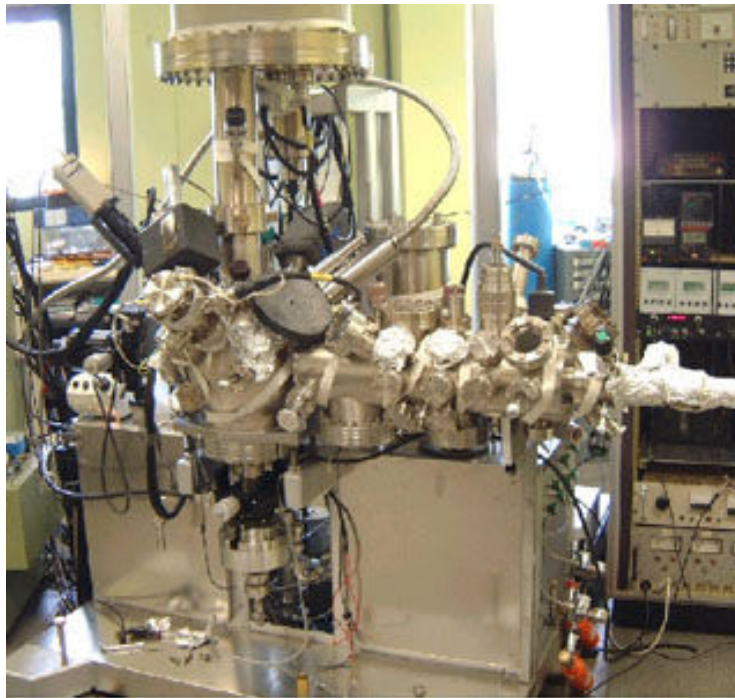


FIGURE 1.2 – Nanotribomètre analytique sous ultra-vide + analyses XPS.

### CONTACT MONO-ASPÉRITÉ

L'apparition de l'AFM en 1985 a permis de mesurer des micro et nanoforces intervenant notamment lors d'un contact entre une surface et la sonde de l'AFM. De part les dimensions microscopiques de la pointe de cette sonde, le contact considéré est qualifié de contact mono-aspérité. A partir de là, l'AFM et ses variantes le FFM [20] (Friction Force Microscope) ou le LFM (Lateral Force Microscope) ont aussi été utilisés pour l'étude des frottements à l'échelle atomique et moléculaire mais aussi pour la caractérisation de phénomènes d'adhésion et de propriétés mécaniques locales. En terme de réalisation, on peut citer le tribomètre analytique sous ultra-vide avec analyses XPS (X-ray photoelectron spectroscopy) [21] développé au Laboratoire de Tribologie Dynamique des Systèmes (LTDS) de l'Ecole Centrale de Lyon (voir figure 1.2) qui associe au sein d'un même dispositif des chambres de préparation pour les échantillons, un nanotribomètre pour effectuer les mesures de friction et des analyseurs de surfaces (XPS, AES).

### CONTACT MULTI-ASPÉRITÉS

On peut considérer aussi l'étude des forces de frottements pour des contacts multi-aspérités qui font intervenir, dans ce cas, plusieurs zones d'interactions entre les matériaux concernés. Une des particularités de ce type de contact est qu'il s'opère au sein d'espace « confiné ». Au sein de cet espace confiné, le résultat des différentes interactions (détachement de particules d'usure par exemple) peut avoir un impact sur les autres zones de contact. Cette particularité complexifie la modélisation de ces interactions, cependant grâce à des méthodes de simulation avec une approche cellulaire (MCA : Movable cellular automaton) [22], il est possible d'obtenir des simulations de plus en plus précises. Ces méthodes de simulation permettent notamment de tenir compte de la pro-

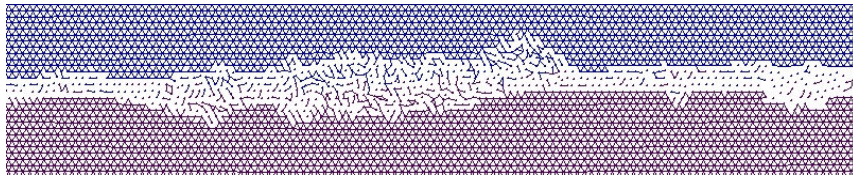


FIGURE 1.3 – Simulation d'un contact multi-aspérités à l'aide de la méthode MCA (Movable Cellular Cutomaton).

pagation des débris occasionnés lors des phénomènes d'usure (voir figure 1.3). En terme de réalisations, on peut citer le dispositif commercial BASALT-MUST (Modular Universal Surface Tester) de la société Tetra ([www.tetra-ilmenau.com](http://www.tetra-ilmenau.com)) qui permet de couvrir une plage de force de  $1 \mu\text{N}$  à  $1 \text{ N}$  à l'aide d'un levier dont la raideur peut descendre jusqu'à  $0.5 \text{ N/m}$ . On peut également citer d'autres dispositifs (micro et macro-tribomètres) comme ceux développés au département MN2S de l'Institut Femto-St avec un environnement contrôlé et avec des plages de forces plus importantes ( $10\text{mN}$ - $100\text{N}$ ) pour lesquels l'effort normal est généré à l'aide d'une masse placée à la verticale de l'échantillon.

## 1.2/ PRINCIPE DE MESURE DE FORCE

Une force n'est pas une grandeur directement mesurable. Par contre, il est possible d'observer les effets d'une force. Ainsi tout capteur de force nécessite un organe sensible appelé transducteur, qui soumis à une force extérieure inconnue peut engendrer un effet mesurable. Deux types de transducteurs sont classiquement utilisés : ceux qui reposent sur la déformation d'une structure élastique 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.

### PROBLÉMATIQUE DE DÉCONVOLUTION

Notons  $\vec{d}$  le déplacement correspondant à cette grandeur de sortie. Dans le cas de capteurs linéaires, l'expression permettant de calculer la force extérieure appliquée  $\vec{F}$  est :

$$F^{\vec{x}t} = K.\vec{d} \quad (1.1)$$

où  $K$  est la matrice de raideur mécanique de notre transducteur. Cette expression est utilisable uniquement en régime stationnaire ou suppose que la réponse dynamique du transducteur est totalement négligeable. Lorsque ce n'est pas le cas, l'équation (1.1) ne peut plus être utilisée et l'estimation de la force devient alors un problème de déconvolution d'un signal de sortie bruité comme on peut le voir sur la figure 1.4. Le problème consiste alors à estimer une entrée inconnue (la force appliquée sur le capteur) en connaissant la sortie bruitée (le déplacement mesuré) grâce à un observateur à entrée inconnue (OEI) qui tiendra compte de la dynamique du transducteur et des bruits de mesure.

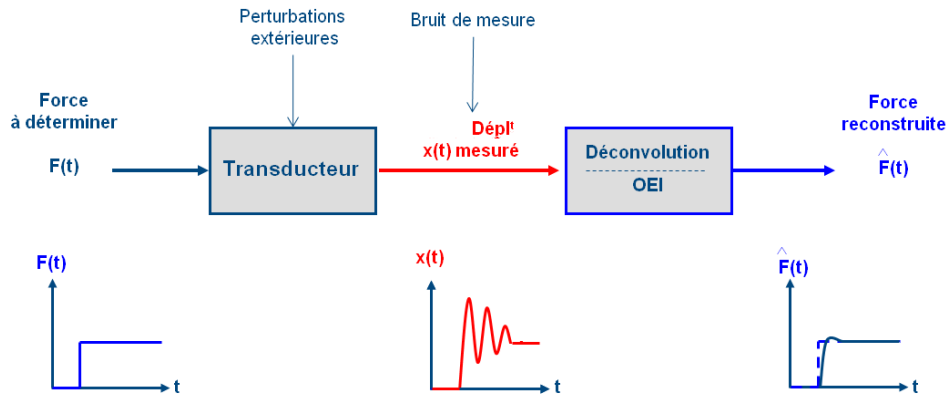


FIGURE 1.4 – Estimation d'une force par déconvolution

### 1.3/ DISPOSITIFS DE MESURE DE MICRO ET NANOFORCE

La mesure expérimentale de micro et nanoforce constitue un enjeu important dans de nombreux domaines. Pour faire face à cette problématique, des capteurs de micro et nanoforce ont été mis au point. Dans cette section nous allons dresser un bilan des dispositifs offrant des résolutions de l'ordre du nanonewton à une dizaine de micronewtons. Généralement on classe les capteurs de force en deux catégories : les capteurs de force passifs et actifs. Les termes « passif » et « actif » font référence à l'utilisation ou non d'un contrôle actif utilisant une force d'opposition à la force à déterminer, de manière à la mesurer sans déformation ou déplacement de l'organe sensible.

#### 1.3.1/ LES CAPTEURS DE FORCE PASSIFS

Pour ce type de capteurs, la force peut être déterminée de deux manières, soit par la déformation d'une structure élastique, soit par le déplacement d'une masse sismique rigide comme c'est le cas pour le capteur étudié dans ce mémoire.

#### LES CAPTEURS DE FORCE BASÉS SUR LA DÉFORMATION D'UNE STRUCTURE ÉLASTIQUE

##### LES CAPTEURS DE TYPE AFM (ATOMIC FORCE MICROSCOPY)

Le microscope à force atomique a été inventé en 1986 par G. Binnig, C.F. Quate et C. Gerber [23] comme une application d'un microscope à effet tunnel (STM : Scanning Tunneling Microscope). Ce type de microscopie est basé sur l'analyse d'un échantillon point par point au moyen d'un balayage via une sonde dite *locale*. Ce terme signifie que les dimensions de la sonde et la distance de celle-ci par rapport à l'échantillon sont très faibles devant l'échantillon. L'AFM est un dispositif très performant qui permet de déterminer la topographie de l'échantillon à partir de la mesure de la force d'interaction  $F$  entre le levier et l'échantillon.

La figure 1.5 présente le schéma de fonctionnement d'un AFM. Le principe de mesure de

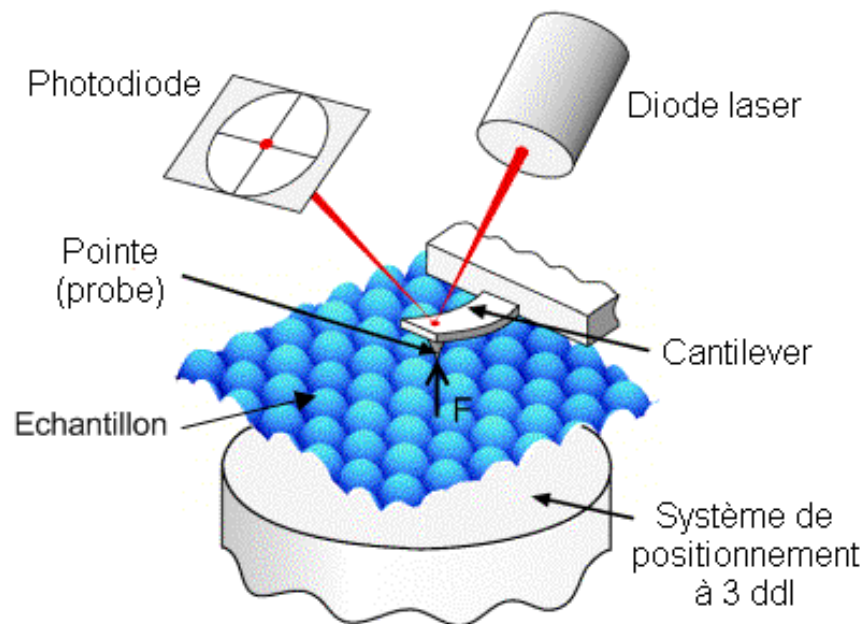


FIGURE 1.5 – Schéma de principe de mesure de force avec un AFM

force d'un AFM est celui de la flexion et la torsion d'une poutre encastree libre qu'on appelle « cantilever » (levier). La deformation du cantilever est mesuree grace a la deviation d'un faisceau laser focalise sur l'extremite du cantilever [24]. Le faisceau laser est ensuite reflechi vers une photodiode a quatre quadrants. En fonction de la position du spot reflechi sur la photodiode, on peut alors obtenir la deflexion du cantilever. Un autre moyen de detecter la deformation du cantilever est d'utiliser le principe de l'interferometrie [25] qui permet en outre de realiser des applications en milieu liquide [26]. On peut choisir la raideur de la poutre afin de fixer la plage de mesure et/ou la resolution du capteur. Typiquement, la raideur des cantilevers classiques d'AFM varie de 0.1 N/m a 100 N/m.

Les AFM sont tres souvent utilises en physique du micromonde et pour le developpement des microsystemes. La problematique concernant la calibration des AFM est largement abordee car elle conditionne la coherence des resultats obtenus en mesure d'effort avec l'AFM. Les methodes de calibration [16], [27], [28] des systemes de mesure AFM font l'objet d'une recherche active et Richard S. Gates et al. [29] proposent, a ce sujet, une comparaison des methodes les plus utilisees. Une classification possible de ces methodes a d'ailleurs ete realisee par M. Martins Vasconcelos Netto lors de ses travaux de Master EU4M concernant la determination de la raideur d'un levier d'AFM [30]. Parmi ces methodes on retrouve ainsi les methodes « theoriques », les methodes « statiques » et les methodes « dynamiques » :

- Pour les methodes theoriques, on essaie de determiner la raideur des poutres en utilisant les dimensions de celles-ci, leur module d'Young et la densite du materiau utilise. Pour les poutres en  $V$ , on peut citer les travaux de Neumeister et Drucker [31] qui ont etudie des formulations pour determiner les raideurs laterale, normale et longitudinale de ces poutres. Sader [32], quant a lui, propose un modele pour les poutres paralleles. Enfin on peut egalement citer dans cette categorie, la modelisation par elements finis avec les travaux de Aksu et Turner [33] ou encore ceux de Boudaoud et al. [34] ;



- Parmi les méthodes statiques on retrouve la méthode de la masse ajoutée pour laquelle on fixe une masse calibrée à l'extrémité libre du levier de l'AFM, la méthode du levier de référence pour laquelle la calibration est effectuée à partir d'une autre poutre de référence [35], la stratégie de nano-pénétration pour laquelle on utilise une sonde d'indentation pour appliquer un effort connu sur le levier d'AFM [36] ou encore la méthode du piezolevier où on utilise un levier piézorésistif déjà calibré du commerce pour identifier la raideur de cantilever ;
- La dernière catégorie concerne les méthodes dynamiques qui regroupent notamment la méthode du bruit thermique [37] pour laquelle on utilise les vibrations thermiques issues du mouvement brownien des particules au sein du matériau du levier considéré, la méthode proposée par Sader [38] qui consiste à utiliser le décalage entre les fréquences de résonance mesurées sous vide et dans un environnement fluide et enfin la méthode dynamique de la masse ajoutée [39] dont le principe est d'ajouter une masse connue au levier d'AFM et de mesurer le changement intervenant au niveau de la fréquence de résonance.

### LES CAPTEURS DE FORCE À JAUGE DE DÉFORMATION

Ces capteurs se basent sur l'utilisation de jauges de déformation dont la résistance électrique varie en fonction de leur propre déformation qui est proportionnelle à la déformation de la structure où elles sont collées. Il existe deux catégories de jauges : les jauges métalliques à fil résistant et les jauges piézorésistives. La première exploite la déformation géométrique du fil et la seconde la variation de résistivité sous l'action du champ de contraintes auquel elle est soumise. Ces types de capteur de force sont largement répandus en raison de leur très bonne dynamique et leur facilité de fabrication. En matière de réalisation microrobotique, ces capteurs ont été intégrés sur des dispositifs tels que des préhenseurs ou encore des cantilevers d'AFM. Un exemple de réalisation est le capteur à 3 DDL proposé par Arai et al. [1] pour la micromanipulation biologique. Ce capteur est équipé de huit jauges piézorésistives disposées sur quatre micro-structures déformables avec un arrangement particulier (voir figure 1.6).

Une autre application pour ces capteurs de force est le préhenseur à deux doigts de serrage réalisé par Fahlbusch [2]. Il utilise un actionneur piézoélectrique pour mouvoir un doigt mobile tandis que l'autre doigt est constitué de poutres piézorésistives (voir figure 1.7). Enfin, comme la réalisation des jauges piézorésistives se fait par des techniques de microfabrication, leur intégration sur des cantilevers d'AFM est très répandue [40], [41]. Leurs applications concernent essentiellement la caractérisation de surface, la mesure de forces d'interaction ou encore la caractérisation de cellules biologiques.

### LES CAPTEURS DE FORCE PIÉZOÉLECTRIQUES

La piézoélectricité est la propriété que possèdent certains corps à se polariser électriquement sous l'action d'une contrainte mécanique et réciproquement de se déformer lorsqu'on les soumet à un champ électrique. Ce phénomène est exploité en déposant des électrodes sur deux faces opposées d'un matériau piézoélectrique. Une différence de potentiel proportionnelle à la contrainte appliquée apparaît alors entre les électrodes et permet de mesurer une force et/ou toute grandeur pouvant s'y ramener : pression,

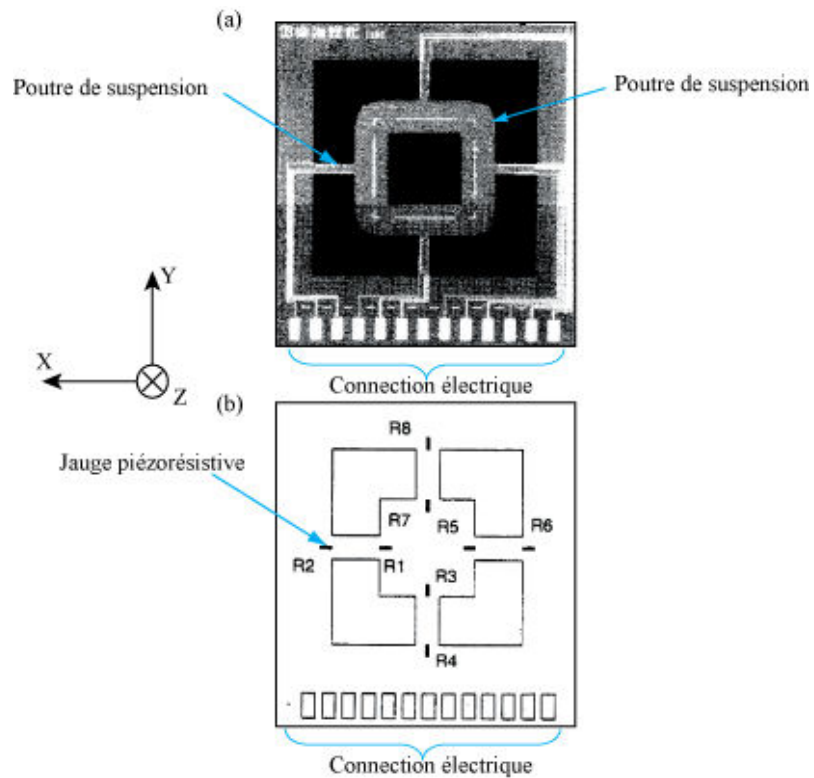


FIGURE 1.6 – (a) Capteur de force à jauge piézorésistive tri-axial, (b) Emplacement des jauges sur les poutres de suspension [1]

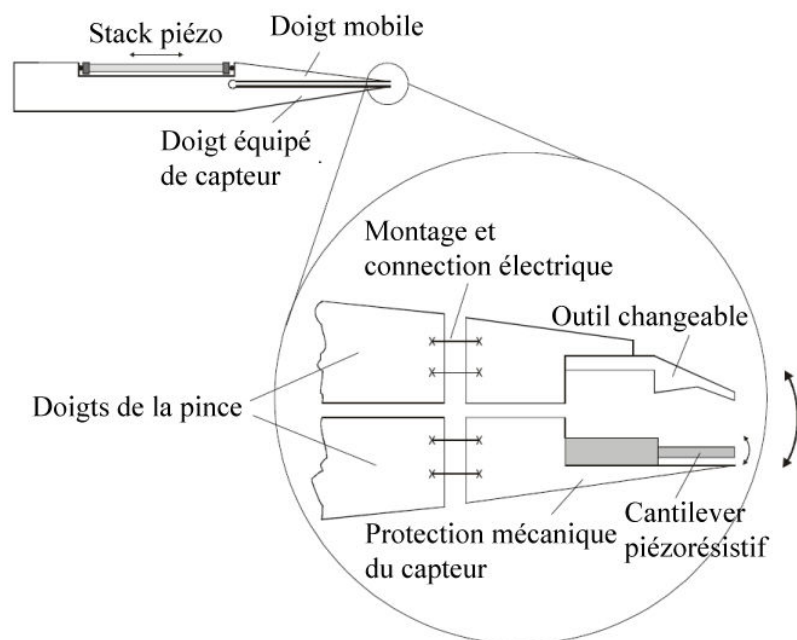


FIGURE 1.7 – Capteur de force à jauge de déformation intégré sur un préhenseur à deux doigts [2]

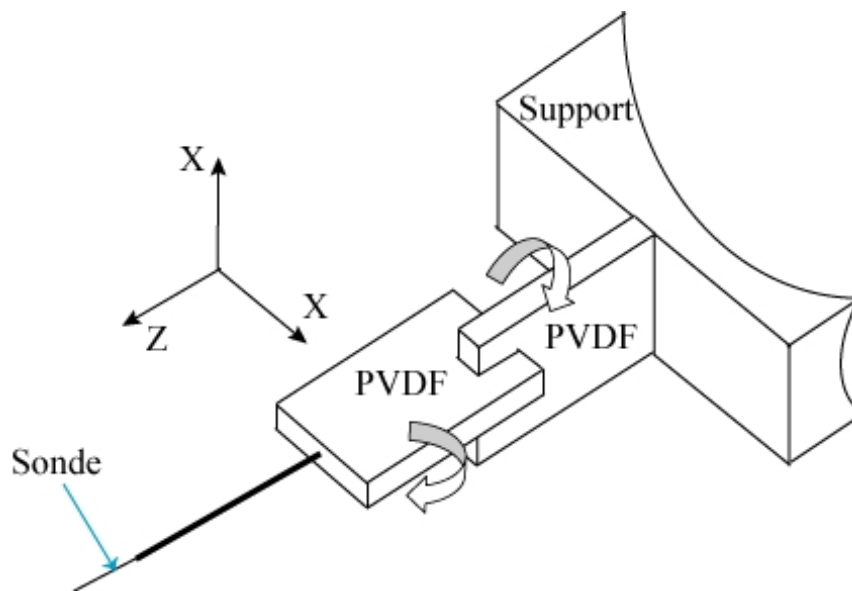


FIGURE 1.8 – Capteur de force à base de PVDF à 2 DDL [3]

accélération ou vibration. Il existe de nombreux matériaux piézoélectriques, pour ce qui concerne la mesure de force on peut citer trois matériaux souvent utilisés :

- le PVDF (PolyVinylidène Fluoride) est un film de polymère utilisé par exemple dans les travaux de Shen et al. [3]. La mesure de force est, ici, réalisée sur 2 DDL en utilisant deux poutres recouvertes d'un film de PVDF de  $28 \mu\text{m}$  (voir figure 1.8). Ce dispositif dispose d'une sensibilité de  $6.0245 \text{ V}/\mu\text{N}$  et permet d'obtenir une résolution inférieure au micronewton avec un temps de réponse de 2 ms ;
- le PZT (Titano-Zirconate de Plomb) est utilisé pour ses propriétés permettant de l'utiliser en tant qu'actionneur. L'intégration du courant traversant une poutre bimorphe piézoélectrique avec des électrodes en cuivre ou en nickel permet de mesurer le déplacement et la force appliquée à son extrémité [42].
- l'IPMC (Ionic Polymer Metal Composite) est un polymère électroactif qui possède des propriétés piézoélectriques permettant de l'utiliser en tant qu'actionneur et capteur. Dans ses travaux [43], Bhat et al. présente une poutre IMPC équipée d'électrodes de cuivre utilisée pour contrôler la force et la position et permettant de couvrir une plage de mesure de 2 mN avec une résolution de l'ordre de  $8 \mu\text{N}$ .

### LES CAPTEURS DE FORCE PAR VISION

Toujours basé sur l'utilisation d'une microstructure élastique, ce type de capteurs utilise la vision pour mesurer la déformation occasionnée par l'application d'une force extérieure. La connaissance de la raideur de la microstructure flexible permet alors de déterminer la force ( $F = K\delta$ ). Il existe plusieurs réalisations de capteurs de force utilisant la vision [4], [44], [45] et elles dépendent essentiellement du matériau utilisé (PDMS, silicium, SU8, etc.), de la raideur de la microstructure, du nombre de degrés de liberté ou encore de la sensibilité du système de vision. Shengyuan [4] propose, par exemple, un capteur de force par vision utilisant une microstructure déformable en silicium avec deux poutres bi-encastées ( $L \times b \times h = 1,96 \text{ mm} \times 10,5 \mu\text{m} \times 0,77 \mu\text{m}$ ). Cette structure permet de maintenir en suspension une sonde (voir figure 1.9). La mesure de force s'effectue à

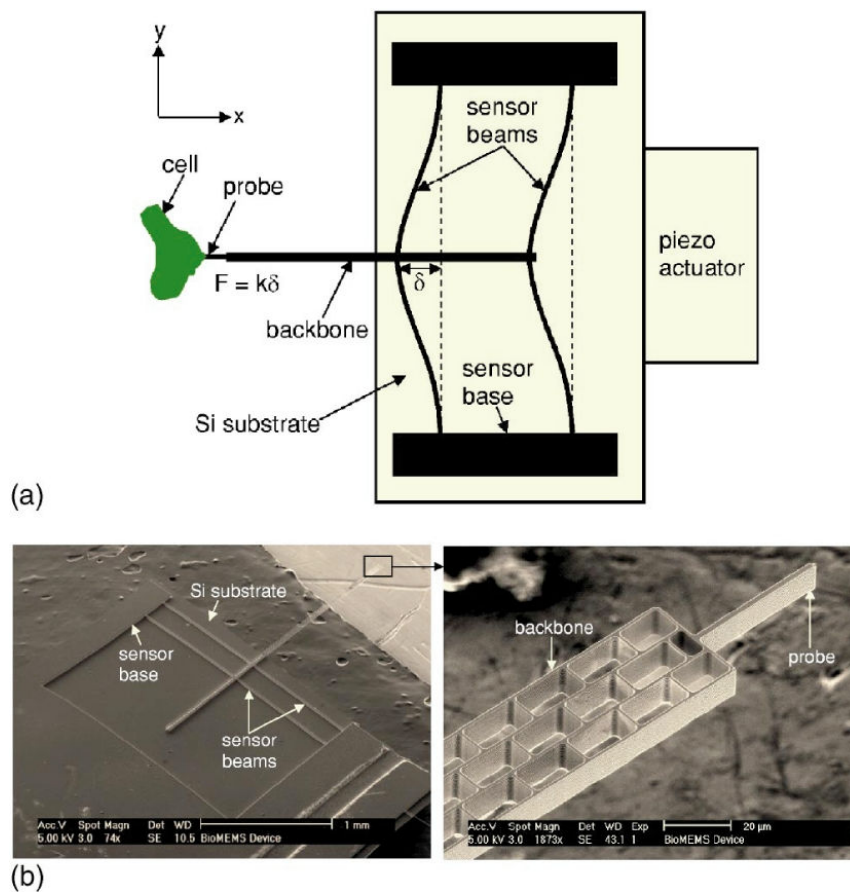


FIGURE 1.9 – (a) Schéma de fonctionnement du capteur, (b) image MEB du dispositif et (c) image MEB de l'extrémité de la sonde [4]

l'extrémité de celle-ci. Selon les auteurs, la raideur de la structure dans l'axe de mesure a une valeur particulièrement faible de 0.0034 N/m et la sensibilité du système de vision est de  $0.27 \mu\text{m}/\text{pixel}$ . Ce capteur de force a été développé notamment pour indenter et étirer des cellules biologiques.

A noter que les capteurs de force utilisant la vision sont limités en dynamique car cette technique nécessite de traiter les images pour mesurer les déformations. La vitesse d'acquisition de la caméra est elle aussi un paramètre important à prendre en compte. Enfin la taille des systèmes de vision (caméra ou MEB) freine l'utilisation massive de ce type de dispositif.

### LES CAPTEURS DE FORCE CAPACITIFS

Ce type de capteurs exploitent le principe électrostatique pour mesurer une force. Un condensateur formé de deux armatures conductrices et alimenté convenablement va générer des forces d'attraction électrostatiques qui vont tendre à rapprocher les deux armatures. L'expression de la force d'interaction électrostatique peut s'exprimer de la façon suivante :

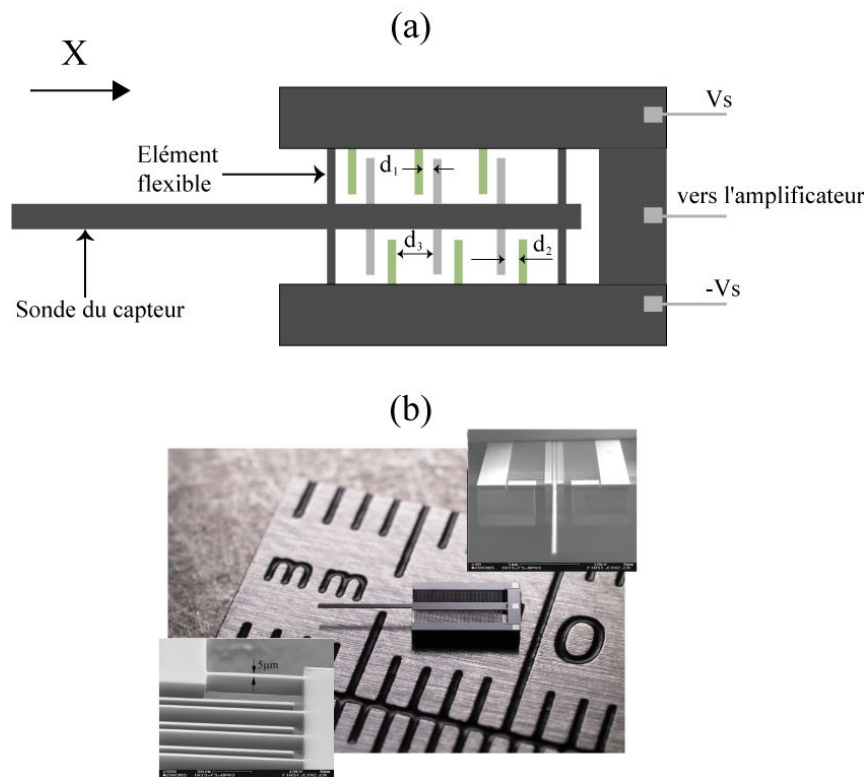


FIGURE 1.10 – (a) Schéma de la configuration transverse avec mesure différentielle, (b) Capteur de force capacitif

$$\|\vec{F}\| = \epsilon \frac{SV^2}{2d^2} \quad (1.2)$$

avec  $S$  la surface des armatures,  $V$  la différence de potentiel entre les armatures,  $\epsilon$  la constante diélectrique et  $d$  la distance entre les armatures.

A l'inverse, sous l'action d'une force extérieure, les armatures mobiles peuvent se déplacer et créent une variation de capacité. La capacité  $c$  d'un condensateur peut s'écrire :

$$c = n\epsilon_0 \frac{Lh}{d} \quad (1.3)$$

avec  $n$  le nombre de condensateurs,  $\epsilon_0$  la conductivité du vide,  $L$  la longueur de l'armature,  $h$  la hauteur de l'armature et  $d$  la distance entre les armatures.

Au niveau des nombreuses réalisations, on peut citer, par exemple, les travaux de Muntwyler et al. [46] mais aussi de C. Graetzel [47] qui propose un capteur de force capacitif atteignant une résolution de  $0.4 \mu\text{N}$  et une plage de mesure de  $\pm 2\text{mN}$ . Pour augmenter la sensibilité du capteur et réduire les problèmes de non-linéarités, une configuration transverse (voir figure 1.10) avec un placement en alternance des armatures et une mesure différentielle a été adoptée.

D'autres capteurs de force capacitifs sont également utilisés pour équiper des préhen-

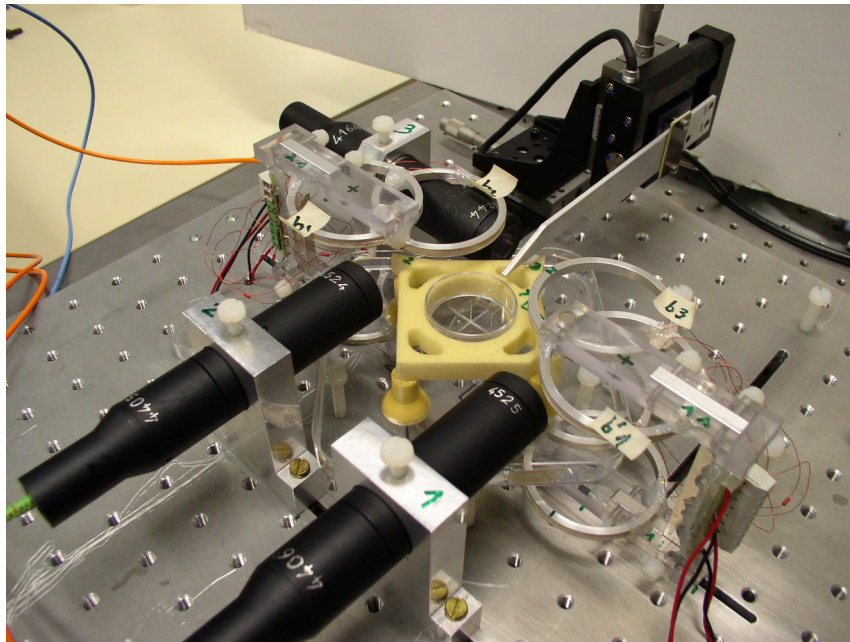


FIGURE 1.11 – Dispositif expérimental de mesure de micro et nanoforce par flottaison magnétique

seurs microfabriqués à deux doigts [48], [49]. Comme tout capteur de force les capteurs de force capacitifs sont soumis au compromis entre résolution et plage de mesure. Ce type de capteur est cependant caractérisé par une très bonne dynamique mais restent sensibles aux variations de milieu et à la qualité de leur microfabrication.

### LES CAPTEURS DE FORCE 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 [50] 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  $0.5 \mu\text{N}$ . Un autre capteur de ce type est le capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique développé par M. Boukallel et al. [5] [51] [52] qui repose sur l'utilisation de ressorts magnétiques et d'une masse sismique rigide en lévitation (ce capteur sera présenté plus en détails dans la suite de ces travaux). Dans le même ordre d'idées, on peut citer un autre dispositif basé sur l'utilisation de ressorts magnétiques à savoir la version passive du capteur de micro et nanoforce par flottaison magnétique [53] [54] (voir figure 1.11). La masse sismique rigide est une plateforme rectangulaire de quelques centimètres carrés en flottaison, les ressorts magnétiques permettent, comme pour le capteur par lévitation, d'obtenir une position d'équilibre stable et 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 du nanonewton.

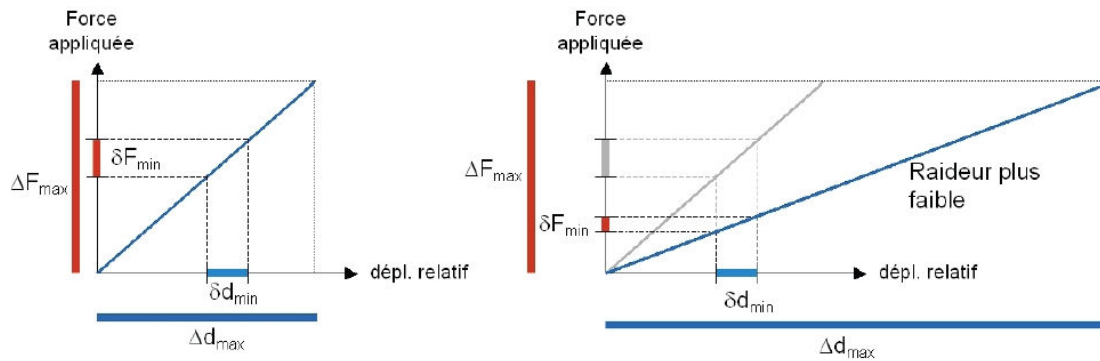


FIGURE 1.12 – Compromis entre plage de mesure et résolution d'un capteur de force.

### LES FACTEURS LIMITANT DES CAPTEURS DE MICRO ET NANOFORCE

Pour l'ensemble des dispositifs que nous avons cités précédemment, on note que la mesure de force dépend fortement du moyen de mesure de la déformation des microstructures élastiques considérées. Les capteurs de déplacement constituent donc un élément important des capteurs de force puisqu'ils conditionnent directement la fiabilité de la mesure. Les autres facteurs limitant pour ce genre de dispositifs sont plutôt liés au compromis entre la plage de mesure  $\Delta F_{max}$  et la résolution (c'est-à-dire la plus petite variation  $\delta F_{min}$  de force que peut mesurer le capteur de force). Le principal facteur affectant ce compromis est la raideur  $K$  des capteurs de force qui correspond à la pente de la caractéristique statique de la force  $F$  en fonction du déplacement de la masse sismique ou de la déformation de la micro-structure élastique.

Pour obtenir une grande plage de mesure  $\Delta F_{max}$ , il faut, soit que la raideur soit grande pour un déplacement  $\Delta d_{max}$  donné, soit que le déplacement  $\Delta d_{max}$  soit important pour une raideur donnée (voir figure 1.12). Cependant, pour augmenter la résolution du capteur, nous avons vu qu'il peut être nécessaire de diminuer la raideur. Ainsi pour obtenir la plage de mesure de force la plus grande possible avec une bonne résolution en force, il devient alors nécessaire d'augmenter la déformation maximum de la microstructure ou le déplacement maximum de la masse sismique  $\Delta d_{max}$ .

La microrobotique est un domaine où la plage de mesure de force typique dans laquelle on est amené à travailler varie de quelques nN à plusieurs mN. C'est pourquoi un capteur « idéal » à ces échelles, est un capteur qui allie à la fois une plage de mesure importante et une bonne résolution. Or, nous l'avons vu précédemment, ce compromis passe nécessairement par une raideur faible et une grande capacité de déformation ou de déplacement de l'organe sensible du capteur de micro et nanoforce. Ainsi lorsqu'on travaille avec des microstructures élastiques, comme c'est généralement le cas pour les capteurs que nous avons listés précédemment, la capacité de déformation pour ces dispositifs est très souvent limitée du fait de leurs dimensions. Une solution pour pallier à ce problème serait alors de remplacer les microstructures flexibles par des organes mobiles, ce qui permettrait d'augmenter la capacité de débattement, mais occasionnerait de nouveaux problèmes dus aux frottements secs engendrés par les contacts mécaniques. Bien qu'il soit possible, grâce aux procédés microtechniques actuels, de limiter ces frottements secs en diminuant les surfaces de contact mécanique, les forces de frottement

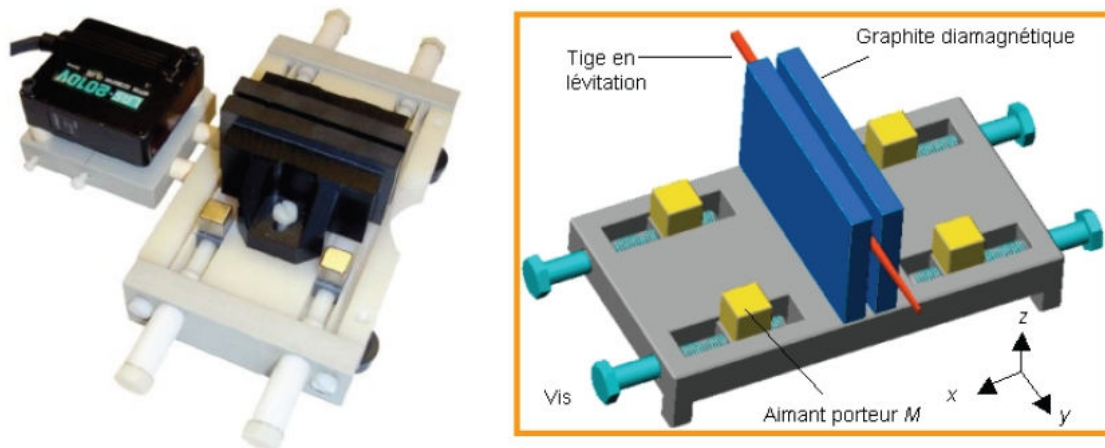


FIGURE 1.13 – Prototype du capteur de micro et nanoforces par lévitation diamagnétique.

secs resteraient importantes et les performances globales des capteurs se verraient être nettement dégradées. Une solution possible pour supprimer tout contact mécanique entre l'organe sensible et le bâti du capteur est le recours à la lévitation. En effet, la lévitation permet à l'organe sensible de subir des déplacements importants tout en gardant un niveau de sensibilité particulièrement élevé à tout effort extérieur. De ce fait, il devient alors possible de concevoir un capteur alliant bonne résolution et grande plage de mesure.

C'est en reprenant ce principe, qu'au sein du Laboratoire d'Automatique de Besançon (LAB) devenu depuis le département Automatique et Systèmes Micro-Mécatronique (AS2M) de l'institut Femto-ST, un capteur de micro et nanoforce basé sur la lévitation diamagnétique (LEV) a été développé. Ce capteur est basé sur la mise en lévitation passive de deux aimants permanents solidarisés par un micro-capillaire de verre d'une dizaine de centimètre de long. L'ensemble de la structure forme donc une masse sismique macroscopique rigide qui va léviter passivement de manière stable grâce à l'ajout de quatre plaques de graphite diamagnétique. Grâce à cette configuration, on crée des ressorts magnétiques virtuels. Ces ressorts magnétiques permettent alors de déterminer la force appliquée par l'intermédiaire de la mesure du déplacement de la masse sismique rigide en lévitation. Le dispositif est représenté sur la figure 1.13.

Ce capteur a été le point de départ de ces travaux de thèse, une analyse critique détaillée fera l'objet du prochain chapitre. Dans le tableau 1.1 figure une comparaison entre les caractéristiques du capteur de force par lévitation diamagnétique (LEV) et les autres types de capteurs présentés précédemment.

### 1.3.2/ LES CAPTEURS DE FORCE ACTIFS

L'ensemble des capteurs de force listés jusqu'ici sont des capteurs de force passifs (non-asservis) pour lesquels la mesure de force s'effectue suite au déplacement ou à la déformation de l'organe sensible du capteur (transducteur force-déplacement). Cependant, il est possible de mesurer des efforts sans déformation ou déplacement et ce grâce à un contrôle actif utilisant des forces de rappel (électromagnétiques, électrostatiques ou



	<b>Masse sismique (Macro)</b>	<b>Structure élastique (Micro)</b>
<b>Amplitude de déformation ou de déplacement</b>	Grande : 2 mm (LEV)	Faible : quelques dizaines de micromètre [55]
<b>Résolution</b>	Grande : 10 nN (LEV)	Grande : – Capteur de force capacitif : 19.9 nN [49] – Capteur de force à jauge de déformation : 2 nN [2]
<b>Raideur de la structure</b>	Faible : 0.01 N/m (LEV)	Moyenne : typiquement de 0.1 N/m à 100 N/m pour cantilevers d'AFM
<b>Bande passante</b>	Basse : 4 Hz (LEV)	Haute : <i>Femttools</i> 7.8 kHz [56]
<b>Mesure du déplacement ou de la déformation</b>	Externe par capteur optique : – Capteur laser (LEV) – Interféromètre [50]	Externe : capteur optique pour l'AFM [24] [57] Interne (micro-fabriquée) : – Jauge de contrainte [1] – Capteur de force capacitif [48] – Capteur piézo-électrique [3]
<b>Moyen de fabrication</b>	Aisé à l'aide des moyens de fabrication conventionnels (LEV)	Equipements lourds ( $\mu$ -fabrication, salle blanche) : – Cantilevers d'AFM [58] – Microstructures complexes à plusieurs DOF [3] [48] [46]
<b>Calibration</b>	Simplifiée (LEV)	Approches complexes : Calibration de cantilever d'AFM [29]

TABLE 1.1 – Comparaison entre le capteur de force à lévitation diamagnétique (LEV) et les autres types de capteur de force.

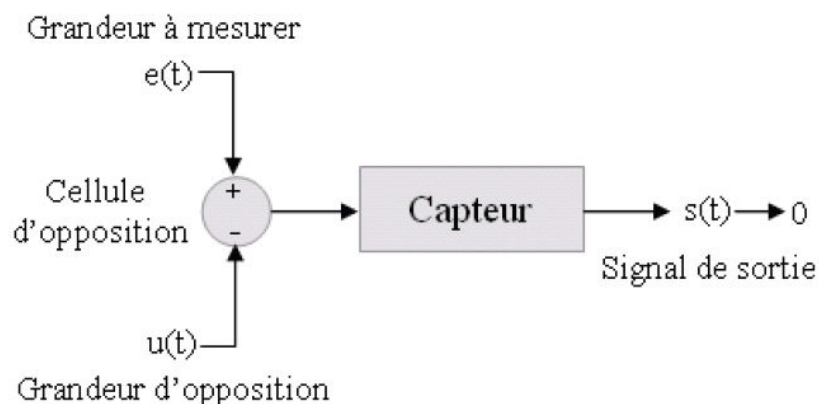


FIGURE 1.14 – Principe de mesure d'un capteur de force actif

Catégorie de capteur actif	Réalisations	Capteurs	Actionneurs
<b>SFA</b>	– Israelachvili et al. [59] – Stewart [60]	– Capacitif – Optique	– Capacitif – Piézoélectrique
<b>IFM</b>	– Joyce et al. [61] – Bonander et al. [62]	– Optique – Capacitif	– Piézoélectrique – Magnétique
<b>CCA</b>	– Sun et al. [63]	– Capacitif	– Electrostatique
<b>CFM</b>	– Cherry [53]	– Optique	– Magnétique

TABLE 1.2 – Comparatif des différents types de capteurs de force actifs.

encore mécaniques). Ces capteurs se basent sur le principe de la balance de Roberval, l'idée étant de contrôler une grandeur d'opposition  $u(t)$  de façon à l'opposer à la grandeur à mesurer  $e(t)$  pour maintenir le signal de sortie  $s(t)$  à « zéro » (voir figure 1.14). 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. Dans la littérature, on retrouve principalement quatre types de capteurs de force asservis parmi lesquels :

- le SFA (Surface Force Apparatus) [59], [60]
- l'IFM (Interfacial Force Microscope) [61], [62]
- les Capteurs Capacitifs Asservis (CCA) [63]
- le Capteur de force par Flottaison Magnétique (CFM) [53]

En terme de réalisations, ces capteurs de force actifs se différencient principalement par les capteurs et les actionneurs utilisés. Dans le tableau 1.2, plusieurs réalisations sont listés pour chaque type de capteur actif. Le capteur développé dans cette thèse étant passif, nous ne détaillerons pas davantage les capteurs actifs.

## 1.4/ LE MARCHÉ DES CAPTEURS DE MICRO ET NANOFORCE

Le marché des capteurs de force avec des gammes d'efforts inférieurs au millinewton constitue un marché émergent sur lequel de plus en plus d'acteurs industriels commencent à se positionner. On peut par exemple citer :

- **le marché des AFM** avec de nombreux fabricants parmi lesquels on retrouve notamment des sociétés comme Asylum Research (<http://www.asylumresearch.com>), NT-MDT (<http://www.ntmdt.com>), Nanonics (<http://nanonics.co.il>) ou encore Bruker (<http://www.bruker-axs.com/atomic-force-microscopy.html>), etc. Toutes ces sociétés proposent une large gamme d'AFM et d'accessoires pouvant répondre à de nombreuses applications.
- **Picotwist** qui est une entreprise positionnée sur la mesure d'efforts inférieurs au nanonewton (piconewton) [64]. Cette société a mis sur le marché un dispositif basé sur l'utilisation de pinces magnétiques (voir figure 1.15). Ce dispositif comporte un algorithme de positionnement 3D associé à un jeu d'électro-aimants permettant un déplacement 3D de la particule étudiée. Cet appareil permet de manipuler des particules micrométriques complexes telles que l'ADN à l'aide de billes magnétiques et de mesurer les forces qui leur sont appliquées. Pour cela, les billes sont placées dans un puit de potentiel de raideur  $10^{-7}$  N/m puis elles peuvent être déplacées grâce aux électro-aimants.
- **Femtotools** qui s'est spécialisée dans le développement de capteurs de micro-forces capacitifs [56] (voir figure 1.16). Ces capteurs sont proposés avec une large bande passante allant jusqu'à 8 kHz et des résolutions annoncées pouvant atteindre 5 nN.
- **le marché des nanotribomètres** qui est en pleine expansion avec l'avènement des nanomatériaux. Parmi les dispositifs commerciaux on peut citer le nanotribomètre CETR-Apex de la société CETR (Brucker) ou encore le nanotribomètre commercialisé par CSM Instrument pour lequel l'effecteur est une bille ou un pion monté sur un cantilever de raideur prédéterminée (voir figure 1.17). Ce nanotribomètre est capable d'appliquer un effort normal allant de  $50 \mu\text{N}$  à 1 N avec une résolution de  $1 \mu\text{N}$ . La plage de mesure des forces de frottement mesurable varie de  $10 \mu\text{N}$  à 1 N avec une résolution de  $1 \mu\text{N}$ .



FIGURE 1.15 – Dispositif de mesure de force commercialisé par Picotwist.



FIGURE 1.16 – Capteur de force capacitif Femtotools.

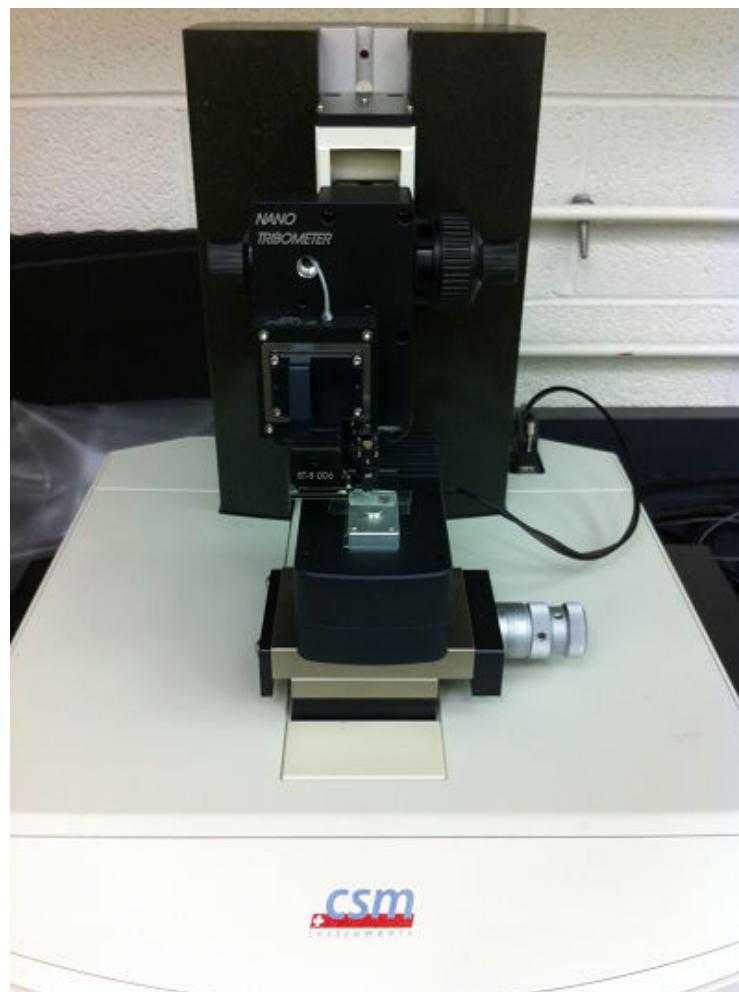


FIGURE 1.17 – Nanotribomètre commercialisé par CSM Instruments.

# ANALYSE CRITIQUE DU CAPTEUR DE MICRO ET NANOFORCE PAR LÉVITATION DIAMAGNÉTIQUE DE PREMIÈRE GÉNÉRATION

*Au cours de ce chapitre, nous allons présenter les principes de fonctionnement et la modélisation de la première version du capteur de force par lévitation diamagnétique développé au sein du département AS2M de l'institut Femto-ST de Besançon. Ce prototype a aussi permis de mettre en avant les avantages et inconvénients liés à la mise en oeuvre et l'utilisation du principe de lévitation diamagnétique pour la mesure de micro et nanoforces.*

## 2.1/ PRINCIPE DE MESURE PASSIVE DE FORCE

Comme nous l'avons vu dans le premier chapitre, tout capteur de micro et nanoforce est contraint par l'impossibilité de mesurer directement une force. Un transducteur est alors nécessaire afin d'observer les effets de cette force.

Dans ce qui suit, nous nous intéressons aux capteurs qui utilisent comme transducteur une masse sismique macroscopique supposée rigide et pour lesquels ces effets se traduisent par un déplacement de la masse sismique macroscopique. Grâce à des capteurs appropriés, le déplacement  $\vec{x}$  de cette masse sismique soumise à l'application d'une force externe  $F_{ext}^{\vec{}}$  peut être mesuré. A partir de cette mesure on peut alors déterminer en régime stationnaire la force appliquée grâce à la relation suivante :

$$F_{ext}^{\vec{}} = K.\vec{x} \quad (2.1)$$

où K est la matrice de raideur mécanique de notre dynamomètre. Notons que l'équation ( 2.1) ne prend pas en compte la dynamique transitoire de la masse sismique.

Il est nécessaire que la mesure de force se fasse sans frottements secs entre le transducteur se déplaçant et la partie fixe du capteur (bâti du capteur), sous peine d'engendrer des forces perturbatrices difficilement prédictibles et pouvant réduire les performances du capteur (phénomène de *stick-slip*). Les frottements visqueux intervenant à l'interface de l'organe sensible et du bâti pourront quant à eux être tolérés au prix d'une réduction de la bande passante du capteur. Enfin, on pourra qualifier cette mesure de force de *passive* si le transducteur du capteur bénéficie d'un équilibre stable dans l'espace sans

apport d'énergie extérieure (électrostatique, électromagnétique, etc.) et sans asservissement. Dans la partie suivante nous verrons comment la lévitation diamagnétique permet de satisfaire l'ensemble de ces conditions.

## 2.2/ LÉVITATION DIAMAGNÉTIQUE

Dans ces travaux de thèse, Chetouani H. [65] nous donne une définition possible de la lévitation : « *Tout objet, quelle que soit sa nature, lévite s'il est suspendu et maintenu en équilibre stable au mépris des lois de gravitation, sans qu'il soit en contact physique avec un objet quelconque* ». Elle peut être d'origine différente suivant les forces utilisées pour compenser la gravitation et stabiliser l'objet en lévitation. Ainsi la lévitation peut être acoustique, électrostatique, par faisceau laser, aérodynamique, magnétique, etc. De plus on peut y ajouter les termes *active* et *passive* suivant qu'elle se fait respectivement avec ou sans apport d'énergie externe.

### LÉVITATION DIAMAGNÉTIQUE PASSIVE

De part son faible coût et sa facilité de mise en oeuvre, la lévitation magnétique est un des principes de sustentation les plus répandus. Les dispositifs basés sur le principe de lévitation magnétique active nécessitent une boucle de contrôle et l'emploi de capteurs dédiés à la mesure de la position de l'objet en lévitation (en général un capteur par degré de liberté). La lévitation magnétique passive quant à elle présente l'avantage de s'affranchir de tout dispositif de contrôle facilitant ainsi son intégration pour des dispositifs de petites tailles.

L'instabilité de la lévitation passive a été démontré dans le cas d'un champ électrostatique par Earnshaw [66] puis dans les deux cas électrostatique et magnétostatique par Boerdijk [67]. Selon ces travaux, la lévitation stable d'un aimant permanent situé dans le champ magnétique d'un autre aimant est impossible. Earnshaw a prouvé qu'une configuration composée de deux corps qui s'attirent mutuellement avec une force proportionnelle à l'inverse du carré de la distance les séparant est instable. Boerdijk [67] propose une analyse plus complète des possibilités et des conditions permettant d'obtenir une lévitation stable. Il démontre que la lévitation stable est possible dans un champ magnétique uniquement en ayant recours à des matériaux avec une perméabilité relative  $\mu_r$  inférieure à 1 comme c'est le cas pour les matériaux diamagnétiques. En effet, lorsqu'on applique un champ magnétique externe à un matériau diamagnétique, celui-ci se magnétise dans la direction opposée à celle du champ magnétique appliqué produisant ainsi une force qui tend à repousser le matériau diamagnétique.

### STABILITÉ DE LA LÉVITATION DIAMAGNÉTIQUE PASSIVE

Pour obtenir la lévitation diamagnétique, la force magnétique doit compenser le poids de manière stable. Dans ses travaux de thèse, Kauffmann P. [68] présente des critères de sustentation et de stabilité dans le cas de la lévitation de particules diamagnétiques

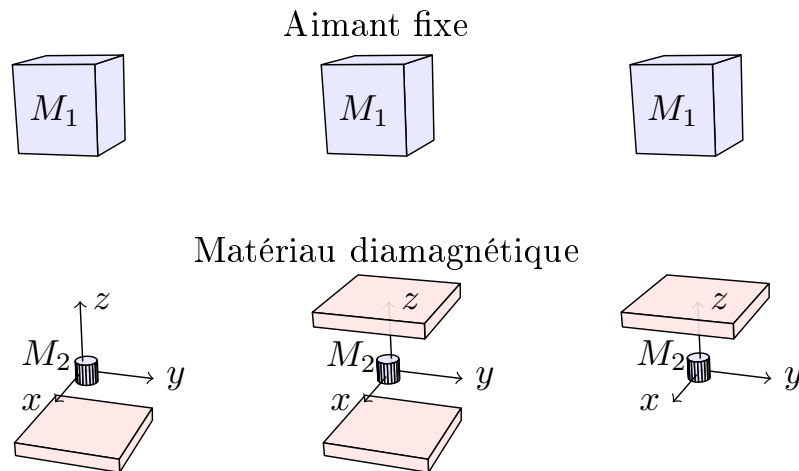


FIGURE 2.1 – Configurations de base permettant d'assurer la lévitation diamagnétique stable de l'aimant  $M_2$ .

avec des aimants permanents. En ce qui nous concerne, nous avons travaillé sur trois configurations de base permettant d'obtenir de manière stable la lévitation diamagnétique d'aimants permanents dans un champ magnétostatique [52]. Chacune d'elle est représentée sur la figure 2.1. Pour chacune de ces configurations, le matériau diamagnétique va jouer le rôle d'agent répulseur vis à vis de l'aimant  $M_2$  en lévitation. En effet, pour une distance verticale entre l'aimant  $M_1$  et un matériau diamagnétique correctement choisi (cette distance va dépendre de la masse de  $M_2$  et des paramètres magnétiques des aimants et du matériau diamagnétique), tout déplacement de l'aimant  $M_2$ , hors de sa position d'équilibre stable, va engendrer une variation de l'effet répulseur (exercé par le matériau diamagnétique) et de l'effet attractif (exercé par l'aimant  $M_1$ ) dont la combinaison va ramener l'aimant  $M_2$  à sa position d'équilibre d'origine. La lévitation diamagnétique telle qu'elle est présentée ici est donc stable, passive et non-asservie.

### MÉCANISME DE SUSPENSION DIAMAGNÉTIQUE

Le mécanisme de suspension  $L$  imaginé dans [5] et présenté dans cette partie est une variante des trois configurations présentées précédemment (voir Fig. 2.2). Deux aimants identiques (matériau, géométrie, etc.)  $M_1$  et  $M'_1$  sont placés de manière à ce que leur pôle nord et sud soient opposés l'un à l'autre suivant l'axe vertical. L'aimant en lévitation  $M_2$  est placé entre les deux aimants fixes  $M_1$  et  $M'_1$  de manière à ce que les forces magnétiques  $F_{mag}^{\vec{}}$  compensent le poids  $\vec{P}$  de  $M_2$ . L'équilibre résultant est alors stable dans le plan  $(\vec{x}, \vec{z})$  mais instable suivant la direction  $\vec{y}$ . Tout déplacement de  $M_2$  suivant  $\vec{y}$  augmenterait la composante en  $y$  des forces magnétiques  $F_{mag}^{\vec{}}$  et  $M_2$  irait se « coller » à  $M_1$  ou  $M'_1$ . Cet équilibre instable peut être stabilisé par l'ajout de deux plaques de matériau diamagnétique. On montrera dans le chapitre suivant que les composantes des efforts diamagnétiques  $F_{dia}^{\vec{}}$  suivant  $\vec{x}$  et  $\vec{z}$  sont négligeables devant celle suivant  $\vec{y}$  et qu'on peut donc considérer les forces diamagnétiques  $F_{dia}^{\vec{}}$  uniquement suivant l'axe  $\vec{y}$ . Dans ce cas  $F_{dia}^{\vec{}}$  est toujours opposée à l'attraction magnétique  $F_{mag}^{\vec{}}$  suivant  $\vec{y}$  et viendra ainsi compenser tout déplacement suivant cette direction.

La figure 2.3 illustre le principe du capteur de force par lévitation diamagnétique. Il uti-



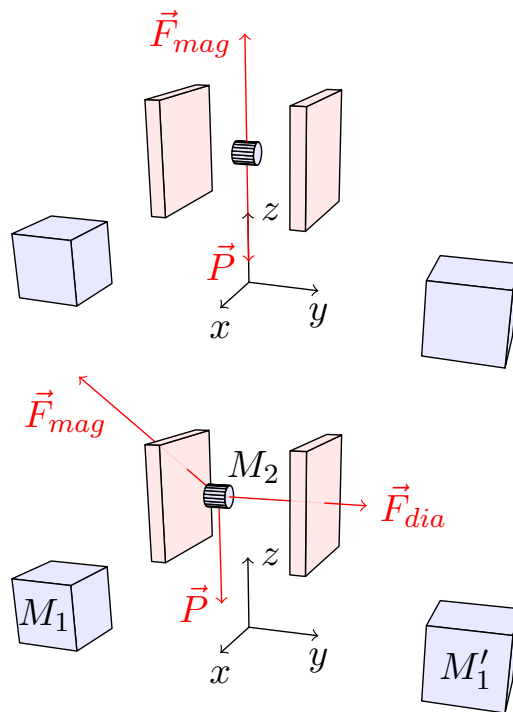


FIGURE 2.2 – Mécanisme de suspension L

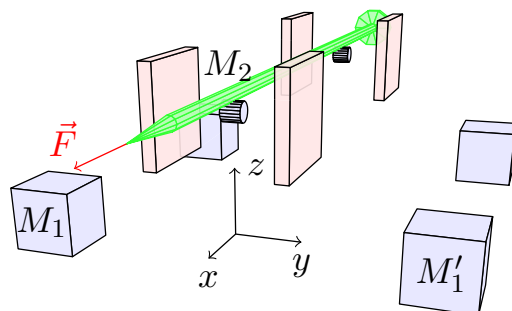


FIGURE 2.3 – Principe du capteur de force par lévitation diamagnétique

	Matériaux	Propriétés magnétiques	Dimensions
Aimant $M_1$	NdFeB	$B_r = 1.3 \text{ T}$	10 mm x 10 mm x 10 mm
Aimant $M_2$	NdFeB	$B_r = 0.95 \text{ T}$	$\phi$ 1.6 mm x 2.3 mm
Capillaire	Verre	-	$\phi$ 0.45 mm x 95 mm
Extrémité sensible	Verre	-	$\phi$ 0.02 mm x 1 mm
Matériau diamagnétique	Graphite	$\chi_m = -12 \times 10^{-5}$	37 mm x 38 mm x 10 mm

TABLE 2.1 – Composants du capteur de force par lévitation diamagnétique.

lise deux mécanismes de suspension  $L_1$  et  $L_2$  espacés de manière à réduire les effets de couplage d'un mécanisme sur l'autre. Les deux aimants en lévitation  $M_2$  sont liés par l'intermédiaire d'un capillaire de verre formant ainsi une masse sismique appelée « maglevtube ». La première extrémité en forme de pointe constitue la partie sensible du maglevtube sur laquelle s'appliquera la force extérieure  $\vec{F}$  à mesurer. L'autre extrémité se termine par un déflecteur plan facilitant la mesure du déplacement suivant  $\vec{x}$  du maglevtube. Ce dernier peut être considéré comme une masse sismique rigide connectée à un ressort magnétique virtuel et subissant les effets visqueux de l'air ambiant. Ce capteur étant instrumenté avec un unique capteur de déplacement, il n'est capable de mesurer des forces que suivant une seule direction. Dans le cas d'une utilisation idéale, la force  $\vec{F}$  qui doit être appliquée sur ce dispositif est supposée colinéaire à  $\vec{x}$ , c'est-à-dire dans le repère global donnée sur la figure 2.3 :

$$\vec{F} = \begin{bmatrix} F^x \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

avec  $F^x = \|\vec{F}\|$ .

## 2.3/ PROTOTYPE EXPÉRIMENTAL

Dans cette partie nous allons nous intéresser au prototype expérimental de première génération du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique qui a servi de point de départ à ce travail. L'analyse fine de son comportement grâce notamment à une modélisation non linéaire et l'étude détaillée de sa constitution, vont permettre de mettre en évidence ses principaux points forts, ses points faibles ainsi que les améliorations

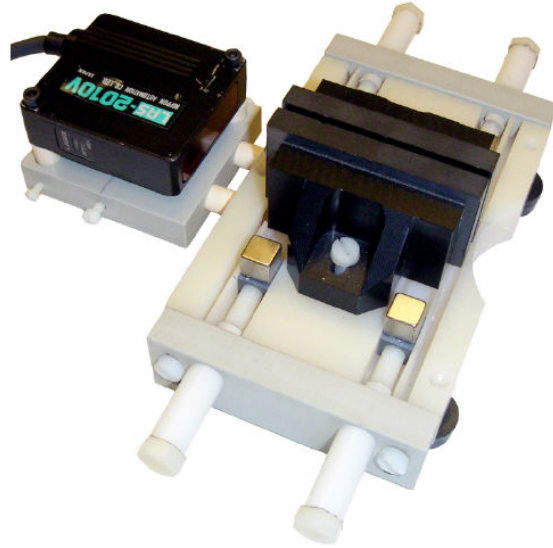


FIGURE 2.4 – Prototype expérimental du capteur de force de première génération

dont il va faire l'objet. Le tableau 2.1 présente les caractéristiques de chaque élément constituant ce prototype. La masse  $m$  du maglevtube est de 74 mg pour une longueur de 9.5 cm. Le matériau diamagnétique utilisé est du graphite pyrolitique avec une susceptibilité diamagnétique  $\chi_m$  égale à  $-12 \times 10^{-5}$ . La distance entre les deux plaques de graphite est de 2 mm. Sur la figure 2.4 on retrouve une vue du prototype expérimental de première génération. Le déplacement  $x$  du maglevtube est mesuré à l'aide d'un capteur laser LAS-2010V de la société ELITEC pointé vers le déflecteur collé à l'arrière du maglevtube. Le capteur laser ne mesure que la distance  $l$  entre le déflecteur et la tête de mesure. La mesure de  $l$  est représentative de la position  $x$  du maglevtube uniquement si le maglevtube reste orienté suivant l'axe  $\vec{x}$ .

La position des quatre aimants porteurs  $M_1$  suivant  $\vec{y}$  est ajustable de manière à faire varier la raideur des ressorts magnétiques mais aussi à permettre l'ajustement à l'horizontale du maglevtube.

## 2.4/ MODÉLISATION À TROIS DEGRÉS DE LIBERTÉ DE LA DYNAMIQUE NON LINÉAIRE DU MAGLEVTube

Bien que ce capteur n'ait été conçu que pour mesurer des forces suivant l'axe longitudinal  $\vec{x}$ , nous allons présenter ici un modèle de comportement dynamique complet du maglevtube suivant les six degrés de liberté. Ce modèle non-linéaire sera utilisé pour effectuer des simulations réalistes du comportement du maglevtube et ainsi mettre en évidence les phénomènes inattendus qui se produisent lors de l'utilisation du capteur.

### BILAN DES FORCES ET MOMENTS

Tous les six degrés de liberté du maglevtube peuvent être excités et engendrer des trajectoires particulières qu'il va falloir prévoir à l'aide du modèle de comportement dynamique du maglevtube. Le maglevtube peut être considéré comme un solide rigide de masse  $m$

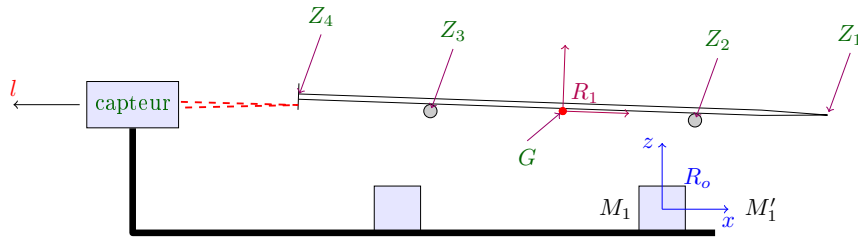


FIGURE 2.5 – Modélisation 3D du capteur

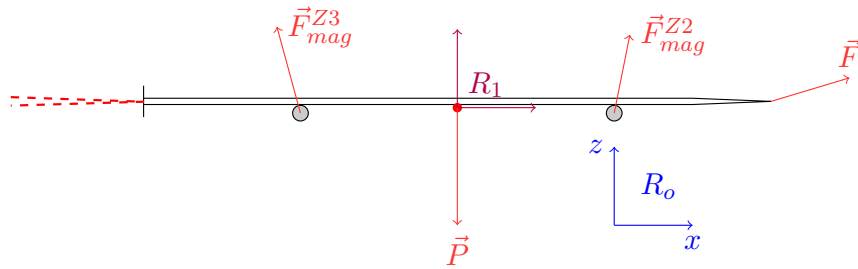


FIGURE 2.6 – Forces appliquées sur le maglevtube

avec un centre de gravité  $G$  et un tenseur d'inertie  $\bar{I}$ . Un référentiel  $R_1$ , lié au point  $G$  et défini sur la figure 2.5, est utilisé afin de repérer spatialement le maglevtube. On définit également un repère supposé Galiléen  $R_0$  dont l'origine est fixée au milieu du segment reliant les centres des aimants avants  $M_1$  et  $M'_1$  (voir Fig. 2.5). Les points correspondants à l'extrémité sensible du capteur ( $Z_1$ ), à la localisation des aimants en lévitation ( $Z_2$ ,  $Z_3$ ) et au déflecteur ( $Z_4$ ) sont exprimés dans  $R_1$  dans lequel leurs coordonnées restent constantes. Le principe fondamental de la dynamique nous permet d'évaluer la trajectoire de  $G$  :

$$\sum \vec{F}_i = m \vec{G} \quad \text{with } \vec{G} = \begin{vmatrix} \ddot{x}_G \\ \ddot{y}_G \\ \ddot{z}_G \end{vmatrix}_{R_0} \quad (2.3)$$

$\vec{F}_i$  représente les différentes forces appliquées sur le maglevtube (voir Fig. 2.6). Si on réalise un bilan des forces, on retrouve la force extérieure  $\vec{F}$  appliquée sur l'extrémité sensible de la tige, les forces magnétiques  $F_{mag}^{\vec{Z}_2}$ ,  $F_{mag}^{\vec{Z}_3}$  produites par les aimants porteurs et les forces diamagnétiques  $F_{dia}^{\vec{Z}_2}$ ,  $F_{dia}^{\vec{Z}_3}$  appliquées sur les aimants en lévitation (non visibles sur la figure 2.6 car colinéaires à  $\vec{y}$ ), la force de friction  $F_{visc}^{\vec{z}}$  due au frottement avec l'air ambiant et enfin le poids  $\vec{P}$  du maglevtube. Les expressions de  $F_{mag}^{\vec{z}}$  et  $F_{dia}^{\vec{z}}$  sont explicitées et justifiées dans le chapitre 3 et  $F_{visc}^{\vec{z}} = K_{visc} \vec{G}$  avec  $K_{visc}$  la matrice des coefficients de frottements visqueux.  $\vec{G}$  est l'accélération de la masse dans le repère Galiléen  $R_0$ . Afin de décrire complètement le comportement dynamique du maglevtube, il nous faut aussi prendre en compte sa rotation autour des axes  $\vec{x}$ ,  $\vec{y}$  et  $\vec{z}$ . Il existe différentes possibilités de modélisation pour exprimer les rotations dans l'espace [69]. Le formalisme retenu pour représenter le comportement en rotation du maglevtube est celui des quaternions [70]. La méthode utilisée est identique à celle décrite dans [53]. Le comportement dynamique

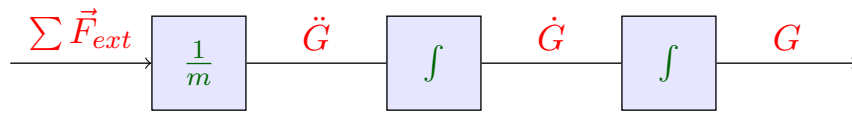


FIGURE 2.7 – Résolution numérique pour la position du maglevtube

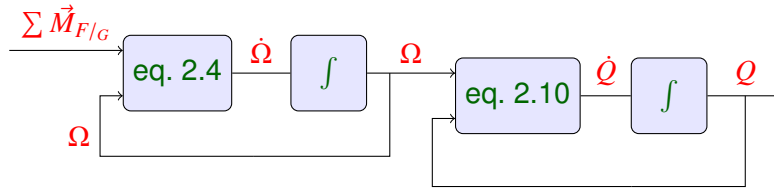


FIGURE 2.8 – Résolution numérique pour l'orientation du maglevtube

en rotation, dans le repère  $R_1$ , est donné par l'équation suivante :

$$\sum \vec{M}_{F/G} = \bar{I} \vec{\Omega} + \vec{\Omega} \wedge (\bar{I} \vec{\Omega}) \quad \text{avec} \quad \vec{\Omega} = \begin{vmatrix} \dot{p} \\ \dot{q} \\ \dot{r} \end{vmatrix}_{R_1} \quad (2.4)$$

où  $\vec{M}_{F/G}$  représente les différents moments des forces appliquées au maglevtube autour du point  $G$ . Le poids  $\vec{P}$  est la seule force qui ne génère pas de moment modifiant le comportement du maglevtube (voir Fig. 2.6).  $\vec{\Omega}$  est le vecteur de rotation angulaire du maglevtube dans le référentiel  $R_1$ . Les composantes de  $\vec{\Omega}$  sont  $p$ ,  $q$  et  $r$  dans  $R_1$ .

### RÉSOLUTION NUMÉRIQUE DES ÉQUATIONS DYNAMIQUES DU MAGLEV TUBE

Dans cette partie nous nous intéresserons à la résolution numérique des équations du mouvement du maglevtube. L'équation 2.3 peut être facilement résolue par intégrations successives, nous permettant ainsi de déterminer la trajectoire de  $G$  (voir Fig. 2.7). Concernant l'équation 2.4 qui décrit le comportement en rotation du maglevtube, le processus est plus compliqué. Cette équation est nécessaire pour déterminer le vecteur de rotation angulaire  $\vec{\Omega}$  en fonction des différents couples appliqués sur le solide. Mais pour déterminer l'orientation du maglevtube il nous faut utiliser un quaternion  $Q$ . Les quaternions sont des nombres complexes rattachés à un espace vectoriel de dimension quatre. Un bref rappel sur les quaternions est donné ci-dessous.

Soit un vecteur  $\vec{v}$  tel que  $\vec{v} = \begin{vmatrix} a \\ b \\ c \end{vmatrix} \in \mathbb{R}^3$ . Le quaternion  $q_v$  associé s'écrit :

$$q_v = 0 + a i + b j + c k \quad (2.5)$$

Un quaternion peut aussi caractériser une transformation de l'espace. Soit  $Q$  le quaternion défini par  $Q = q_0 + q_1 i + q_2 j + q_3 k$  caractérisant la rotation  $\mathcal{R}_\theta$  dans  $\mathbb{R}^3$  telle que :

$$\mathcal{R}_\theta : \vec{v} \longrightarrow \vec{v}' \quad (2.6)$$

Les quaternions  $q_v$  et  $q_{v'}$  sont associés respectivement aux vecteurs  $\vec{v}$  et  $\vec{v}'$  et on a alors :

$$q_{v'} = Q \cdot q_v \cdot \tilde{Q} \quad (2.7)$$

avec :

$$Q = q_0 + q_1 i + q_2 j + q_3 k \quad \text{et} \quad \tilde{Q} = q_0 - q_1 i - q_2 j - q_3 k \quad (2.8)$$

$q_0$  est la composante réelle et  $q_1, q_2, q_3$  sont les composantes imaginaires du quaternion  $Q$  avec  $i^2 = j^2 = k^2 = -1$ .

Le quaternion d'attitude  $Q$  décrit ici la rotation ( $\mathcal{R}_\theta$ ) du vecteur  $\vec{v}$  autour de l'axe matérialisé par le vecteur  $\vec{u}$  et d'angle  $\theta$  avec :

$$\vec{u} = \begin{pmatrix} \frac{q_1}{\sin \frac{\theta}{2}} \\ \frac{q_2}{\sin \frac{\theta}{2}} \\ \frac{q_3}{\sin \frac{\theta}{2}} \end{pmatrix} \quad \text{et} \quad \theta = 2 \arccos q_0 \quad (2.9)$$

Pour en revenir au cas du maglevtube,  $Q$  va caractériser l'orientation du référentiel  $R_1$  par rapport à  $R_0$  qui est aussi l'orientation du maglevtube dans  $R_0$ . La variation temporelle  $\dot{Q}$  du quaternion d'attitude  $Q$  du maglevtube dépend du vecteur de rotation angulaire  $\vec{\Omega}$  suivant la relation :

$$\dot{Q} = \dot{q}_0 + \dot{q}_1 i + \dot{q}_2 j + \dot{q}_3 k = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} -p q_1 - q q_2 - r q_3 + \dots \\ (p q_0 - q q_3 + r q_2) i + \dots \\ (p q_3 + q q_0 - r q_1) j + \dots \\ (-p q_2 + q q_1 + r q_0) k \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

où  $p, q$  et  $r$  sont les composantes de  $\vec{\Omega}$  calculées après intégration de l'équation 2.4 (voir Fig. 2.8). En intégrant terme à terme  $\dot{Q}$  on obtient les composantes  $q_0, q_1, q_2, q_3$  et donc l'orientation du référentiel  $R_1$  dans  $R_0$ .

L'ensemble de ce processus de résolution numérique a été implémenté dans un bloc Matlab/Simulink. A partir de ce bloc l'utilisateur final peut appliquer, en entrée, des efforts extérieurs sur les différentes zones ( $Z_1, Z_2, Z_3$  et  $Z_4$ ) du maglevtube. La sortie de ce bloc est la distance  $l$  mesurée par le capteur de déplacement.

### MODÉLISATION DE LA MESURE DES DÉPLACEMENTS DU MAGLEV TUBE À L'AIDE DU CAPTEUR LASER LAS 2010<sub>V</sub>

Le capteur laser LAS 2010<sub>V</sub> pointe vers le déflecteur dans la direction  $\vec{x}$  (voir Fig. 2.9). La distance  $l$  est donnée par :

$$l = \frac{\vec{n} \cdot P\vec{Z}_4}{\vec{n} \cdot \vec{d}} \quad \text{avec} \quad P\vec{I} = l \cdot \vec{d} \quad \text{et} \quad \|\vec{d}\| = 1 \quad (2.11)$$

où  $\vec{n}$  est le vecteur normal définissant l'orientation du déflecteur fixé au point  $Z_4$  sur le maglevtube. Quand le maglevtube est au repos dans sa position d'équilibre (sans effort extérieur), le déflecteur est sur le point  $P$  et la distance mesurée  $l$  est fixée à zéro. Pour

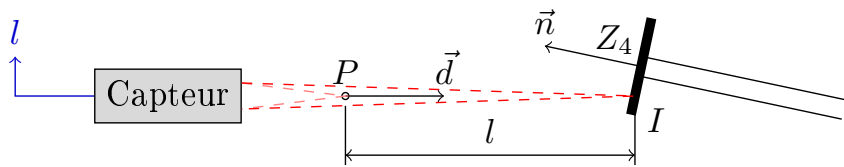


FIGURE 2.9 – Mesure de déplacement du maglevtube

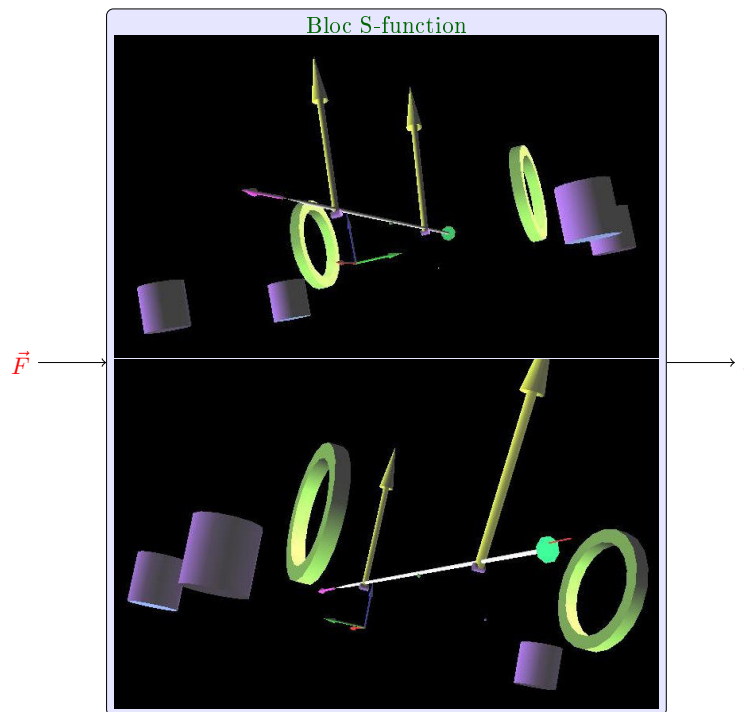
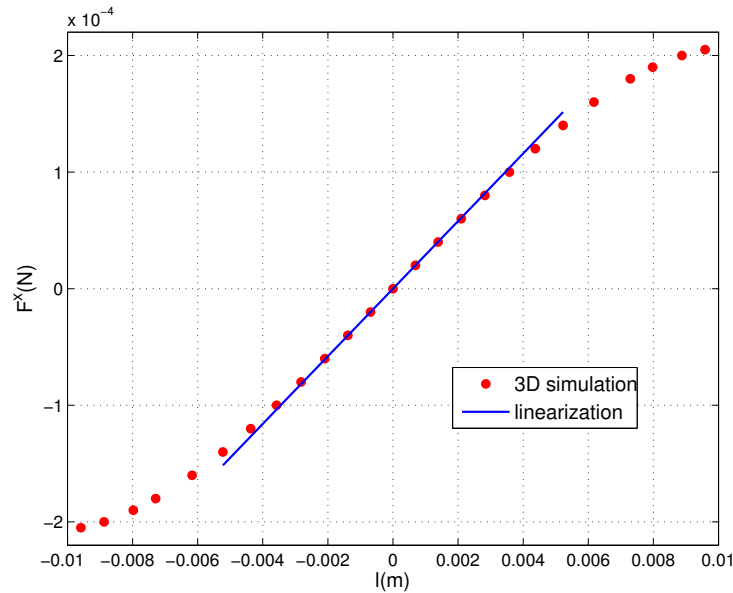


FIGURE 2.10 – Bloc Simulink de la S-function incluant le modèle 3D et le rendu OpenGL

calculer  $l$  à un instant donnée, il est nécessaire de connaître la position et l'orientation du maglevtube car les composantes de  $\vec{n}$  et de  $Z_4$  sont définies initialement dans le référentiel  $R_1$  (ce sont des points et directions fixes du maglevtube). Le changement de repère de  $R_1$  à  $R_0$  pour ces composantes est réalisé par le biais d'une matrice de changement de repère qui dépend des composantes de  $G$  et de  $Q$ .

### SIMULATEUR NUMÉRIQUE 3D

Afin de réaliser des simulations réalistes du comportement dynamique du maglevtube, le modèle numérique non-linéaire présenté précédemment a été implémenté dans un simulateur à trois dimensions en se basant sur les travaux déjà réalisés sur un autre capteur utilisant le principe de ressorts magnétiques [53]. Ce simulateur a été programmé en C++ et implémenté à l'aide de l'outil *s-function* de Matlab/Simulink. Le calcul de toutes les forces appliquées sur le maglevtube (magnétique, diamagnétique, le poids, frottement visqueux avec l'air) est réalisé par l'intermédiaire d'une s-function. Le solveur interne de Simulink permet quant à lui la discrétisation et la résolution des équations développées précédemment afin d'obtenir le comportement dynamique du maglevtube dans l'espace. Un rendu OpenGL a été intégré au simulateur (voir Fig. 2.10), il permet de visualiser les

FIGURE 2.11 – Caractéristique force/déplacement suivant l'axe  $\vec{x}$ 

déplacements du maglevtube mais aussi les efforts et les couples appliqués sur celui-ci. Une utilisation typique du simulateur consiste à appliquer une force extérieure sur la zone  $Z_1$  (on pourrait aussi appliquer une force sur  $Z_2$ ,  $Z_3$  ou  $Z_4$ ). L'environnement de travail Matlab/Simulink permet ensuite d'avoir accès aux variables de sortie comme la mesure du déplacement  $l$  mais permet aussi de suivre l'évolution de chaque variable intervenant dans la simulation comme par exemple les différentes forces ou champs magnétiques présents. Grâce à cet outil, on peut aussi transmettre des mouvements vibratoires aux aimants porteurs  $M_1$  ou encore modifier la distance entre chacun d'eux afin d'ajuster la raideur magnétique souhaitée.

Traçons maintenant, à l'aide du simulateur, la caractéristique statique du capteur. En entrée, on applique une force  $\vec{F}$  suivant l'axe horizontal  $\vec{x}$  (voir Eq. 2.2). Nous nous intéressons à la fonction de transfert entre la composante de force  $F^x$  appliquée et la distance  $l$  mesurée une fois l'état d'équilibre atteint. La caractéristique force/déplacement est donnée Fig. 2.11. La pente de cette courbe représente la raideur  $K$  du capteur. La figure 2.12 montre l'erreur relative  $\epsilon$  entre la linéarisation de la force  $F_{lin}$  et le modèle non-linéaire :

$$\epsilon = \frac{F_{lin} - F^x}{F_{lin}} \times 100 \quad (2.12)$$

Pour des déplacements  $l$  compris entre 0 et 1.5 mm, l'erreur relative maximum est de 0.63 %. Pour des déplacements plus grands le mécanisme de suspension magnétique commence à générer des perturbations accentuant les non-linéarités du système. En considérant une plage de fonctionnement de  $\pm 1.5$  mm on a donc un comportement quasi-linéaire du capteur.

Une autre application du simulateur numérique 3D consiste à appliquer sur l'extrémité du maglevtube (zone  $Z_1$ ) un effort extérieur non plus colinéaire à  $\vec{x}$  mais avec une com-



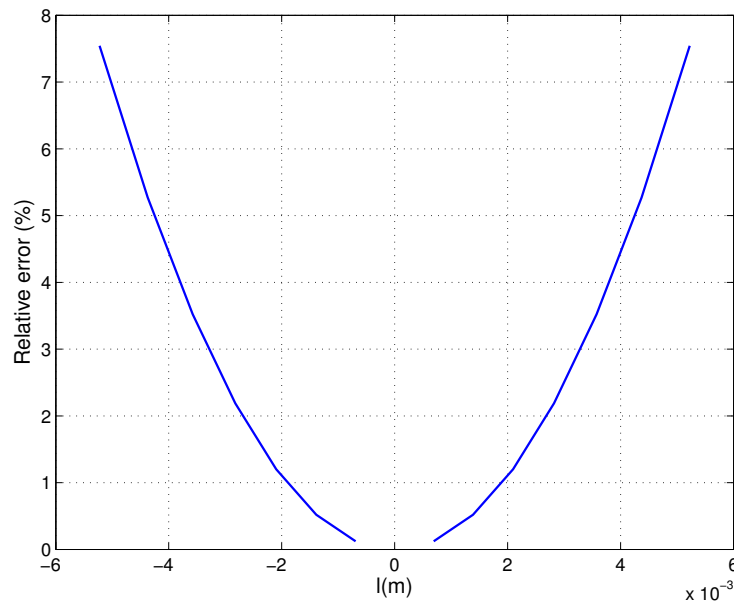


FIGURE 2.12 – Erreur relative entre le modèle 3D et la linéarisation de la caractéristique force/déplacement

$F^z$ (% $F^x$ )	relative error (%)
1 %	-0.15
2 %	-0.03
5 %	0.26
10 %	0.55

TABLE 2.2 – Influence of the applied force direction on the measured force ( $\|\vec{F}\| = 1\mu\text{N}$ ).

posante verticale  $F^z$  non nulle. Cette simulation est particulièrement intéressante car en pratique il est assez difficile d'appliquer un effort parfaitement colinéaire à l'axe du maglevtube. Le simulateur permet de mesurer l'influence de l'ajout de la composante  $F^z$  pour une force dont le module est fixé à  $1\mu\text{N}$  :

$$\vec{F} = \begin{bmatrix} F^x \\ 0 \\ F^z \end{bmatrix} \quad \|\vec{F}\| = 1\mu\text{N} \quad (2.13)$$

Le tableau 2.2 présente les erreurs relatives obtenues en faisant varier les valeurs de  $F^x$  et  $F^z$  pour une force  $\|\vec{F}\| = 1\mu\text{N}$ . Ces variations de l'erreur relative proviennent essentiellement de la combinaison des phénomènes de translation et de rotation du maglevtube qui influencent la position du point  $I$  (voir figure 2.9). De plus, on observe que l'erreur relative obtenue reste, même pour une composante  $F^z$  égale à 10% de  $F^x$ , plutôt faible. Ce résultat est plutôt positif d'un point de vue expérimental puisque même si on commet une légère erreur de colinéarité en appliquant un effort sur le maglevtube avec une composante transverse, l'impact sur la mesure de cet effort est plutôt faible. Partant de ce principe, nous allons proposer, dans la partie suivante, un modèle linéaire simplifié de la dynamique du maglevtube.

## 2.5/ MODÉLISATION LINÉAIRE SIMPLIFIÉE À UN DEGRÉ DE LIBERTÉ DE LA DYNAMIQUE DU MAGLEV TUBE

Afin de simplifier le modèle dynamique du capteur, nous allons supposer que la force extérieure est appliquée uniquement selon l'axe  $\vec{x}$  ( $\vec{F} = F^x \vec{x}$  selon l'équation (2.2)) et que le déplacement  $l$  sera toujours compris entre  $\pm 1.5$  mm. Dans ce cas, un modèle simplifié à un degré de liberté peut être établi à partir de la projection sur  $\vec{x}$  de l'équation différentielle (2.3) (pour simplifier l'écriture on a pris  $x_G = x$ ) :

$$F^x + F_{mag}^x + F_{visc}^x = m \ddot{x} \quad (2.14)$$

Soit  $S$  le point correspondant à la position de  $G$  quand le maglevtube est dans son état d'équilibre sans excitation ( $\vec{F} = 0$ ). Dans le cas de petits déplacements autour de  $S$  (inférieur à 1.5 mm), la force magnétique  $F_{mag}^x$  est supposée linéaire d'après la section 2.4 et vaut :

$$F_{mag}^x = -K_m^x x \quad (2.15)$$

où  $K_m^x$  est la raideur magnétique. Pour des petites vitesses, la force de frottement visqueux est aussi supposée linéaire :

$$F_{visc}^x = -K_{visc}^x \dot{x} \quad (2.16)$$

où  $K_{visc}^x$  est le coefficient de frottement visqueux. A partir des équations (2.15) et (2.16), l'équation (2.14) devient :

$$F^x - K_m^x x - K_{visc}^x \dot{x} = m \ddot{x} \quad (2.17)$$

Une possible représentation d'état associée à l'équation (2.17) avec  $F^x(t)$  comme entrée du système,  $x(t)$  comme sortie et  $X(t) = [x \quad \dot{x}]^T$  comme vecteur d'état peut être :

$$\dot{X}(t) = A X(t) + B F^x(t) \quad (2.18)$$

$$x(t) = C X(t) \quad (2.19)$$

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\frac{K_m^x}{m} & -\frac{K_{visc}^x}{m} \end{bmatrix} \quad B = \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{1}{m} \end{bmatrix} \quad C = [1 \quad 0] \quad (2.20)$$

### MODÈLE À UNE ENTRÉE ET UNE SORTIE

L'entrée du système, maglevtube en lévitation, est la force extérieure  $F^x$  appliquée suivant  $\vec{x}$  sur la pointe du maglevtube en  $Z_1$ . La sortie est la position  $x$  du maglevtube. Dans le domaine de Laplace on obtient alors la fonction de transfert du second ordre suivante :

$$x(s) = G(s) F^x(s) \quad (2.21)$$

$$G(s) = \frac{\frac{1}{m}}{s^2 + \frac{K_{visc}^x}{m} s + \frac{K_m^x}{m}} = \frac{k \omega_n^2}{s^2 + 2 \xi \omega_n s + \omega_n^2} \quad (2.22)$$

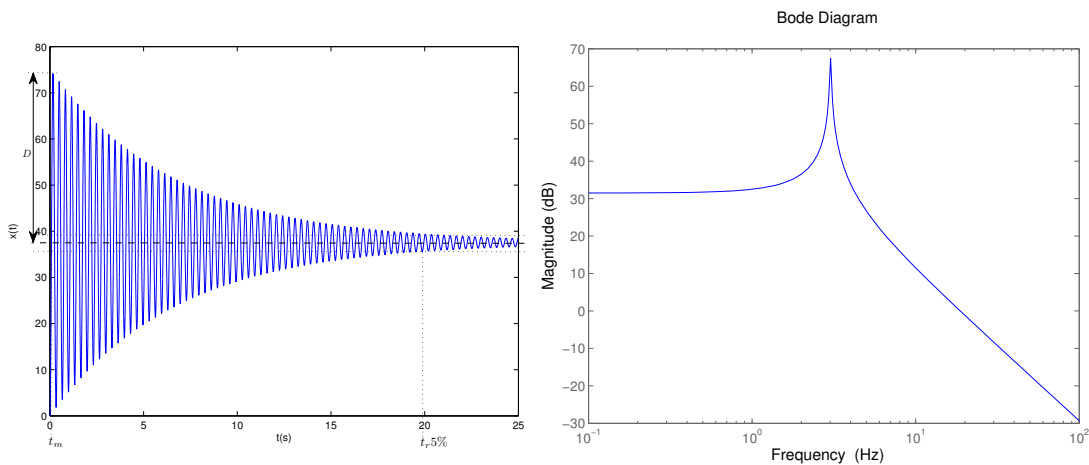


FIGURE 2.13 – Réponse temporelle à un échelon unitaire ( $F^x = 1N$ ) et réponse fréquentielle du modèle linéaire

avec  $k$  le gain statique,  $\xi$  le taux d'amortissement et  $\omega_n$  la pulsation naturelle du système :

$$k = G(0) = \frac{1}{K_m^x} \quad \omega_n = \sqrt{\frac{K_m^x}{m}} \quad \xi = \frac{K_{visc}^x}{2m\omega_n} \quad (2.23)$$

L'identification des paramètres réalisée à partir du prototype expérimental (voir section 2.6) donne  $K_m^x = 0.026$  N/m,  $K_{visc}^x = 2.2 \times 10^{-5}$  N.s/m,  $m = 7.4 \times 10^{-5}$  kg. D'où :

$$G(s) = \frac{13513}{s^2 + 0.3s + 360} \quad (2.24)$$

avec  $k = 37.52$  m/N,  $\xi = 7.9 \times 10^{-3}$  et  $\omega_n = 18.98$  rad/s. Le système a deux pôles complexes conjugués  $p_1$  et  $p_2$  dont les valeurs sont caractéristiques d'un comportement très oscillant et d'un temps de réponse long :

$$p_{1,2} = -\xi \omega_n \pm j \omega_n \sqrt{1 - \xi^2} = -0.15 \pm 18.97 j \quad (2.25)$$

La figure 2.13 nous montre la réponse temporelle et fréquentielle du système à un échelon unitaire théorique  $F^x = 1N$ . La fréquence de coupure à 3dB est  $f_c = 4.7$  Hz. La réponse temporelle est caractérisée par les paramètres suivant :

$$\text{Dépassement} : D\% = 100 e^{-\frac{\pi\xi}{\sqrt{1-\xi^2}}} = 97.5\%$$

$$\text{Temps de montée} : t_m = \frac{1}{\omega_n \sqrt{1-\xi^2}(\pi - \cos^{-1}\xi)} = 0.02s$$

$$\text{Temps d'établissement à 5\%} : t_r = \frac{1}{\omega_n \xi} \ln\left(\frac{100}{5\sqrt{1-\xi^2}}\right) = 19.9s$$

## 2.6/ CALIBRATION DU CAPTEUR

La calibration d'un capteur de micro et nano force est un problème complexe du fait du manque d'étalon de force à ces échelles [50] : aucun institut de métrologie international

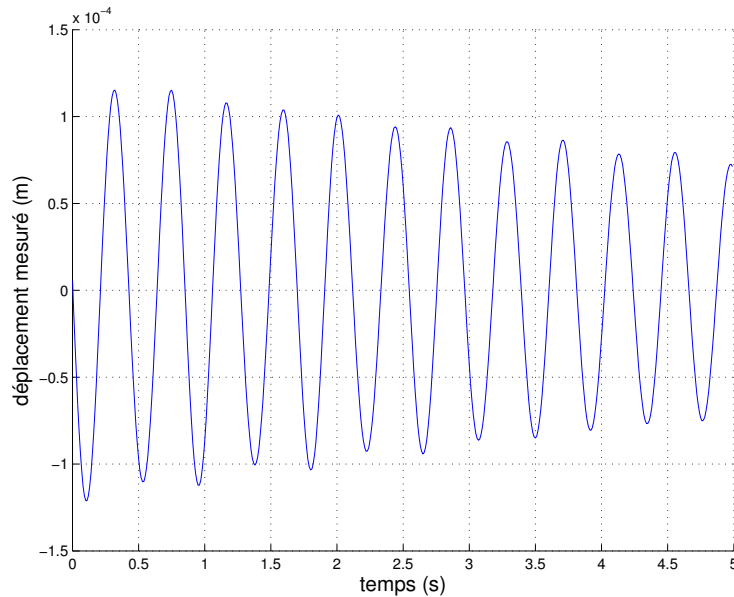


FIGURE 2.14 – Réponse libre du système

n'a validé une mesure directe de force liée au Système International d'Unités (SI) pour des valeurs inférieures à 1mN. La calibration doit donc s'effectuer de manière indirecte (mesure de la raideur du capteur par exemple) en utilisant une approche statique ou dynamique. La caractérisation des incertitudes de mesure liées aux capteurs de micro et nanoforce reste un problème ouvert sur lequel les laboratoires de métrologies internationaux continuent de travailler [71]. A l'heure actuelle, sans étalon de micro et nanoforce disponible, il est difficile de valider un processus de calibration pour un capteur de force donné. Souvent les données d'incertitudes liées à la calibration de dispositifs ne sont pas fournies avec le capteur car il n'y a aucun moyen de les valider.

Plusieurs méthodes de calibration ont tout de même été développées. Beaucoup de méthodes de calibration de levier de microscope à force atomique (AFM) ont été proposées [72, 28, 27, 73] sans pour autant pouvoir les évaluer les unes par rapport aux autres. D'autres travaux concernant des méthodes de calibration dynamiques et plus spécialement pour les capteurs utilisant des masses sismiques rigides comme organe sensible ont été publiés. Ces méthodes sont basées sur la génération d'un effort externe particulier comme une impulsion de force [74, 75], un échelon de force [76] ou encore une force oscillante [77, 78, 79, 80]. La méthode qui a été retenue ici est différente puisqu'elle requiert seulement une excitation transitoire via une force quelconque de composante  $F^x$  avec la dynamique suivante :

$$\begin{cases} F^x(t) \neq 0 & t_0 \leq t < t_1 \quad \forall F^x \text{ (force quelconque),} \\ F^x(t) = 0 & t \geq t_1. \end{cases} \quad (2.26)$$

La figure 2.14 représente la réponse libre en déplacement du système. Comme cette réponse est similaire à celle d'une fonction de transfert du second ordre, on peut en déduire une approximation de la raideur  $K_m^x$  en fonction de la masse  $m$  du maglevtube et la fréquence  $f$  des pulsations du signal. La calibration de ce capteur de première génération était effectuée en utilisant l'équation :

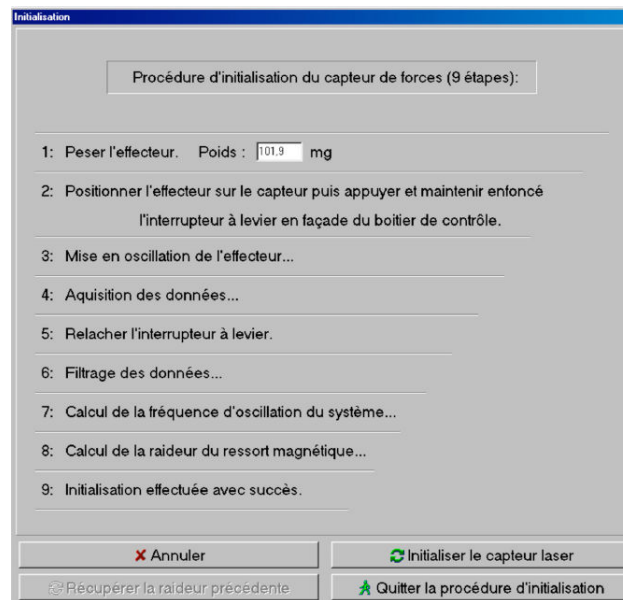


FIGURE 2.15 – Interface d'initialisation du capteur de micro et nano force de première génération

$$K_m^x \cong 4\pi^2 f^2 m \quad (2.27)$$

La raideur  $K_m^x$  du capteur était donc déterminée après avoir mesuré la fréquence  $f$  des pulsations du système et la masse  $m$  du maglevtube à l'aide d'une balance de précision. L'effet de l'amortissement même s'il est faible était négligé.

### MISE EN OSCILLATION DE LA TIGE

La difficulté est d'appliquer un effort  $\vec{F} \begin{bmatrix} F^x & 0 & 0 \end{bmatrix}$  sur le maglevtube pour éviter les mouvements parasites de translation et de rotation qui dégradent la mesure effectuée par le laser. On a  $l = x$  si le maglevtube reste parfaitement horizontal à hauteur constante et que le déflecteur est parfaitement perpendiculaire à  $\vec{x}$ . Pour exciter le maglevtube, la procédure consistait à utiliser la rupture de l'adhésion de l'extrémité du maglevtube contre un plan dont la position était contrôlée. Cela consistait à avancer la table de micropositionnement sur laquelle était fixée une lamelle de verre afin de venir en contact avec le maglevtube de manière à l'écartier de sa position d'origine. La lamelle de verre était ensuite retirée jusqu'à rompre les efforts d'adhésion entre le maglevtube et la lamelle permettant ainsi d'observer les oscillations libres du maglevtube. L'acquisition des données était effectuée par l'intermédiaire du capteur laser qui mesurait les oscillations du maglevtube et d'une carte d'acquisition DAS-1802AO de KEITHLEY METRABYTE. Les données étaient ensuite visualisées et traitées grâce à une interface développée en interne au laboratoire (voir Fig. 2.15). Après mesure de la fréquence  $f$  à partir du comptage du nombre d'oscillations et de la masse  $m$  du maglevtube mesurée à l'aide d'une balance de précision, la raideur  $K_m^x$  du capteur était déduite.

## 2.7/ ANALYSE CRITIQUE DU CAPTEUR DE PREMIÈRE GÉNÉRATION

Bien qu'il permettait déjà, dans sa première version, de réaliser des mesures de force statique à des échelles inférieures au micronewton, le capteur de force tel qu'il a été présenté dans cette partie présente tout de même des aspects qu'il convient d'optimiser afin de le rendre plus fiable et plus performant. Dans cette dernière section, nous réaliserons une analyse critique du capteur qui nous permettra de mettre en avant les différents aspects à améliorer.

### MODÉLISATION DES EFFORTS DIAMAGNÉTIQUES

Dans la section 2.4 destinée à modéliser la dynamique non linéaire du maglevtube, un bilan des forces est réalisé dans lequel les efforts diamagnétiques générés par les plaques de graphite sont simplement représentés par une force de rappel non linéaire permettant d'obtenir un équilibre stable du maglevtube. L'intérêt d'une modélisation plus précise de ces efforts diamagnétiques est évident puisqu'elle permettrait de mieux appréhender l'impact des efforts diamagnétiques sur le comportement des aimants  $M_2$  en lévitation et donc du maglevtube. Une fois ces efforts modélisés, ils peuvent aussi être intégrés au simulateur numérique afin de le rendre plus performant et surtout plus réaliste. La modélisation des efforts diamagnétiques ainsi qu'une étude visant à comprendre l'influence de ces derniers sur le comportement du maglevtube feront l'objet du chapitre 3.

### CAPTEUR DE DÉPLACEMENT

Le capteur laser LAS-2010V ELITEC utilisé pour mesurer le déplacement du maglevtube dans cette première version de capteur de micro et nanoforce possède une résolution de l'ordre du micromètre et une plage de mesure d'environ 4 mm. Avec de telles caractéristiques, les limites en terme de mesure de force ne nous permettent pas de viser des résolutions en force inférieures à la dizaine de nanonewton et des plages de mesure de  $\pm 40 \mu N$ . Au moment où ce travail de thèse a démarré, il existait déjà des capteurs optiques de déplacement (basés sur des technologies telles que l'imagerie confocale chromatique) bien plus performants avec, pour des plages de mesure équivalentes, des résolutions inférieures au micromètre.

### RECONCEPTION DU DISPOSITIF DE MESURE DE FORCE

Dans sa première version, le prototype expérimental de mesure de force présenté dans la section 2.3, permettait de régler la position de tous les éléments les uns par rapports aux autres. Ainsi pour un maglevtube donné, en fonction de sa masse, du capillaire et des aimants utilisés il est nécessaire de régler correctement la position des plaques de graphite et des aimants porteurs afin d'obtenir la meilleure horizontalité possible pour le maglevtube mais aussi un alignement correct avec l'axe de mesure du capteur laser. A chaque changement de maglevtube il est nécessaire de refaire ces réglages car les maglevtubes n'ont jamais strictement la même répartition de masse, ce qui modifie leur état d'équilibre et notamment leur horizontalité au repos. A l'utilisation, il s'avère que ces réglages peuvent se montrer fastidieux et difficiles à faire sans moyen de contrôle fiable.

Enfin ce genre de réglages n'est tout simplement pas compatible avec une éventuelle utilisation industrielle du capteur dans laquelle il est préférable de présenter à l'utilisateur final une solution simple avec un minimum d'opérations de réglage et d'initialisation du capteur.

## CALIBRATION DU CAPTEUR

Nous avons vu dans la section 2.6 qu'en l'absence d'étalon de force aux échelles micro-métriques, la calibration des capteur de micro et nanoforce est une problématique majeure pour de tels dispositifs. La calibration utilisée pour cette version du capteur consiste à déterminer uniquement la raideur  $K_m^x$  et à en déduire par la suite une valeur de force qui n'est en fait valable qu'en régime statique. Or nous avons vu dans le chapitre 1 que lorsque la dynamique du transducteur n'est pas négligeable, ce qui est le cas pour le maglevtube, il convient alors de recourir à un processus de déconvolution plus performant que nous détaillerons dans le chapitre 5. Ce type d'approche nécessite alors une connaissance plus précise du modèle de comportement du maglevtube et donc un processus d'identification plus précis de celui-ci.

L'ensemble des améliorations concernant le capteur de déplacement, la reconception du dispositif de mesure de force, la calibration, qui vont permettre d'obtenir une version pré-industrielle plus performante et fiable du capteur, seront traitées dans le chapitre 4.

## ETUDE ET MODÉLISATION DES EFFORTS DIAMAGNÉTIQUES

*Ce chapitre est consacré à la modélisation et à l'étude des efforts diamagnétiques générés par les plaques de graphite diamagnétique afin de déterminer leur impact sur la dynamique de la masse sismique du capteur par lévitation diamagnétique. La modélisation de ces efforts diamagnétiques va permettre de mieux appréhender leur influence sur le comportement du maglevtube en lévitation pour différents types de configuration. Nous nous appuyerons sur cette étude pour l'élaboration du nouveau design du capteur dans le prochain chapitre.*

### 3.1/ RAPPELS DE MAGNÉTISME

Nous débutons le premier volet de ce chapitre en introduisant les lois fondamentales qui régissent le magnétisme puis plus spécifiquement la magnétostatique. Nous nous intéresserons ensuite aux différents matériaux magnétiques et à leurs spécificités. Une modélisation des efforts diamagnétiques sera proposée et nous la compléterons en étudiant l'impact des efforts diamagnétiques longitudinaux et transversaux intervenant au sein du capteur de force par lévitation diamagnétique.

#### 3.1.1/ EQUATIONS DE MAXWELL

Les équations de Maxwell sont les lois fondamentales de la physique qui régissent l'électromagnétisme. Elles donnent un cadre mathématique précis à l'expression du champ électromagnétique en fonction du temps et de l'espace et sont décrites par :

$$\operatorname{div}\vec{E} = \frac{\rho}{\epsilon_0} \quad (3.1)$$

$$\operatorname{div}\vec{B} = 0 \quad (3.2)$$

$$r\vec{\partial}_t\vec{E} = -\frac{\partial\vec{B}}{\partial t} \quad (3.3)$$



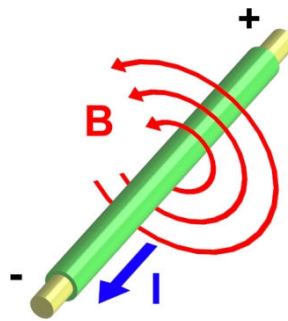


FIGURE 3.1 – Champ magnétique créé par un courant électrique constant

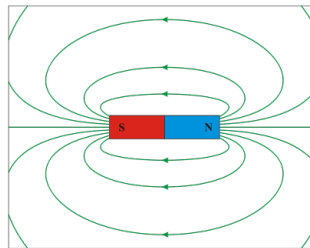


FIGURE 3.2 – Champ magnétique créé par un aimant permanent

$$\text{rot} \vec{B} = \mu_0 \vec{J} + \mu_0 \epsilon_0 \frac{\partial \vec{E}}{\partial t} \quad (3.4)$$

$\vec{E}$  et  $\vec{B}$  sont respectivement les vecteurs du champ électrique et de l'induction magnétique. Le scalaire  $\rho$  ( $C.m^{-3}$ ) et le vecteur  $\vec{J}$  ( $A.m^{-2}$ ) représentent respectivement la densité volumique de charge et le vecteur de la densité de courant.  $\epsilon_0$  ( $kg^{-1}.m^{-3}.A^2.s^4$ ) et  $\mu_0$  ( $kg.m.A^{-2}.s^{-2}$ ) sont respectivement la permittivité diélectrique et la perméabilité magnétique du vide.

### MAGNÉTOSTATIQUE

La magnétostatique est l'étude des phénomènes magnétiques dans lesquels le champ magnétique est invariant dans le temps. Elle vise à déterminer les champs magnétiques dont les sources sont connues. Il existe deux sources de champs magnétiques (voir Figures 3.1 et 3.2) :

- les courants électriques,
- la matière aimantée.

En magnétostatique, les variations des champs  $\vec{E}$  et  $\vec{B}$  par rapport au temps sont nulles :

$$\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} = 0 \quad (3.5)$$

$$\frac{\partial \vec{E}}{\partial t} = 0 \quad (3.6)$$

En supprimant ces variations temporelles, les équations du magnétisme et de l'électricité sont découplées et on peut ainsi étudier séparément la magnétostatique de l'électrostatique. Dans ce cas, les équations de Maxwell pour la magnétostatique se réécrivent :

$$\operatorname{div} \vec{B} = 0 \quad (3.7)$$

$$\operatorname{rot} \vec{B} = \mu_0 \vec{J} \quad (3.8)$$

### THÉORÈME DE SUPERPOSITION

Les opérateurs divergence et rotationnel étant des opérateurs différentiels linéaires, les équations de la magnétostatique (3.7) et (3.8) sont linéaires en  $\vec{B}$  et en  $\vec{J}$ . En magnétostatique, le théorème de superposition permet de déterminer le champ d'induction magnétique en un point de l'espace produit par plusieurs sources de champ magnétique. Le champ résultant est alors la somme des contributions de chaque source magnétostatique. Considérons par exemple deux sources magnétostatique engendrant deux champs magnétiques  $\vec{B}_1$  et  $\vec{B}_2$ . D'après le théorème de superposition, le champ d'induction magnétique total  $\vec{B}_{tot}$  engendré en tout point de l'espace par ces deux sources est tel que :

$$\vec{B}_{tot} = \vec{B}_1 + \vec{B}_2 \quad (3.9)$$

Ainsi comme nous le verrons par la suite, les sources d'induction magnétique (aimants permanents) et les matériaux magnétiques utilisés lors de nos travaux (matériaux diamagnétiques) sont parfaitement modélisables en suivant cette hypothèse de linéarité (en l'absence d'effets supplémentaires non-linéaires).

### RELATION ENTRE CHAMP D'EXCITATION ET INDUCTION MAGNÉTIQUE

Comme nous l'avons vu précédemment, il y a deux sources possibles pour un champ magnétique, d'une part les courants électriques et d'autre part la matière aimantée. On retrouve ces deux sources dans les équations de la magnétostatique :

$$\operatorname{div} \vec{B} = 0 \quad (3.10)$$

$$\operatorname{rot} \vec{B} = \mu_0 \vec{J} = \mu_0 \cdot (\vec{j} + \operatorname{rot} \vec{M}) \quad (3.11)$$

avec  $\vec{j} (A.m^{-2})$  le vecteur densité de courant électrique et  $\vec{M} (A.m^{-1})$  le vecteur magnétisation du matériau. On peut remarquer que le terme  $\operatorname{rot} \vec{M}$  agit comme un courant supplémentaire et qu'il peut être interprété comme une densité de courant microscopique (courant lié) découlant du mouvement des électrons dans leurs orbites atomiques. Afin de résoudre les équations ci-dessus, un champ auxiliaire  $\vec{H} (A.m^{-1})$  créé par  $\vec{j}$  est défini :

$$\vec{j} = \operatorname{rot} \vec{H} \quad (3.12)$$

$\vec{H}$  représente l'excitation magnétique et dépend de la densité de courant  $\vec{j}$ .

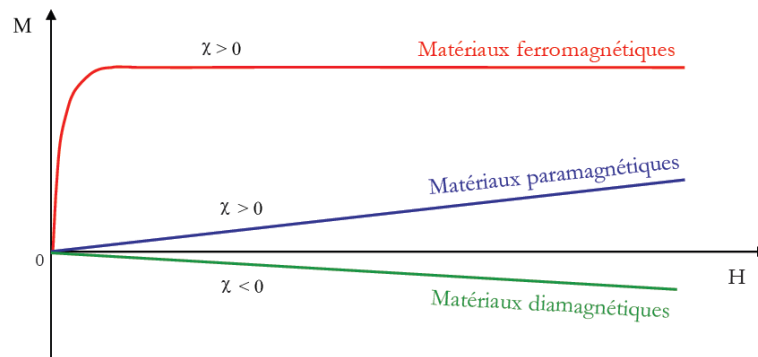


FIGURE 3.3 – Classification des matériaux magnétiques suivant leur susceptibilité magnétique

Grâce aux propriétés linéaires de l'opérateur rotationnel l'équation (3.11) s'écrit :

$$\vec{B} = \mu_0 \cdot (\vec{H} + \vec{M}) \quad (3.13)$$

### 3.1.2/ MATÉRIAUX MAGNÉTIQUES

Il existe dans la nature des matériaux avec différentes propriétés magnétiques. En présence d'un champ magnétique extérieur, ces corps présentent la particularité de devenir de possibles sources de champ magnétique. Ainsi lorsqu'on soumet un matériau magnétique à un champ magnétique exciteur  $\vec{H}$ , un champ magnétique induit est engendré par le matériau magnétique lui-même (3.13). L'aimantation moyenne  $\vec{M}$  obtenue suite à l'application du champ extérieur  $\vec{H}$  dépend de la nature magnétique du matériau. Elle peut être caractérisée par la susceptibilité magnétique  $\chi$  du matériau magnétique qui lie de manière différente les grandeurs  $\vec{M}$  et  $\vec{H}$  en fonction des matériaux magnétiques (voir Fig. 3.3). La susceptibilité magnétique peut prendre des valeurs positives ou négatives, elle peut être constante ou varier en fonction du champ magnétique d'excitation  $\vec{H}$  suivant les matériaux magnétiques considérés. En fonction de leur susceptibilité magnétique, ces matériaux sont ainsi classés en trois grandes familles : ferromagnétique, paramagnétique et diamagnétique.

#### MATÉRIAUX PARAMAGNÉTIQUES ET DIAMAGNÉTIQUES

En ce qui concerne les matériaux paramagnétiques et diamagnétiques, la relation qui lie l'aimantation  $\vec{M}$  à l'excitation magnétique  $\vec{H}$  est linéaire et la susceptibilité magnétique  $\chi$  de ce type de matériaux est une constante :

$$\vec{M} = \chi \cdot \vec{H} \quad (3.14)$$

L'équation (3.13) devient alors :

$$\vec{B} = \mu_0 \cdot (\vec{H} + \chi\vec{H}) = \mu_0\vec{H}(1 + \chi) \quad (3.15)$$

Matériaux paramagnétiques	Susceptibilité magnétique $\chi$
Tungstène	$3.5 \times 10^{-6}$
Aluminium	$7.7 \times 10^{-6}$
Sodium	$8.6 \times 10^{-6}$
Manganèse	$1.2 \times 10^{-4}$

TABLE 3.1 – Susceptibilité magnétique de quelques matériaux paramagnétiques

Matériaux diamagnétiques	Susceptibilité magnétique $\chi$
Alcool	$-7 \times 10^{-6}$
Eau	$-9 \times 10^{-6}$
Cuivre	$-9.4 \times 10^{-6}$
Bismuth	$-1.75 \times 10^{-5}$
Graphite	$-12 \times 10^{-5}$

TABLE 3.2 – Susceptibilité magnétique de quelques matériaux diamagnétiques

On peut alors définir la perméabilité relative du matériau  $\mu_r$  (sans dimension) :

$$\mu_r = 1 + \chi = \frac{\mu}{\mu_0} \quad (3.16)$$

Avec  $\mu(H.m^{-1})$  la perméabilité du matériau et  $\mu_0$  la perméabilité du vide. On obtient ainsi :

$$\vec{B} = \mu_0 \mu_r \vec{H} = \mu \vec{H} \quad (3.17)$$

### MATÉRIAUX PARAMAGNÉTIQUES

Sous l'effet d'une excitation magnétique extérieure, les matériaux paramagnétiques acquièrent une aimantation dirigée dans le même sens que le champ d'excitation. Leur aimantation cesse dès que l'excitation magnétique est annulée. Ce type de matériau possède une susceptibilité magnétique  $\chi$  positive mais celle-ci sera en général assez faible avec des valeurs typiques comprises entre  $10^{-6}$  et  $10^{-4}$  (voir Tableau. 3.1).

### MATÉRIAUX DIAMAGNÉTIQUES

La plupart des corps présents dans la nature présentent des propriétés diamagnétiques en particulier la quasi-totalité de la matière biologique et organique, l'eau, certains minéraux ou encore des plastiques. Le diamagnétisme est un phénomène qui est présent dans tous les matériaux mais qui est masqué par les effets du paramagnétisme ou du ferromagnétisme lorsque ceux-ci coexistent au sein du matériau. Contrairement aux deux autres catégories de matériaux magnétiques, les corps diamagnétiques s'aimantent faiblement dans le sens opposé à l'excitation magnétique. Les valeurs de susceptibilité magnétique  $\chi$  pour ce type de matériaux sont donc négatives et en général assez faibles et inférieures à  $10^{-3}$  (voir Tableau. 3.2).

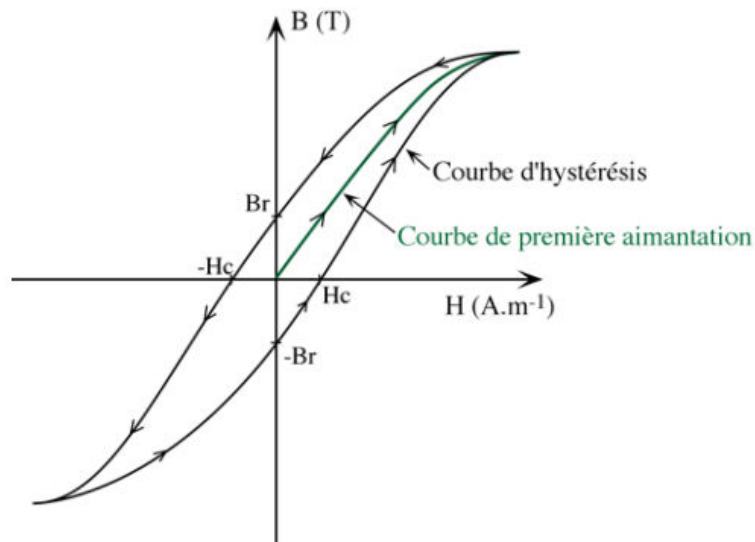


FIGURE 3.4 – Courbe de première aimantation et cycle d'hystérésis pour un matériau ferromagnétique

### MATÉRIAUX FERROMAGNÉTIQUES

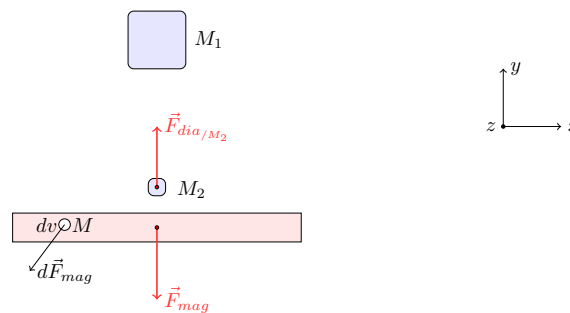
Nous avons vu précédemment que lorsqu'un matériau magnétique est plongé dans un champ magnétique, il génère un nouveau champ magnétique induit. C'est le phénomène d'aimantation du matériau. Ainsi le champ généré par l'aimantation s'ajoute au champ initial et c'est la somme de ces deux champs qui est observée à l'extérieur du matériau. Le champ total est appelé champ magnétique  $\vec{B}$  et le champ initial appliqué au matériau correspond à l'excitation magnétique  $\vec{H}$  (cf. (3.15)). Lorsqu'un corps est aimanté pour la première fois, son aimantation croît selon une courbe dite de première saturation ou de première aimantation jusqu'à atteindre une valeur maximale de saturation (voir Fig. 3.4).

Dans le cas des matériaux dits *ferromagnétiques*, lorsqu'on a magnétisé un matériau jusqu'à saturation et que l'on fait décroître l'excitation magnétique  $\vec{H}$ , on observe que le champ magnétique total  $\vec{B}$  décroît également mais suivant une courbe différente de la courbe de la première aimantation. On note pour ce type de matériau un retard à la désaimantation et on parle de cycle d'hystérésis (voir Fig. 3.4). Lorsque le champ exciteur est retiré, ces matériaux créent leur propre champ magnétique, dit permanent. Leur aimantation peut être considéré comme rémanente. Pour annuler ce champ, il faut alors imposer une excitation magnétique négative qu'on appelle excitation coercitive notée  $\vec{H}_c$ .

Certains matériaux dits *matériaux durs* à base de terres rares (comme par exemple les alliages néodyme-fer-bore  $Nd_2Fe_{14}B$ ) présentent une aimantation rémanente si forte qu'elle devient difficile à annuler. Les cycles d'hystérésis pour ces matériaux sont très larges. On parle généralement d'aimants permanents et  $H_c$  devient alors le champ démagnétisant à ne pas dépasser si l'on souhaite garantir le caractère permanent de cette source magnétique. Il est possible de réaliser l'aimantation de matériaux ferromagnétiques jusqu'à saturation avec une excitation magnétique relativement faible. La susceptibilité magnétique pour la courbe de première aimantation de ce type de matériaux est donc naturellement importante, de l'ordre de  $10^2$  à  $10^5$  suivant les matériaux (voir Tableau. 3.3).

Matériaux ferromagnétiques	Susceptibilité magnétique $\chi$
Cobalt	250
Nickel	600
Fer	10000

TABLE 3.3 – Susceptibilité magnétique de quelques matériaux ferromagnétiques

FIGURE 3.5 – Configuration simplifiée comprenant les aimants  $M_1$ ,  $M_2$  et la plaque de graphite pour la modélisation des efforts magnétiques et diamagnétiques (les autres forces ne sont pas représentées)

## 3.2/ MODÉLISATION DES EFFORTS DIAMAGNÉTIQUES

Dans cette partie nous allons nous attacher à modéliser les efforts diamagnétiques engendrés par les plaques de graphite diamagnétique lorsqu'un aimant est placé à proximité (voir Fig. 3.5). Ces plaques de graphite vont en quelque sorte jouer le rôle de guide pour les aimants en lévitation afin de garantir un équilibre stable suivant la direction transverse  $\vec{y}$  et favoriser un déplacement de ceux-ci dans le plan  $(\vec{x}, \vec{z})$  (voir Fig. 2.3). Afin de simplifier la modélisation nous allons nous placer dans un premier temps dans une des configurations de base permettant d'assurer la lévitation diamagnétique avec uniquement un aimant porteur  $M_1$ , un aimant en lévitation  $M_2$  et une plaque de graphite (voir Fig. 3.5). Dans un premier temps nous rappellerons comment ont été modélisés les aimants permanents ainsi que l'expression analytique de la force magnétique engendrée par ces derniers. Nous proposerons ensuite une modélisation des efforts diamagnétiques pour conclure avec une étude sur le comportement longitudinal et transversal de l'aimant en lévitation au regard de ces efforts magnétiques et diamagnétiques en invoquant le principe de superposition.

### 3.2.1/ CHOIX ET DIMENSIONS DES MATÉRIAUX MAGNÉTIQUES

Avant de démarrer la modélisation des différentes grandeurs magnétiques intervenant au sein du capteur, nous allons présenter les matériaux magnétiques utilisés afin de valider expérimentalement les différents modèles proposés. La configuration représentée sur la figure 3.5 fait intervenir en plus de la plaque de graphite, deux types d'aimants permanents  $M_1$  et  $M_2$  correspondant respectivement aux aimants porteurs et aux aimants en lévitation du capteur de force par lévitation.

## AIMANTS PERMANENTS

Parmi les aimants permanents, on distingue principalement quatre types de matériaux ferromagnétiques et leurs alliages à savoir : les alnicos, les ferrites, les samarium-cobalt (*SmCo*) et les néodyme-fer-bore (*NdFeB*). Bien que présentant un champ magnétique rémanent intéressant ( $B_r = 1.2$  T), les alnicos peuvent se démagnétiser plus facilement que les autres matériaux. Les ferrites quand à elles présentent une induction rémanente plutôt faible ( $B_r$  0.4 T). Même si les aimants *SmCo* présentent l'avantage d'avoir une meilleure stabilité vis à vis de la température qui peut être un facteur influant sur la désaimantation de l'aimant, leur induction rémanente est plus faible que celle des aimants *NdFeB* (0.5 T pour les aimants *SmCo* contre 1.3 T pour les aimants *NdFeB*). Ce sont ces derniers que nous avons choisi d'utiliser dans le cadre de cette thèse étant donné leur induction rémanente élevée et leur résistance à la désaimantation.

Concernant les dimensions des aimants permanents, nous utiliserons des aimants  $M_1$  cubiques de  $10 \times 10$  mm et des aimants  $M_2$  cylindriques avec un diamètre de 2 mm et une hauteur de 2 mm.

## PLAQUE DE GRAPHITE PYROLITIQUE

Rappelons que le matériau diamagnétique est l'élément qui rend possible la lévitation passive et non asservie d'un aimant permanent. Le choix de ce matériau est donc particulièrement important. Les effets diamagnétiques de ce type de matériaux sont généralement assez faibles à température ambiante ce qui implique un choix plutôt restreint. En ne tenant pas compte des matériaux diamagnétiques nécessitant des précautions particulières et contraignantes, le graphite pyrolitique est l'un des matériaux qui a l'avantage de présenter une susceptibilité magnétique des plus importantes. Ce matériau se présente sous la forme d'un minerai gras, relativement tendre et facilement usinable. Par conséquent, c'est ce matériau diamagnétique que nous utiliserons dans nos travaux pour la réalisation de la lévitation diamagnétique. Bien que des valeurs de susceptibilité magnétique  $\chi_m$  du graphite existent dans la littérature, elles peuvent varier assez significativement suivant la forme cristalline du graphite. En effet, nous avons constaté des variations importantes de  $\chi_m$  selon les différents type de graphite en notre possession, c'est pourquoi nous aurons recours systématiquement à l'identification de ce paramètre.

Concernant les dimensions de la plaque de graphite, nous avons utilisé une plaque sous la forme d'un parallélépipède de dimensions  $13.5 \times 13.5 \times 1.6$  mm.

### 3.2.2/ MODÉLISATION DES AIMANTS PERMANENTS

La modélisation d'un aimant permanent retenue dans ce mémoire ayant déjà été présentée en détail dans les travaux de thèse de Boukallel M. [5] et Cherry A. [53], nous nous contenterons dans cette section et pour un soucis de compréhension de ne présenter que brièvement les résultats obtenus.

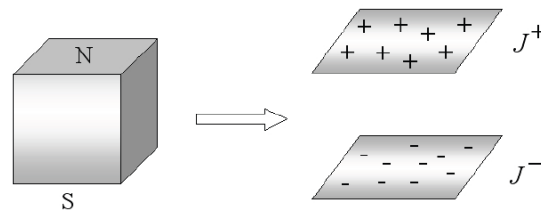


FIGURE 3.6 – Modélisation d'un aimant permanent par distribution de charges magnétiques

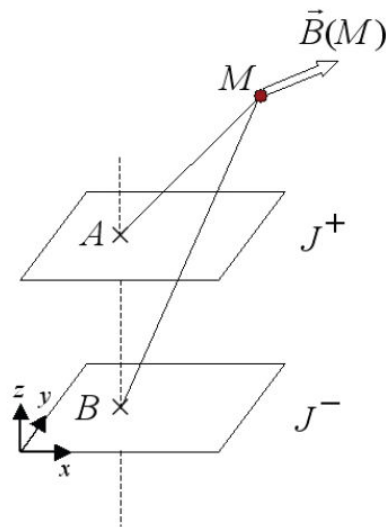


FIGURE 3.7 – Induction magnétique créée par une distribution de charges magnétiques

### MODÉLISATION ANALYTIQUE D'UN AIMANT PERMANENT

Parmi les modèles permettant d'exprimer l'induction magnétique  $\vec{B}$  générée par un aimant permanent dans l'espace extérieur à celui-ci, nous avons choisi d'utiliser celui qui modélise l'aimant permanent par une distribution de charges magnétiques placés sur ses pôles. Par convention, le pôle nord de l'aimant est représenté par les charges positives et le pôle sud par les charges négatives. L'aimantation d'un aimant permanent est assimilée à un moment magnétique concentré au centre de ce dernier [81]. Ainsi la modélisation d'un aimant permanent cubique par distribution de charges magnétiques est illustrée sur la figure 3.6. Le pôle nord de l'aimant est représenté par une densité de charge positive  $J^+$  et le pôle sud par une densité de charge  $J^-$ .

Le calcul de l'induction magnétique produite par un aimant permanent se résume donc au calcul de l'induction magnétique produite par deux dipôles magnétiques (voir Fig. 3.7). De plus, le théorème de superposition permet de calculer l'induction magnétique totale en sommant les influences de chaque dipôle. Ainsi si on note respectivement  $A$  et  $B$  deux points appartenant aux surfaces chargées par  $J^+$  et  $J^-$ , chaque élément de surface  $ds^+$  et  $ds^-$  associés à  $A$  et  $B$  produit respectivement au point  $M$  un champ d'induction magnétique  $d\vec{B}^+(M)$  et  $d\vec{B}^-(M)$  tel que :



$$d\vec{B}^+(M) = \frac{J^+}{4\pi} \frac{A\vec{M}}{\|A\vec{M}\|^3} ds^+ \quad (3.18)$$

$$d\vec{B}^-(M) = \frac{J^-}{4\pi} \frac{B\vec{M}}{\|B\vec{M}\|^3} ds^- \quad (3.19)$$

Finalement l'induction magnétique totale  $\vec{B}(M)$  produite par la contribution de toutes les surfaces élémentaires peut s'exprimer par l'intégrale double suivante :

$$\vec{B}(M) = \iint_{s^+} \frac{J^+}{4\pi} \frac{A\vec{M}}{\|A\vec{M}\|^3} ds^+ + \iint_{s^-} \frac{J^-}{4\pi} \frac{B\vec{M}}{\|B\vec{M}\|^3} ds^- \quad (3.20)$$

La densité de charge surfacique  $J$ , indispensable au calcul des composantes de l'induction magnétique produite par un aimant permanent, est obtenue par une méthode d'identification que nous traiterons à la section 3.2.3 .

### EXPRESSION ANALYTIQUE DE LA FORCE MAGNÉTIQUE

Intéressons-nous maintenant à la force magnétique produite par un aimant permanent  $M_1$  sur un matériau magnétisé possédant une magnétisation  $\vec{m}$  supposée constante au sein du matériau. Notons  $\vec{B}$  l'induction magnétique produit par l'aimant permanent  $M_1$ . La force magnétique élémentaire qui s'exerce sur un point  $P$  centré sur un élément de volume  $dV$  du matériau magnétisé s'exprime par [82] :

$$d\vec{F}^{mag} = \vec{m} \cdot \vec{\nabla} \vec{B}(P) dV \quad (3.21)$$

avec  $\vec{B}(P)$  l'induction magnétique produit par  $M_1$  au point  $P$ ,  $d\vec{F}^{mag}$  la force magnétique élémentaire et l'opérateur gradient  $\vec{\nabla}$  appliqué au champ magnétique  $\vec{B}(P)$  qui vaut dans un repère orthonormé  $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$  :

$$\left( \begin{array}{ccc} \frac{\partial B_x(P)}{\partial x} & \frac{\partial B_y(P)}{\partial x} & \frac{\partial B_z(P)}{\partial x} \\ \frac{\partial B_x(P)}{\partial y} & \frac{\partial B_y(P)}{\partial y} & \frac{\partial B_z(P)}{\partial y} \\ \frac{\partial B_x(P)}{\partial z} & \frac{\partial B_y(P)}{\partial z} & \frac{\partial B_z(P)}{\partial z} \end{array} \right) \quad (3.22)$$

Finalement la force magnétique qui s'exerce sur l'ensemble du volume  $V$  du matériau magnétisé s'exprime comme l'intégrale volumique suivante :

$$\vec{F}^{mag} = \iiint_V \vec{m} \cdot \vec{\nabla} \vec{B}(P) dV \quad (3.23)$$

Ainsi pour déterminer les efforts magnétiques qui nous intéressent, il est nécessaire de déterminer les grandeurs de l'induction magnétique  $\vec{B}(P)$ , son gradient  $\vec{\nabla} \vec{B}(P)$  et la magnétisation  $\vec{m}$  du matériau considéré qui peut être dans notre cas, soit un aimant permanent, soit du graphite.

### 3.2.3/ MODÉLISATION DES EFFORTS DIAMAGNÉTIQUES

Toujours à partir de la configuration donnée sur la figure 3.5 nous allons maintenant expliciter les efforts diamagnétiques engendrés par la plaque de graphite qui s'exercent sur l'aimant  $M_2$ .

#### EXPRESSION ANALYTIQUE DES EFFORTS DIAMAGNÉTIQUES

Soit  $M$  un point de la plaque de graphite diamagnétique. Soit  $dv$  un élément de volume autour de  $M$ . Soit  $\vec{m}_d$  l'aimantation de la plaque de graphite. D'après le théorème de superposition on sait que les aimants permanents  $M_1$  et  $M_2$  créent au point  $M$  le champ magnétique  $\vec{B}_T(M)$  tel que :

$$\vec{B}_T(M) = \vec{B}_1(M) + \vec{B}_2(M) \quad (3.24)$$

où  $\vec{B}_1(M)$  et  $\vec{B}_2(M)$  sont respectivement les inductions magnétiques créés par les aimants  $M_1$  et  $M_2$ .

La force magnétique élémentaire engendrée par les aimants  $M_1$  et  $M_2$  qui s'exerce sur l'élément de volume  $dv$  de la plaque de graphite s'exprime à partir de l'équation (3.21) de la manière suivante :

$$d\vec{F}_{mag} = \vec{m}_d \cdot (\vec{\nabla} \cdot \vec{B}_T(M)) dv \quad (3.25)$$

De plus, d'après les équations (3.13) et (3.14) on a :

$$\vec{m}_d = \chi_m \vec{H}_T = \frac{\chi_m}{\mu_0} \vec{B}_T(M) \quad (3.26)$$

avec  $\chi_m$  la susceptibilité magnétique de la plaque de graphite. D'où :

$$d\vec{F}_{mag} = \frac{\chi_m}{\mu_0} \vec{B}_T(M) \cdot \vec{\nabla} \vec{B}_T(M) dv \quad (3.27)$$

$$\begin{aligned} d\vec{F}_{mag} &= \frac{\chi_m}{\mu_0} \vec{B}_T(M) \cdot \vec{\nabla} (\vec{B}_1(M) + \vec{B}_2(M)) dv & (3.28) \\ &= \frac{\chi_m}{\mu_0} \vec{B}_T(M) \cdot \vec{\nabla} \vec{B}_1(M) dv + \frac{\chi_m}{\mu_0} \vec{B}_T(M) \cdot \vec{\nabla} \vec{B}_2(M) dv \\ &\quad \underbrace{\left( \int \int \int \right)}_{d\vec{F}_{mag}^{M_1}} \quad \underbrace{\left( \int \int \int \right)}_{d\vec{F}_{mag}^{M_2}} \end{aligned}$$

La force magnétique élémentaire  $d\vec{f}_{mag}$  engendrée par  $M_1$  et  $M_2$  sur l'élément de volume  $dv$  de la plaque, peut ainsi se décomposer en la somme de deux forces magnétiques élémentaires  $d\vec{f}_{mag}^{M_1}$  et  $d\vec{f}_{mag}^{M_2}$  correspondant respectivement aux efforts magnétiques élémentaires générés par  $M_1$  et par  $M_2$ . En invoquant le principe des actions réciproques, la

contre-réaction d'un élément de volume de la plaque de graphite appliquée sur l'aimant  $M_2$  c'est-à-dire la force élémentaire diamagnétique appliquée par un élément de volume  $dv$  sur  $M_2$  est donnée par :

$$d\vec{F}_{dia/M_2} = -d\vec{F}_{mag}^{M_2} = -\frac{\chi_m}{\mu_0} \vec{B}_T(M) \cdot \vec{\nabla} \vec{B}_2(M) dv \quad (3.29)$$

Pour obtenir  $F_{dia}^{\rightarrow}$ , il suffit d'intégrer l'équation (3.29) sur l'ensemble du volume  $V_g$  de la plaque de graphite :

$$F_{dia/M_2}^{\rightarrow} = -\frac{\chi_m}{\mu_0} \iiint_{V_g} \vec{B}_T(M) \cdot \vec{\nabla} \vec{B}_2(M) dv \quad (3.30)$$

### IDENTIFICATION DES PARAMÈTRES MAGNÉTIQUES

Nous avons vu précédemment que pour exprimer les valeurs des efforts magnétiques et diamagnétiques il est nécessaire d'identifier certains paramètres liés aux différents matériaux magnétiques intervenant au sein du capteur de force.

#### DENSITÉ DE CHARGE MAGNÉTIQUE $J$

Afin de déterminer l'induction magnétique  $\vec{B}$  produite par un aimant permanent, nous avons choisi de modéliser l'aimant par une distribution de charges magnétiques faisant intervenir la densité de charge surfacique  $J$ . Un modèle analytique développé sous *Matlab* basé sur les considérations développées dans la section 3.2.2 permet de calculer les composantes du champ magnétique  $\vec{B}$  produit par un aimant permanent [53]. La procédure d'identification du paramètre  $J$  consiste alors à comparer les valeurs des composantes de l'induction magnétique calculées à partir du modèle analytique à celles mesurées expérimentalement à l'aide d'un Teslamètre (F.W. BELL Teslameter 7010). Nous avons effectué des mesures expérimentales des composantes du champ magnétique produit par les aimants  $M_1$  et  $M_2$ , puis nous les avons comparées à celles calculées à partir du modèle analytique et ce jusqu'à identifier les valeurs de  $J_{M_1}$  et  $J_{M_2}$  pour lesquelles les composantes des champs magnétiques correspondent.

Pour l'aimant  $M_1$  (10x10 mm) on obtient :

$$J_{M_1} = 1.19 A.m^{-2} \quad (3.31)$$

Pour l'aimant  $M_2$  (2x2 mm) on obtient :

$$J_{M_2} = 0.91 A.m^{-2} \quad (3.32)$$

#### MAGNÉTISATION $m_{M_2}^{\rightarrow}$ DE L'AIMANT $M_2$

A partir de l'équation (3.21), le calcul de la force magnétique exercée par l'aimant  $M_1$  sur l'aimant  $M_2$  fait intervenir sa magnétisation  $m_{M_2}$ . Ce calcul est nécessaire pour déterminer les conditions de stabilité de  $M_2$  dans le dispositif élémentaire de lévitation de la

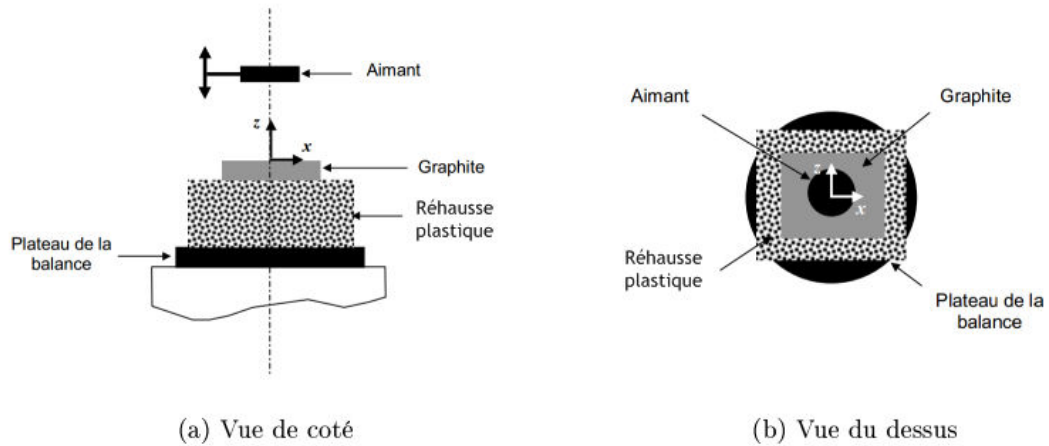


FIGURE 3.8 – Principe de mesure expérimental de la force diamagnétique

figure 3.5. Il est donc nécessaire d'avoir accès à la valeur de la magnétisation  $m_{M_2}^{\vec{z}}$ . La magnétisation des aimants  $M_2$  que nous utilisons n'étant pas donnée par le fournisseur, il va falloir l'identifier. La méthode retenue consiste à utiliser le logiciel de simulation multiphysique *COMSOL* afin de modéliser l'aimant permanent  $M_2$  par éléments finis. De la même manière que pour la densité de courant nous effectuons une mesure expérimentale d'une des composantes de l'induction magnétique  $\vec{B}_2$  produite par l'aimant  $M_2$  à l'aide d'un teslamètre. Sous *COMSOL*, on fait varier le paramètre  $m_{M_2}^{\vec{z}}$  du modèle de l'aimant jusqu'à obtenir une valeur de composante de  $\vec{B}_2$  identique à celle mesurée expérimentalement. Dans notre cas, pour l'aimant  $M_2$  ( $2 \times 2mm$ ) on obtient :

$$m_{M_2} = 1.07 \times 10^6 A.m^{-1} \quad (3.33)$$

#### SUSCEPTIBILITÉ MAGNÉTIQUE DU GRAPHITE $\chi_m$

Afin de déterminer la force diamagnétique engendrée par la plaque de graphite sur l'aimant  $M_2$  à partir de l'équation (3.29), il nous faut connaître la valeur de la susceptibilité magnétique  $\chi_m$  du graphite. Nous allons l'identifier en comparant la valeur de la force diamagnétique calculée à partir l'expression analytique (3.30) et celle que nous mesurons au moyen du dispositif expérimental présenté sur la figure 3.8. Ce dispositif est constitué d'une balance de précision (Metler Toledo, MS105DU), sur laquelle sont disposés, une réhausse en matière plastique permettant d'éviter d'éventuelles interactions entre des composants de la balance et l'aimant  $M_2$ , puis la plaque de graphite diamagnétique. Un axe de micro-positionnement orienté suivant  $\vec{z}$  est situé au-dessus de la plaque. Grâce à ce dispositif de micro-positionnement, nous allons approcher l'aimant  $M_2$  à une altitude donnée du centre de la plaque de graphite suivant l'axe  $\vec{z}$  de manière à produire au sein du graphite une force de répulsion qui va faire varier le poids apparent de la plaque de graphite. En notant  $P_{dia}$  le poids apparent mesuré par la balance de précision et  $P_g$  le poids de la plaque de graphite, la composante suivant  $\vec{z}$  de la force diamagnétique  $F_{dia}^z$  est donnée par :

$$|F_{dia}^z| = |P_{dia} - P_g| \quad (3.34)$$

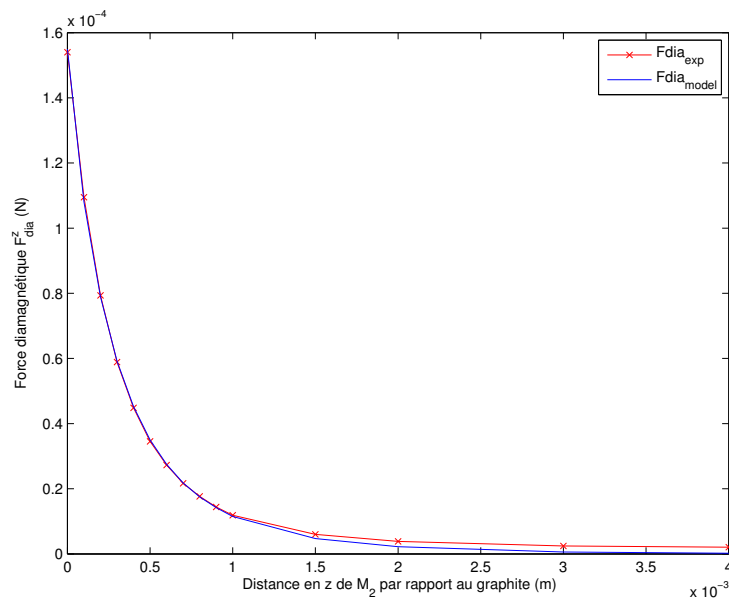


FIGURE 3.9 – Courbes des efforts diamagnétiques suivant  $\vec{z}$  expérimentaux et modélisés

La balance de précision utilisée possède une résolution de 0.01 mg soit une résolution en force de l'ordre de 0.1  $\mu\text{N}$ . Un relevé expérimental de différentes valeurs de la force diamagnétique suivant  $\vec{z}$  a été effectué, les positions de l'aimant suivant  $z$  variant de 0 mm (contact entre l'aimant et le graphite) à 1 mm au dessus du graphite avec un pas de 0.1 mm. A chaque position  $z$  de l'aimant correspond une valeur identifiée de  $\chi_m(z)$  pour laquelle la composante en  $z$  de la force diamagnétique mesurée et calculée est identique. La valeur de  $\chi_m$  retenue est la moyenne de toutes les valeurs  $\chi_m(z)$  :

$$\chi_m = \langle \chi_m(z) \rangle = -0.93 \times 10^{-3} \quad (3.35)$$

La figure 3.9 correspond aux courbes des composantes en  $z$  des efforts diamagnétiques en fonction de la position de l'aimant mesurés expérimentalement (3.34) et calculés à partir de la valeur de  $\chi_m$  identifiée par (3.35). Ainsi, dans le cas d'un aimant situé à une distance très proche de la plaque de graphite pyrolytique, la modélisation des efforts diamagnétiques que nous avons proposé donne des résultats en accord avec les mesures expérimentales.

### 3.3/ INFLUENCE DES EFFORTS DIAMAGNÉTIQUES SUR LE COMPORTEMENT DES AIMANTS EN LÉVITATION

Dans le prochain chapitre nous serons amenés à discuter de la conception d'une version pré-industrielle du capteur de force par lévitation diamagnétique. Des choix concernant le dimensionnement et la position des différents éléments du capteur devront être justifiés. Afin d'anticiper ces choix, nous proposons dans cette partie de fournir des outils permettant d'étudier l'impact des efforts diamagnétiques sur le comportement des aimants en lévitation et donc du maglevtube. Via le logiciel *Matlab/Simulink* et à partir de l'expression analytique des efforts diamagnétiques (Eq. 3.30) couplés aux efforts magnétiques

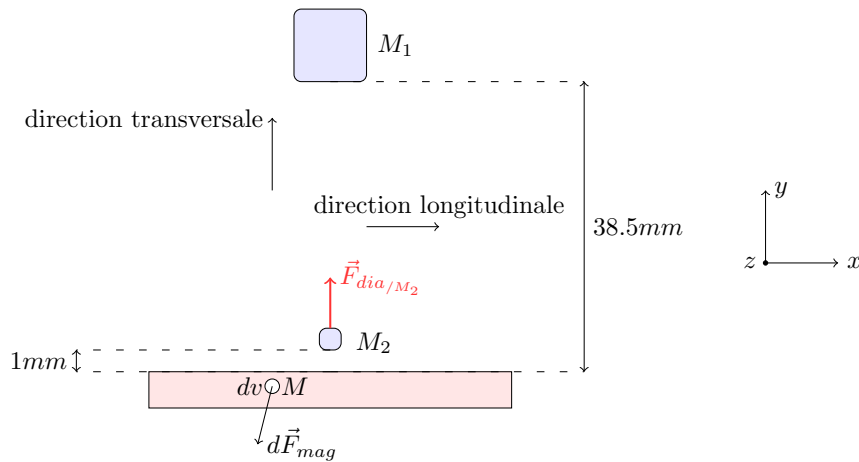


FIGURE 3.10 – Position des différents éléments de la configuration simplifiée pour la modélisation des efforts diamagnétiques

(Eq. 3.23), nous avons pu mettre au point des outils de calcul des composantes de ces efforts diamagnétiques et ainsi étudier ses composantes, leur évolution et leur impact sur le comportement des aimants en lévitation.

### 3.3.1/ INFLUENCE DES CHAMPS MAGNÉTIQUES SUR LES EFFORTS DIAMAGNÉTIQUES

Avant de démarrer la caractérisation des efforts diamagnétiques, il est nécessaire de déterminer l'influence des champs magnétiques issus des aimants  $M_1$  et  $M_2$ . En effet, ces aimants ne présentant pas les mêmes dimensions, pas les mêmes valeurs de densité de courant  $J$  et n'ayant pas les mêmes distances respectives par rapport à la plaque de graphite, l'influence de leur induction magnétique vis-à-vis des efforts diamagnétiques générés par le graphite n'est évidemment pas la même. Dans le but d'être le plus réaliste possible, les différents éléments ont été placés à des distances identiques à celles utilisées sur le prototype expérimental : l'aimant  $M_2$  lévite très près du graphite, avec une distance bord à bord entre  $M_2$  et la plaque de graphite de 1 mm, et une distance entre l'aimant porteur  $M_1$  et la plaque de graphite de 38.5 mm (voir Fig. 3.10).

L'aimant  $M_1$  est situé à une distance plus grande de la plaque de graphite que l'aimant  $M_2$ . En se basant sur l'équation (3.30) Nous allons donc comparer les valeurs des efforts diamagnétiques qui s'exercent sur l'aimant  $M_2$  quand celui-ci est placé face au centre de la plaque de graphite en considérant dans un premier temps que le champ magnétique total  $\vec{B}_T$  est issu des contributions des champs  $\vec{B}_1$  et  $\vec{B}_2$  (provenant de  $M_1$  et  $M_2$ ) et dans un second temps que la contribution du champ magnétique  $\vec{B}_1$  est négligeable devant celle de  $\vec{B}_2$  et qu'ainsi  $\vec{B}_T \approx \vec{B}_2$ .

Notons  $\vec{F}_{dia/M_2}^T$  et  $\vec{F}_{dia/M_2}^2$  les efforts diamagnétiques appliqués au point  $M$  et calculés respectivement avec  $\vec{B}_T = \vec{B}_1 + \vec{B}_2$  et avec  $\vec{B}_T \approx \vec{B}_2$ , on a alors :

$$\vec{F}_{dia/M_2}^T = \iiint_{V_g} -\frac{\chi_m}{\mu_0} \vec{B}_T(M) \cdot \vec{\nabla} \vec{B}_2(M) dv \quad (3.36)$$

et

$$\vec{F}_{dia/M_2}^2 = \iiint_{V_g} -\frac{\chi_m}{\mu_0} \vec{B}_2(M) \cdot \vec{\nabla} \vec{B}_2(M) dv \quad (3.37)$$

En intégrant via Matlab ces efforts sur tout le volume de la plaque de graphite ( $13.5 \times 13.5 \times 1.6mm$ ) on obtient les valeurs suivantes :

$$\vec{F}_{dia/M_2}^T = 1e^{-4} \begin{pmatrix} 0 \\ 0.2177 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (3.38)$$

$$\vec{F}_{dia/M_2}^2 = 1e^{-4} \begin{pmatrix} 0 \\ 0.2156 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (3.39)$$

Soit une erreur relative de 0.9% entre ces deux valeurs de force. Dans la configuration correspondant au prototype expérimental, l'influence de  $M_1$  est donc négligeable pour le calcul des efforts diamagnétiques appliqués sur  $M_2$ . Pour des raisons de diminution de temps de calcul (voir section 3.3.3) on fera dans tout le reste de ce manuscrit l'hypothèse suivante :

$$\vec{B}_T \approx \vec{B}_2 \quad (3.40)$$

A noter que dans la configuration complète du capteur (voir Fig. 2.3), le dispositif comporte deux couples d'aimants porteurs  $M_1$  et  $M'_1$ . L'ajout du second aimant porteur  $M'_1$  double leur influence mais celle-ci reste néanmoins négligeable pour le calcul des efforts diamagnétiques appliqués sur  $M_2$ .

### 3.3.2/ MODÉLISATION DES EFFORTS DIAMAGNÉTIQUES TRANSVERSES

Cette section a pour objectif de présenter une modélisation simplifiée des efforts diamagnétiques suivant l'axe  $\vec{y}$  lorsque l'aimant  $M_2$  lévite face au centre de la plaque de graphite,  $M_2$  se déplaçant dans la direction transversale donnée sur la figure 3.10. En faisant l'hypothèse que  $\vec{B}_T \approx \vec{B}_2$ , il est possible de simplifier l'expression de la composante en  $y$  de la force diamagnétique engendrée par la plaque de graphite. Dans toute cette section, la configuration utilisée est celle donnée sur la figure 3.10. L'expression de la force diamagnétique élémentaire engendrée par un élément de volume  $dv$  de la plaque de graphite sur l'aimant  $M_2$  en présence de  $M_1$  est :

$$d\vec{F}_{dia/M_2} = -\frac{\chi_m}{\mu_0} \vec{B}_2(M) \cdot \vec{\nabla} \vec{B}_2(M) dv \quad (3.41)$$

en développant cette expression on obtient :

$$d\vec{F}_{dia/M_2} = -\frac{\chi_m}{\mu_0} \begin{pmatrix} B_{2,x} \frac{\partial B_{2,x}}{\partial x} + B_{2,y} \frac{\partial B_{2,y}}{\partial x} + B_{2,z} \frac{\partial B_{2,z}}{\partial x} \\ B_{2,x} \frac{\partial B_{2,x}}{\partial y} + B_{2,y} \frac{\partial B_{2,y}}{\partial y} + B_{2,z} \frac{\partial B_{2,z}}{\partial y} \\ B_{2,x} \frac{\partial B_{2,x}}{\partial z} + B_{2,y} \frac{\partial B_{2,y}}{\partial z} + B_{2,z} \frac{\partial B_{2,z}}{\partial z} \end{pmatrix} dv \quad (3.42)$$

Or pour des raisons de symétrie du champ magnétique et car les aimants  $M_1$  et  $M_2$  sont situés en face du centre de la plaque de graphite, les composantes suivant  $\vec{x}$  et  $\vec{z}$ ,  $d\vec{f}_{dia,x}$  et  $d\vec{f}_{dia,z}$  se compensent sur le volume de la plaque de graphite. Ainsi seule la composante transverse suivant  $\vec{y}$  agit sur l'aimant  $M_2$ . On a alors :

$$F_{dia/M_2}^y = \iiint_{V_g} -\frac{\chi_m}{\mu_0} (B_{2,x} \frac{\partial B_{2,x}}{\partial y} + B_{2,y} \frac{\partial B_{2,y}}{\partial y} + B_{2,z} \frac{\partial B_{2,z}}{\partial y}) dv \quad (3.43)$$

$$\vec{F}_{dia/M_2}^y = -\frac{\chi_m}{2\mu_0} \iiint_{V_g} \frac{\partial \|\vec{B}_2\|^2}{\partial y} dv \quad (3.44)$$

En considérant le produit scalaire entre  $\vec{y}$  (vecteur unitaire) et le gradient de  $\|\vec{B}_2\|^2$  on a :

$$\frac{\partial \|\vec{B}_2\|^2}{\partial y} = \vec{grad}(\|\vec{B}_2\|^2) \cdot \vec{y} \quad (3.45)$$

et d'après le théorème d'Ostrogradsky :

$$\iiint_{V_g} \vec{grad} \cdot f \cdot dv = \oiint_S f \cdot \vec{n} \cdot dS \quad (3.46)$$

avec  $S$  la surface délimitée par le volume de la plaque de graphite  $V_g$ , on obtient d'après (3.44) :

$$F_{dia/M_2}^y = -\frac{\chi_m}{2\mu_0} \oiint_S \|\vec{B}_2\|^2 dS \vec{n} \cdot \vec{y} \quad (3.47)$$

D'après la figure 3.11, on observe que le produit scalaire  $\vec{n} \cdot \vec{y}$  est nul sur les faces autres que les surfaces (1) et (2) de la plaque de graphite. Il suffit donc d'intégrer uniquement sur les surfaces (1) et (2) de la plaque de graphite, ce qui réduit l'intégrale double à :

$$F_{dia/M_2}^y = -\frac{\chi_m}{2\mu_0} \oiint_{1+2} \|\vec{B}_2\|^2 dS \vec{n} \cdot \vec{y} \quad (3.48)$$

### CALCUL NUMÉRIQUE DES EFFORTS DIAMAGNÉTIQUES TRANSVERSAUX ET COMPLEXITÉ DES ALGORITHMES DE CALCUL

Suivant que l'on utilise l'une ou l'autre des expressions (Eq (3.43)) ou Eq (3.48)) pour calculer numériquement la composante transversale des efforts diamagnétiques, le temps de calcul n'est évidemment pas le même du fait de l'utilisation d'une intégrale double ou triple. Si  $n$  représente le pas du maillage de la plaque de graphite, la complexité pour l'algorithme de calcul basé sur l'équation (3.43) est en  $O(n^3)$  (élément de volume  $dv$ ) alors



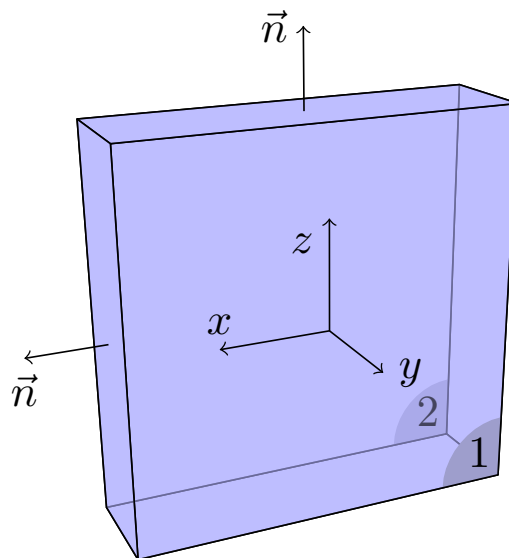


FIGURE 3.11 – Plaque de graphite diamagnétique

que celle de l'algorithme de calcul basé sur l'équation (3.48) est en  $O(n^2)$  (élément de surface  $dS$ ). Un algorithme de calcul a été réalisé en utilisant Matlab et en maillant la plaque de graphite. Plus le maillage est fin plus les valeurs de force diamagnétique transverse convergent vers une valeur identique à la valeur réelle de la force mais plus le temps de calcul devient conséquent.

Dans un premier temps une valeur de force diamagnétique transverse de référence a été calculée avec un maillage et donc une complexité donnée en utilisant l'équation avant simplification (3.43) puis à *complexité équivalente* nous calculons en utilisant cette fois-ci l'équation après simplification (3.48) afin de comparer les deux valeurs obtenues.

Force diamagnétique transverse calculée par intégration triple avec  $n = 150$  :

$$F_{dia/M_2}^y = 2.152 \cdot 10^{-5} N \quad (3.49)$$

Force diamagnétique transverse calculée par intégration double avec  $n = 1837$  :

$$F_{dia/M_2}^y = 2.115 \cdot 10^{-5} N \quad (3.50)$$

Soit une erreur relative de 1.7%

Même si les forces calculées convergent bien vers la même valeur, les temps de calcul deviennent très vite longs (temps de calcul pour la force diamagnétique par intégration triple avec  $n = 150$  estimée à environ 2 min pour un processeur Intel Core 2 Duo 2.66Ghz).

On peut diminuer considérablement le temps de calcul par intégration double en diminuant la complexité, par exemple en utilisant le même maillage  $n = 150$  que pour l'intégration triple. La force diamagnétique transverse calculée après simplification avec  $n = 150$  (Eq. (3.48)) est :

$$F_{dia/M_2}^y = 1.946 \cdot 10^{-5} N \quad (3.51)$$

Ici le temps de calcul certes diminue fortement mais la valeur de force devient trop grossière (erreur relative : 9.5%).

On pourrait encore optimiser ces outils et diminuer les temps de calcul en exploitant les symétries et en adoptant un maillage progressif, c'est-à-dire très fin sur les zones proches de l'aimant  $M_2$  et plus large sur les zones les plus éloignées de l'aimant  $M_2$  qui influent dans une moindre mesure sur la valeur de la force diamagnétique transverse. Cependant même pour des maillages grossiers (par exemple  $n = 50$ ) les temps de calculs sont déjà conséquents (le temps de calcul pour  $n = 50$  est de 10 s) et ne permettent pas d'utiliser ces outils en simulation temps réels. C'est pourquoi, pour intégrer les efforts diamagnétiques à des outils de simulation pseudo temps-réel où les temps de calcul doivent être les plus courts possibles, il sera nécessaire d'utiliser des fonctions approchées des profils de force diamagnétique obtenus grâce aux outils présentés par la suite dans ce chapitre.

### 3.3.3/ ETUDE DE L'IMPACT DES EFFORTS DIAMAGNÉTIQUES TRANSVERSES SUR LE COMPORTEMENT DU MÉCANISME DE SUSPENSION

Dans le chapitre 2, nous avons vu au travers du mécanisme de suspension  $L$  (voir Fig. 2.2) qu'il était possible d'obtenir la lévitation passive d'un aimant permanent  $M_2$  en utilisant un couple d'aimants porteurs  $M_1$  et  $M'_1$  et deux plaques de graphite diamagnétique. Toujours dans le but d'anticiper les futurs choix de conception du capteur, nous allons étudier dans cette section, l'impact des efforts magnétiques mais surtout diamagnétiques sur le comportement transversal (suivant  $\vec{y}$ ) de l'aimant en lévitation  $M_2$  dans le mécanisme de suspension  $L$ . Cette étude aura pour but d'analyser la stabilité de l'aimant en lévitation mais aussi de mesurer l'impact de la raideur transverse sur la dynamique (non souhaitée) de l'aimant  $M_2$  le long de l'axe  $\vec{y}$ . Le comportement de l'aimant  $M_2$  en lévitation suivant l'axe  $\vec{y}$  dépend de plusieurs paramètres comme par exemple l'écartement des aimants porteurs qui conditionne la hauteur de lévitation de l'aimant  $M_2$  mais qui modifie également la raideur du ressort magnétique ainsi créé le long de  $\vec{y}$ . l'écartement des plaques de graphite est un autre paramètre dont dépend la lévitation de l'aimant  $M_2$  et notamment la ou les positions d'équilibre possibles de celui-ci.

#### CONFIGURATION D'ÉTUDE DU MÉCANISME DE LÉVITATION

La figure 3.12 représente en vue de dessus la configuration utilisée dans la suite de cette étude afin d'obtenir la lévitation passive de l'aimant  $M_2$ . L'origine de notre repère d'étude est située au centre des plaques de graphite. Les couples des plaques de graphite et des aimants porteurs seront toujours positionnés à équidistance et de part et d'autre du repère d'étude. L'écartement entre les plaques de graphite sera noté  $e_g$  et celui entre les aimants porteurs sera noté  $e_m$ . Les dimensions des différents éléments (aimants et plaques de graphite) restent identiques à celles utilisées précédemment.

#### EFFORT MAGNÉTIQUE TRANSVERSE PRODUIT PAR LES AIMANTS PORTEURS

L'analyse du comportement transversal de l'aimant  $M_2$  en lévitation doit tenir compte des efforts diamagnétiques répulseurs produit par les plaques de graphite mais aussi des efforts magnétiques attracteurs produit par les aimants porteurs  $M_1$  et  $M'_1$  (voir figure 2.2). Afin de déterminer le profil de ces efforts magnétiques suivant l'axe  $\vec{y}$ , nous avons utilisé le simulateur numérique présenté dans le chapitre 2. Pour un écartement des aimants porteurs donné, l'aimant  $M_2$  lévite à une certaine hauteur. Cette hauteur de lévitation de

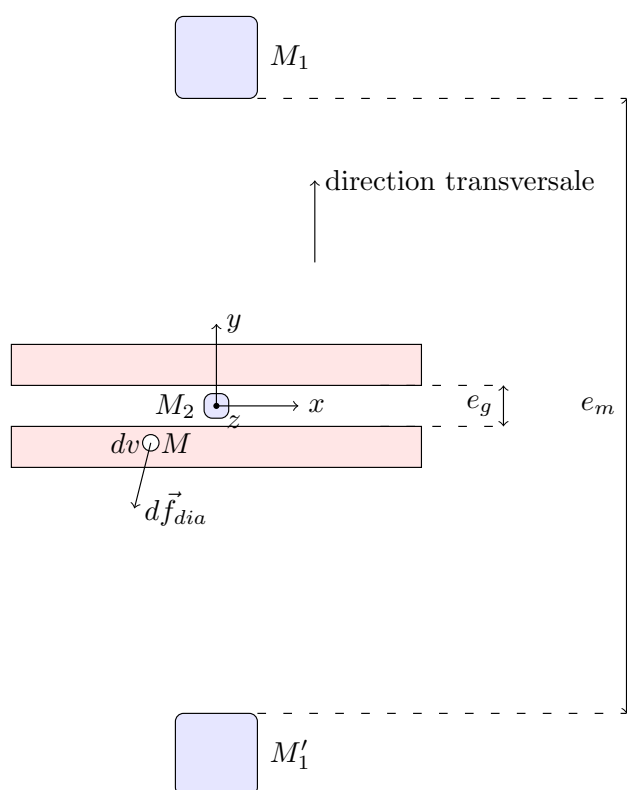


FIGURE 3.12 – Configuration en vue de dessus du mécanisme de lévitation pour l'étude du comportement transversal de  $M_2$

l'aimant  $M_2$  est déterminée grâce au simulateur qui en fonction de la masse de l'aimant  $M_2$  en lévitation nous donne sa position d'équilibre et donc sa hauteur de lévitation. Le simulateur nous permet également d'effectuer un relevé des forces magnétiques engendrées par les aimants porteurs et ce pour différentes positions de l'aimants  $M_2$ . Nous effectuons donc un balayage en position suivant l'axe  $\vec{y}$  de  $M_2$  à sa hauteur de lévitation à l'équilibre en relevant les efforts magnétiques associés. Nous obtenons alors le profil des efforts magnétiques produit par les aimants porteurs en fonction de la position en  $y$  de l'aimant  $M_2$ . Les courbes de la composante transversale de ces efforts magnétiques, pour un écartement  $e_m$  de 77 mm, et un écartement  $e_m$  de 85 mm, sont données sur la figure 3.13. On observe une quasi linéarité des efforts magnétiques transverses pour une large plage de déplacement allant de  $-3$  mm à  $3$  mm, comme en témoigne les droites interpolées à partir de ces données. La pente de ces droites caractérise la raideur magnétique transversale induite par les aimants porteurs. Cette raideur varie en fonction de l'écartement  $e_m$  des aimants porteurs. On notera le caractère naturellement instable de la composante transversale des efforts magnétiques appliqués sur  $M_2$  qui de part son profil tend à éloigner l'aimant  $M_2$  de la position centrale selon l'axe  $\vec{y}$ .

### EFFORT DIAMAGNÉTIQUE TRANSVERSE PRODUIT PAR LES PLAQUES DE GRAPHITE

Dans la précédente section, nous nous sommes intéressés aux efforts magnétiques transverses. Nous allons maintenant étudier le profil des efforts diamagnétiques produits par les plaques de graphite diamagnétique. Nous avons déjà calculé dans la section 3.3.1

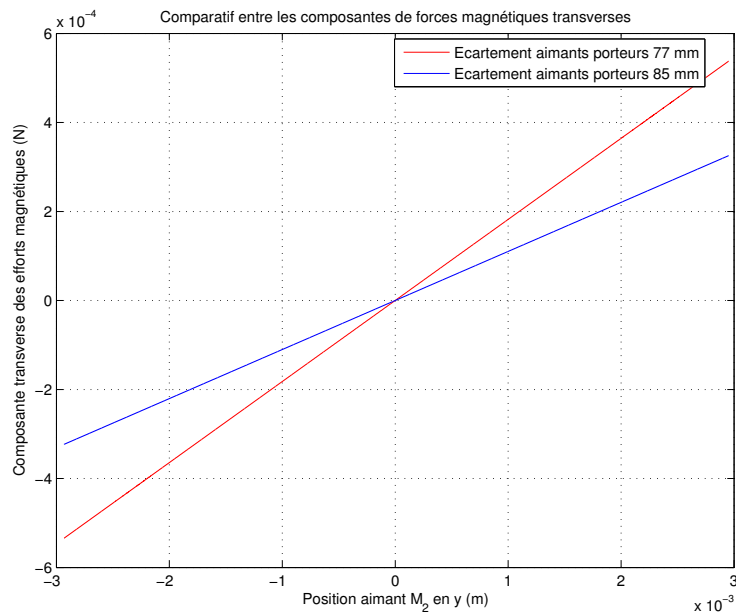


FIGURE 3.13 – Comparatif de la composante transverse des efforts magnétiques pour deux écarterments différents des aimants porteurs

les efforts diamagnétiques pour un seul couple aimant porteur/plaque de graphite. Pour la configuration utilisée ici, il nous faut ajouter un autre couple aimant porteur/plaque de graphite et donc sommer les efforts provenant de chacun de ces deux couples ce qui est rendu possible grâce à l'hypothèse (3.40) et à la forme de l'équation (3.41) : l'effet d'une plaque de graphite ne dépend que du champ  $\vec{B}_2$  généré par  $M_2$  et pas des aimants  $M_1$ . En fixant un écartement  $e_m$  des aimants porteurs à 85 mm et pour différents écarterments  $e_g$  entre les plaques de graphite, on obtient les profils de forces diamagnétiques transverses représentés sur la figure 3.14. On notera cette fois, le caractère naturellement stable de la composante transverse des efforts diamagnétiques appliqués sur  $M_2$ . La combinaison de l'effort magnétique et diamagnétique que l'on vient de déterminer va conditionner le comportement transverse de l'aimant  $M_2$  en fonction des paramètres  $e_m$  et  $e_g$ . Il reste donc à étudier la stabilité de  $M_2$ , suivant cette direction, après superposition des efforts magnétiques et diamagnétiques.

### INFLUENCE DE L'ÉCARTEMENT DES PLAQUES DE GRAPHITE SUR LE COMPORTEMENT TRANSVERSAL DE L'AIMANT EN LÉVITATION

De la même façon qu'il est important de bien choisir l'écartement  $e_m$  des aimants porteurs étant donné qu'il influe sur la raideur magnétique du capteur ainsi que sur la hauteur de lévitation de l'aimant  $M_2$ , l'écartement des plaques de graphite  $e_g$  est un autre paramètre à prendre en compte dans la conception du capteur puisqu'il modifie les efforts diamagnétiques. Ainsi on peut se poser la question de l'absence ou de l'existence d'une ou plusieurs positions d'équilibre de l'aimant  $M_2$  suivant l'axe  $\vec{y}$ . En considérant uniquement les composantes transverses des forces qui s'appliquent sur l'aimant en lévitation, seules les composantes des forces magnétiques et diamagnétiques interviennent sur le comportement de celui-ci. La courbe de la figure 3.15 représente la somme des composantes en y des efforts magnétiques et diamagnétiques précédemment définis, avec  $e_m = 85$  mm et

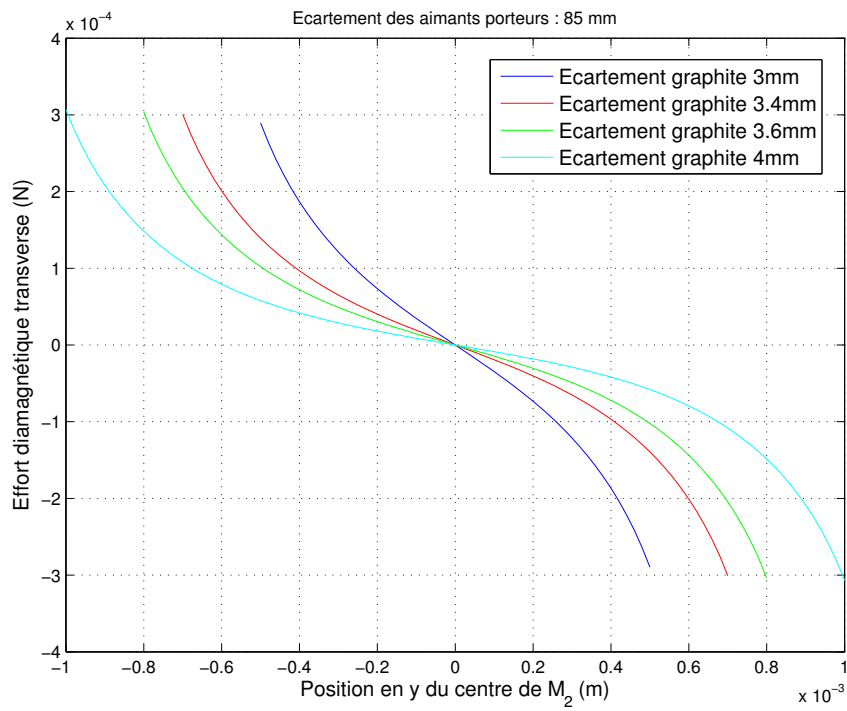


FIGURE 3.14 – Profil de la force diamagnétique transversale pour pour différents écartements des plaques de graphite (écart. aimants porteurs : 85 mm)

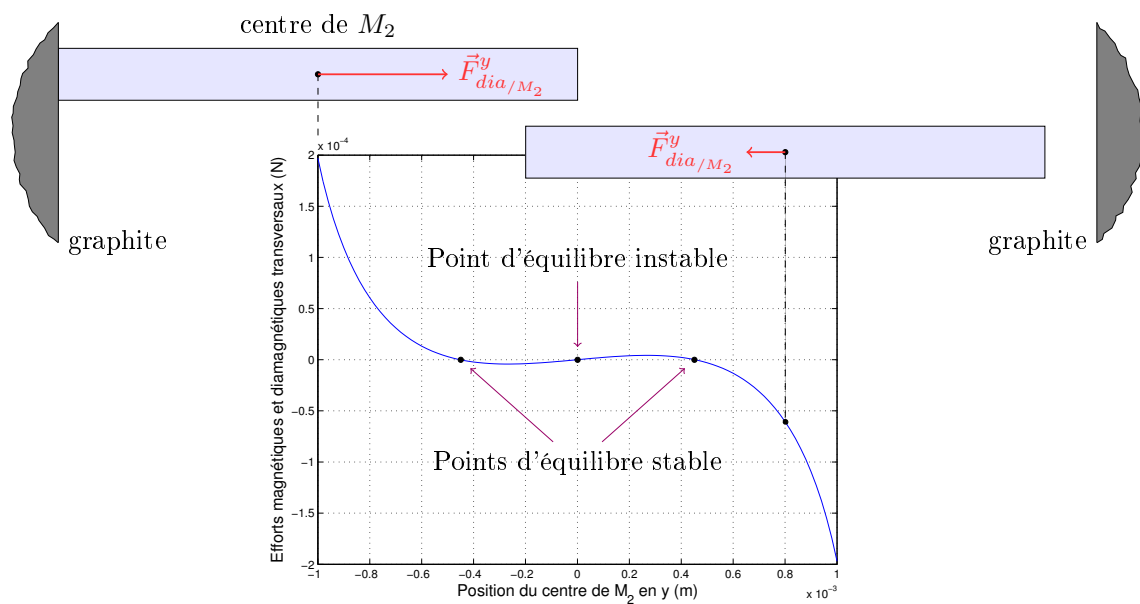


FIGURE 3.15 – Profil des efforts magnétiques et diamagnétiques transversaux pour un écartement des aimants porteurs de 85 mm et un écartement des plaques de graphite de 4 mm

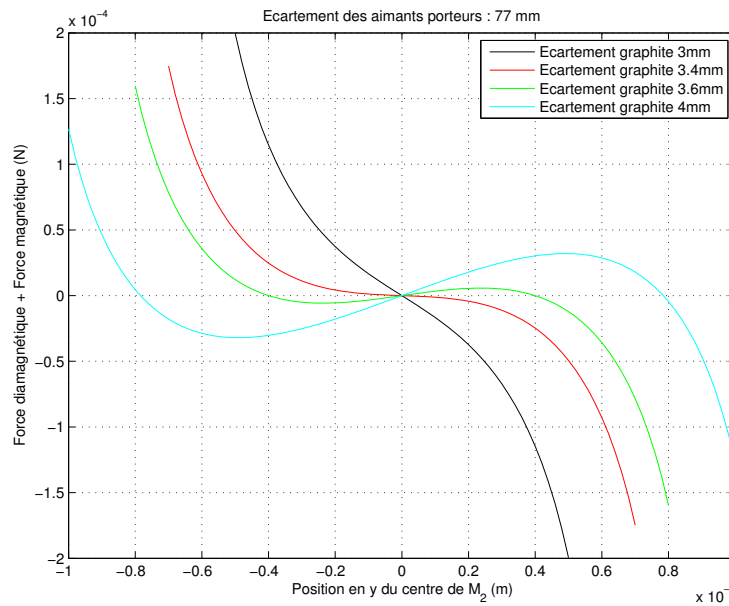


FIGURE 3.16 – Profil des efforts magnétiques et diamagnétiques transverses pour différents écartements des plaques de graphite (écart. aimants porteurs : 77 mm)

$e_g = 4$  mm. L'axe des abscisses correspondant à la position en  $y$  du centre de l'aimant  $M_2$ , qui ne varie que de  $-1$  mm à  $1$  mm, car il faut tenir compte de la largeur de l'aimant  $M_2$  (2 mm) représentée sur la figure 3.15. Au delà de l'intervalle  $[-1$  mm,  $1$  mm], les bords de l'aimant  $M_2$  sont en contact avec les parois des plaques de graphite. Sur cette même figure sont aussi représentées les différentes positions d'équilibre stables en  $y$  de l'aimant  $M_2$ . En effet, suivant les écartements des plaques de graphite et des aimants porteurs, il est possible d'obtenir un ou plusieurs points d'équilibre stables ou instables pour lesquelles la somme des forces magnétiques et diamagnétiques s'annule. Dans le cas présent, on observe deux points d'équilibre stable et un point central d'équilibre instable.

Sur les figures 3.16 et 3.17 nous avons tracé respectivement pour un écartement  $e_m$  des aimants porteurs de 77 mm puis de 85 mm les caractéristiques de la somme des efforts magnétiques et diamagnétiques transverses et ce pour différents écartements des plaques de graphite  $e_g$ . On s'aperçoit que suivant les valeurs de  $e_g$ , on obtient une ou plusieurs positions d'équilibre selon l'axe  $\vec{y}$  pour l'aimant en lévitation. Expérimentalement en reproduisant les conditions utilisées pour cette modélisation, on parvient à observer ces différentes positions d'équilibre, l'aimant  $M_2$  alternant suivant les perturbations extérieures d'une position à l'autre. Plus la raideur magnétique transversale (pente de la courbe représentée sur la figure 3.17) est faible autour des points d'équilibre stables et plus la bascule d'un point d'équilibre à l'autre sera présente sous l'effet des vibrations des aimants porteurs. Pour une utilisation classique du capteur de force par lévitation diamagnétique, il apparaît évident que si lors d'une mesure de micro ou nano force, les aimants en lévitation peuvent, sous l'effet de vibrations par exemple, basculer d'une position d'équilibre à une autre cela pourrait engendrer des perturbations indésirables dans la mesure de force. En effet, ce genre de « basculement » aurait pour conséquence une légère rotation du maglevtube autour de l'axe  $\vec{z}$  provoquant de ce fait une modification dans la mesure du déplacement du maglevtube et donc de la force à estimer. Il nous faut donc privilégier un profil de forces transverses avec un unique point d'équilibre. D'après

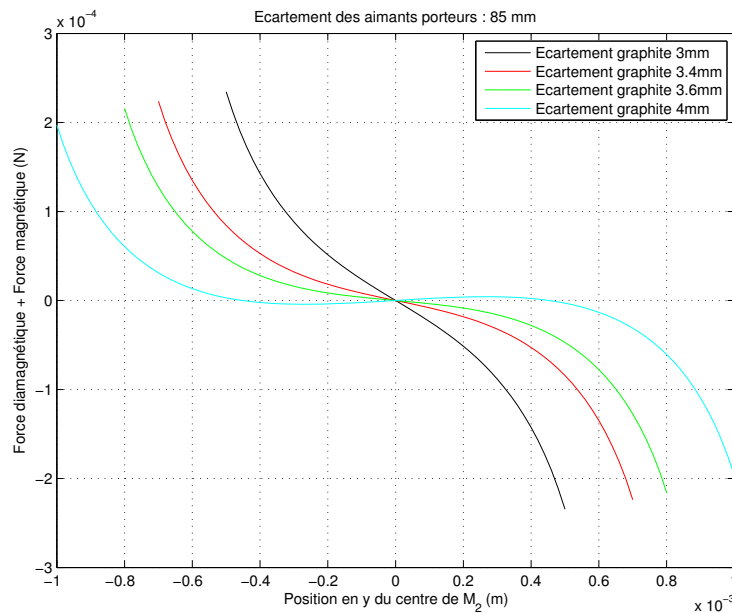


FIGURE 3.17 – Profil des efforts magnétiques et diamagnétiques transverses pour différents écartements des plaques de graphite (écart. aimants porteurs : 85 mm)

les courbes 3.16 et 3.17, on observe que les caractéristiques avec un seul point d'équilibre s'obtiennent pour les valeurs de  $e_g$  les plus faibles. On peut remarquer aussi que la pente de ces courbes autour du point d'équilibre central augmente lorsque  $e_g$  diminue. En conséquence, plus on resserre les plaques de graphite, plus on augmente la raideur transversale et plus on améliore le pouvoir « guidant » de celles-ci, ce qui rendra le maglevtube moins sensible aux vibrations transverses des aimants porteurs.

En conclusion, si pour une configuration donnée (écartement des aimants porteurs), on souhaite obtenir pour les aimants en lévitation une seule position d'équilibre suivant l'axe  $\vec{y}$  avec une raideur transversale autour de cette position la plus forte possible, il apparaît d'après les courbes qu'il faille rapprocher le plus possible les plaques de graphite l'une de l'autre. Cependant il faut tout de même veiller à laisser un espace suffisant entre les plaques de graphite de manière à rester en dehors de la zone d'influence des efforts d'adhésion dont la portée est inférieure à la centaine de nanomètres. Des vibrations externes peuvent placer  $M_2$  dans cette zone. Dans le cas de figure où les efforts diamagnétiques répulseurs sont supérieurs aux forces d'adhésion, du frottement sec peut perturber le mouvement de  $M_2$ . Dans le cas contraire, l'aimant  $M_2$  reste collé au graphite interdisant toute possibilité de mesure de force.

### 3.3.4/ ETUDE DE L'IMPACT DES EFFORTS DIAMAGNÉTIQUES LONGITUDINAUX SUR LE COMPORTEMENT DE L'AIMANT EN LÉVITATION

Pour mener à bien cette étude, nous revenons à un dispositif simplifié constitué d'une seule plaque de graphite (voir figure 3.19) et de l'aimant  $M_2$  (l'influence de l'aimant  $M_1$  est négligé comme précédemment). Nous nous intéresserons cette fois, à l'étude des efforts diamagnétiques longitudinaux, c'est-à-dire aux composantes  $F_{dia}^x$  et  $F_{dia}^z$  des ef-

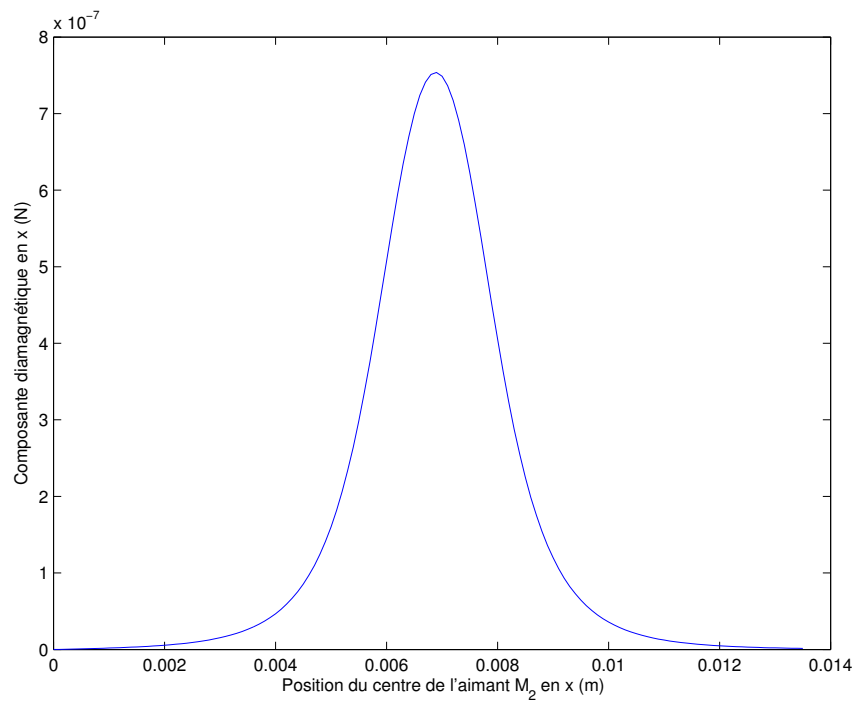


FIGURE 3.18 – Composante suivant  $x$  de la force diamagnétique en fonction de la position en  $x$  de  $M_2$

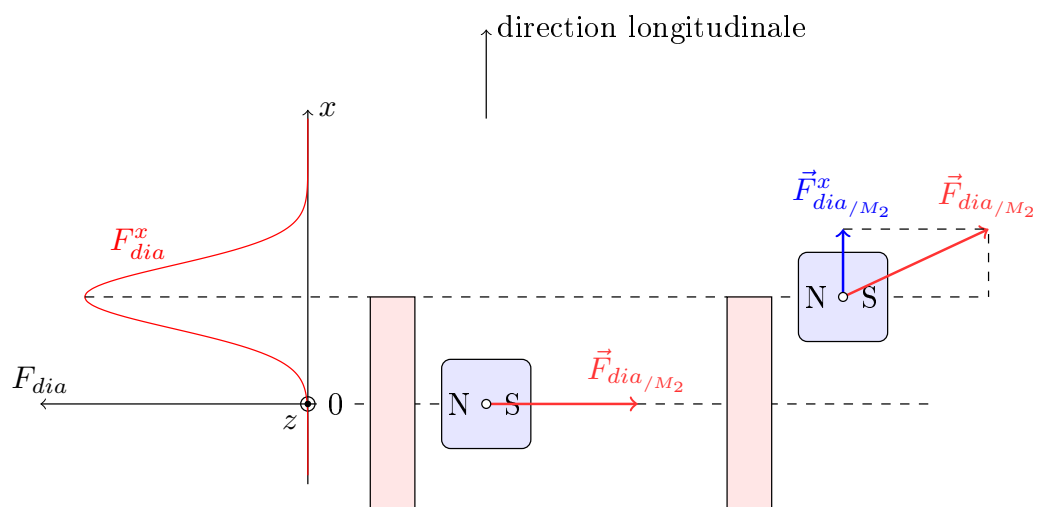


FIGURE 3.19 – Configuration simplifiée utilisée pour l'étude des efforts diamagnétiques longitudinaux



forts diamagnétiques suivant les axes  $\vec{x}$  ou  $\vec{z}$  et pour des déplacements de  $M_2$  suivant ces mêmes directions. Pour des raisons de symétrie, il est uniquement nécessaire de faire l'étude suivant  $\vec{x}$ , le comportement suivant  $\vec{z}$  étant rigoureusement identique. A partir de l'expression de la force diamagnétique (Eq. (3.41)) et grâce à l'outil mathématique *Matlab*, on peut calculer les composantes  $F_{dia}^x$  de cette force. La figure 3.18 représente l'évolution de  $F_{dia}^x$  en fonction de la position en  $x$  du centre de l'aimant  $M_2$ , on observe que plus on déplace l'aimant  $M_2$  suivant  $\vec{x}$  plus on augmente la valeur de  $F_{dia}^x$  jusqu'à un maximum lorsque le centre de l'aimant  $M_2$  est aligné avec le bord supérieur de la plaque de graphite. La distance entre cet aimant et la paroi de la plaque de graphite reste quant à elle fixée à 1 mm.

### ETUDE DE L'IMPACT DES EFFORTS DIAMAGNÉTIQUES PERTURBATEURS LONGITUDINAUX SUIVANT L'AXE $\vec{x}$

Dans cette dernière section, nous nous intéressons à l'impact des efforts diamagnétiques longitudinaux suivant l'axe  $\vec{x}$  qui lorsque le maglevtube se déplace autour de son point d'équilibre suivant cet axe deviennent des efforts perturbateurs appliqués aux aimants  $M_2$ . Pour une plage de linéarité typique du capteur de l'ordre de  $\pm 1$  mm, nous pouvons à partir de la courbe 3.18 zoomer sur un intervalle de position du centre de l'aimant  $M_2$  de 0 à 2 mm pour déterminer la valeur des efforts diamagnétiques longitudinaux perturbateurs suivant  $\vec{x}$ . Sur la figure 3.20, on voit que pour un déplacement de l'aimant  $M_2$  de 1 mm on obtient une force diamagnétique perturbatrice égale à environ 1.92 nN. En considérant par exemple, un ressort magnétique avec une raideur magnétique de 0.01 N/m, un déplacement de 1 mm du maglevtube nécessite l'application d'un effort de  $10 \mu\text{N}$ . L'effort diamagnétique perturbateur engendré par un couple de plaque de graphite diamagnétique sur un aimant  $M_2$  représente 0.03% de l'effort appliqué de  $10 \mu\text{N}$ , on peut donc considérer ces efforts diamagnétiques perturbateurs comme négligeable suivant l'axe de mesure  $\vec{x}$ .

Concernant la hauteur de lévitation suivant  $\vec{z}$ , on peut alors imaginer faire léviter l'aimant en bordure supérieure des plaques de graphite. En effet, les efforts diamagnétiques perturbateurs suivant l'axe de mesure  $\vec{x}$  étant négligeables lorsque l'aimant lévite au centre des plaques de graphite, ils seront d'autant plus négligeables si l'on retranche les effets de la partie supérieure des plaques de graphite. En conclusion il est possible de faire léviter les aimants  $M_2$  près des bords supérieurs des plaques de graphite tout en négligeant les efforts diamagnétiques longitudinaux provoqués par le déplacement suivant  $x$  du maglevtube.

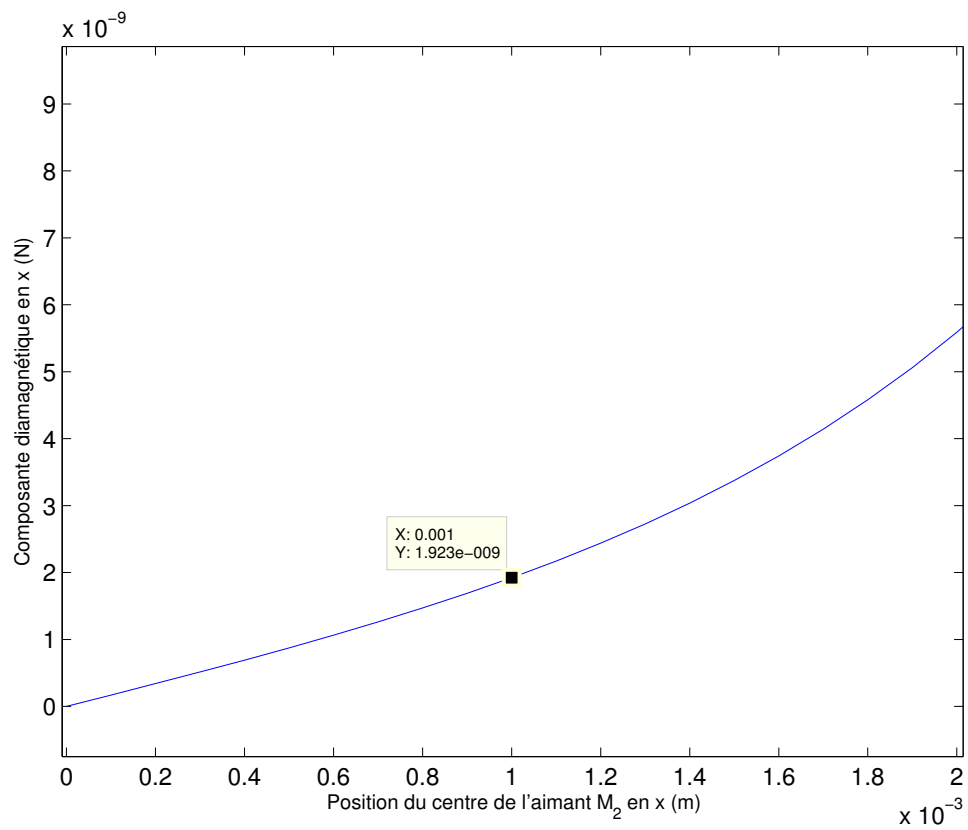


FIGURE 3.20 – Composante suivant  $x$  de la force diamagnétique en fonction de la position en  $x$  de  $M_2$  (zoom)



# NOUVELLE VERSION DU CAPTEUR DE MICRO ET NANOFORCE PAR LÉVITATION DIAMAGNÉTIQUE

*Bien que permettant déjà d'effectuer des mesures de force à des échelles intéressantes (de l'ordre de la dizaine de micronewtons), le capteur de première génération présenté au chapitre 2 souffre tout de même de certaines limitations qu'il convient d'optimiser si on souhaite encore améliorer les performances de ce dernier. De plus, de part le contexte semi-industriel dans lequel se déroule cette thèse CIFRE, un travail de reconception du design de la précédente version a aussi été envisagé afin d'aboutir, à l'issue de ces travaux, à une version pré-industrielle du capteur transférable à notre partenaire industriel (STIL SA). Au cours de ce chapitre, nous développons les différentes améliorations qui ont été apportées au capteur. Dans un premier temps, nous présenterons les caractéristiques du nouveau capteur de déplacement qui équipe le nouveau dispositif de mesure de force. Nous détaillerons, par la suite, le nouveau design du capteur de force, puis nous nous intéresserons à la chaîne de mesure de force et aux éléments qui la compose. Enfin la dernière section aura pour objectif d'explicitier le nouveau processus de calibration du capteur de micro et nanoforce.*

## 4.1/ CHOIX DU CAPTEUR DE DÉPLACEMENT

Le capteur de déplacement est un élément essentiel du dispositif de mesure de micro et nanoforce, c'est grâce à ce dernier que la mesure du déplacement peut être transformée en mesure de force. Les performances du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique sont ainsi directement liées à celles du capteur de déplacement. C'est pourquoi cet organe de mesure nécessite une attention toute particulière afin d'optimiser au mieux le dispositif. Comme indiqué au chapitre 2, la précédente version du capteur de micro et nanoforce était équipée d'un capteur laser de type ELITEC LAS-2010V dont les performances sont modestes en comparaison avec les capteurs du marché actuel. La société STIL SA, partenaire de ce projet et experte dans la technologie d'imagerie confocale chromatique, propose une gamme de capteurs optique haute résolution qui correspondent mieux aux exigences imposées par la mesure de force aux échelles du micro et nanonewton. C'est cette technologie qui a été retenue pour équiper notre dispositif de mesure de force.

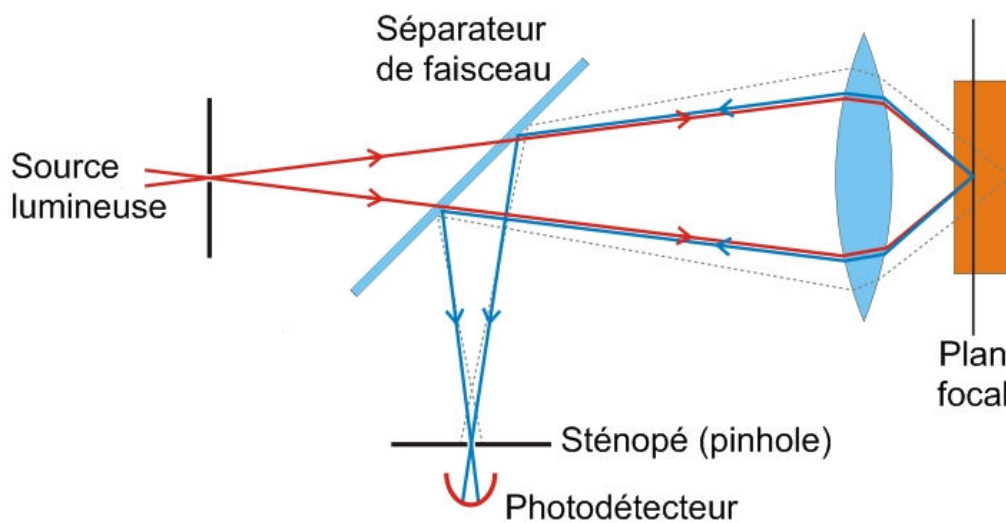


FIGURE 4.1 – Principe du microscope confocal

### PRINCIPE DE LA MICROSCOPIE CONFOCALE

La microscopie confocale développée par Marvin Minsky [83] en 1955 puis brevetée en 1961, n'est apparue que dans les années 80 en version commerciale démocratisant ainsi cette technique d'imagerie à de nombreux laboratoires. En microscopie optique "classique" à champ large, pour obtenir une image nette, il est nécessaire que l'objet se trouve dans le plan focal du système optique qui forme simultanément l'image de tous les points d'un champ objet sur un photodétecteur. Cependant, lorsqu'un objet est épais, avec un relief important ou lorsqu'il est incliné par rapport à l'objectif, il est difficile d'obtenir une image nette sur la totalité de l'objet et on observe alors des zones de flous sur ce dernier. Pour résoudre ce problème, il est possible d'adopter une configuration optogéométrique dite confocale. Le filtrage confocal consiste en une double traversée, aller-retour, de l'optique d'imagerie, associée à un double filtrage spatial. Une source lumineuse ponctuelle est imagée sur un point de l'objet puis en retour sur un petit sténopé (pinhole) placé devant le photodétecteur (voir Fig. 4.1). Grâce au double filtrage spatial, la microscopie confocale possède la propriété de réaliser une "coupe optique" nette correspondant uniquement au plan focal et en dehors de laquelle le microscope est parfaitement "aveugle". La lumière provenant des parties floues hors du plan focal est arrêtée par les bords du sténopé. En faisant varier ce plan on obtient une succession de coupes donnant des informations précises dans les trois dimensions de l'objet observé. Bien que novatrice, cette méthode peut s'avérer longue et fastidieuse. Afin d'éviter ce type de balayage axial il est possible d'utiliser la microscopie confocale chromatique.

### LE CAPTEUR CONFOCAL CHROMATIQUE

Le capteur confocal chromatique est un capteur point coaxial appliquant le principe du codage chromatique de l'espace afin d'éviter toute forme de balayage temporel de l'axe de mesure. De ce fait, le capteur observe instantanément toute la profondeur du champ de mesure. Le codage chromatique est réalisé en mettant à profit le chromatisme axial étendu et contrôlé des objectifs qui permettent ainsi d'imager une source ponctuelle po-

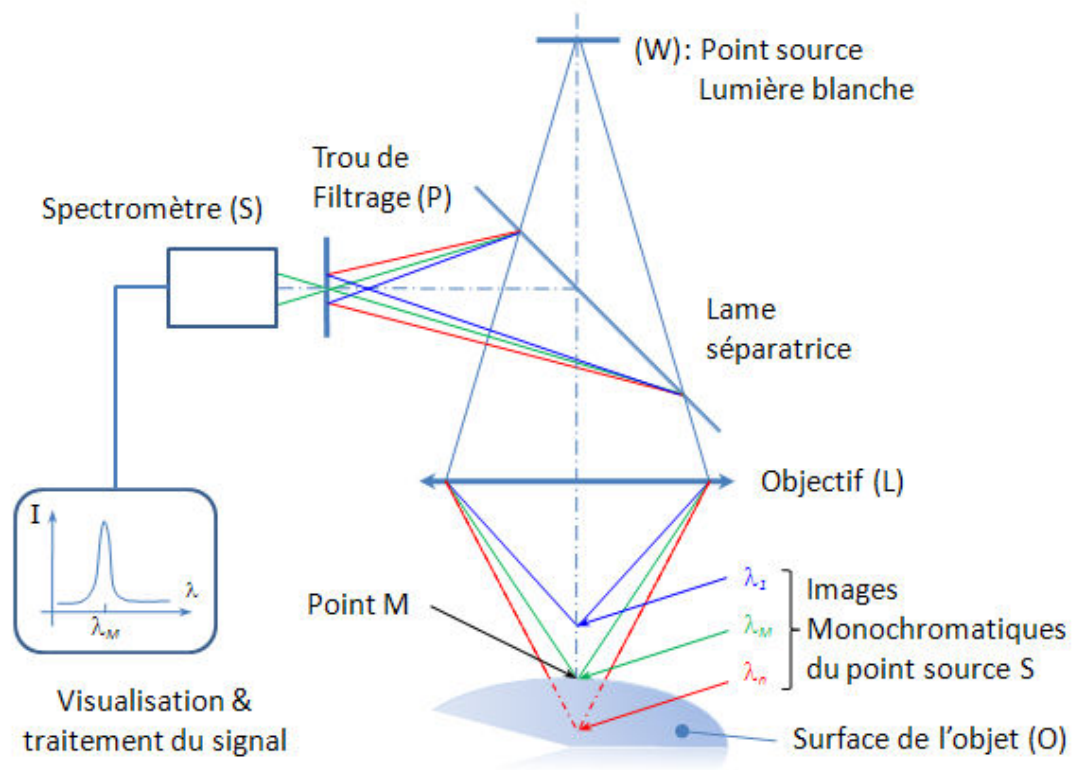


FIGURE 4.2 – Principe du capteur confocal chromatique

ychromatique en un continuum d'images monochromatiques uniformément réparties sur une portion de l'axe optique et dont la longueur est égale à la profondeur de champ du dispositif. De cette façon on attribue à chaque point du champ une longueur d'onde unique. Un échantillon placé dans cette zone de codage chromatique voit sa surface diffuser le pinceau de lumière incidente (voir Fig. 4.2). La lumière rétrodiffusée traverse l'objectif chromatique  $L$  dans le sens inverse et arrive sur un trou  $P$  qui filtre toutes les longueurs d'onde sauf une seule  $\lambda_M$ . La lumière collectée est ensuite analysée par un spectromètre  $S$  qui va permettre de mettre en relation la position de l'échantillon avec la longueur d'onde détectée via une fonction d'étalonnage établie par le calibrage préalable du capteur.

### CARACTÉRISTIQUES DES CAPTEURS CHROMATIQUES CONFOCAUX STIL SA

Les capteurs confocaux chromatiques permettent d'effectuer des mesures de distance de haute résolution et de haute précision sur tout type d'échantillon (transparent, opaque, poli, rugueux) mais aussi sur tout types de matériaux et notamment le verre qui comme nous le verrons dans la suite sera le matériau utilisé pour le déflecteur situé à l'arrière du maglevtube.

Ces capteurs sont composés de trois parties (voir figure 4.3) : le coffret optoélectronique (1) qui est l'unité de contrôle du capteur, le crayon optique (2) qui est la tête de mesure du capteur et la fibre optique (3) qui permet la conduction de la lumière entre la source lumineuse du coffret et le crayon optique. Les coffrets optoélectroniques  $CHR - L$  utilisés disposent d'une fréquence de mesure pouvant aller de 30 à 1000 points/s, ils sont équip-



FIGURE 4.3 – Les différents composants d'un capteur confocal chromatique STIL

pés d'une source lumineuse LED blanche ajustable en intensité. La gamme de crayons optiques retenue *CL+MG* permet d'obtenir un très large choix de plages de mesure allant de  $130\mu\text{m}$  à  $24\text{mm}$  et une résolution à partir de  $8\text{nm}$  (Voir Fig. 4.4). Les deux configurations retenues pour équiper la nouvelle version du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique sont les suivantes :

- *CL4 + MG35* (Résolution :  $130\text{nm}$  / Plage de Mesure :  $4\text{mm}$ )
- *CL2 + MG140* (Résolution :  $22\text{nm}$  / Plage de Mesure :  $400\mu\text{m}$ )

Ces deux configurations permettent de couvrir un champ applicatif assez large. Dans le premier cas, il est possible d'obtenir une plage de mesure pouvant aller jusqu'à  $\pm 2\text{mm}$  avec une résolution toujours inférieure au micromètre. La seconde configuration quand elle permet d'augmenter sensiblement la résolution du capteur de force, au prix d'une diminution de sa plage de mesure.

Là où le précédent capteur de distance LAS-2010V offrait une résolution de l'ordre du micronewton et une plage de mesure de l'ordre de  $4\text{mm}$  (inutile car comme le montre la figure 2.11 la linéarité du capteur de force est assurée pour des déplacements du maglevtube de l'ordre de  $\pm 1.5\text{mm}$ ), les capteurs de déplacement confocaux chromatiques STIL permettent d'obtenir des résolutions bien inférieures tout en assurant une plage de mesure suffisante pour les déplacements du maglevtube qui nous intéressent. Ainsi, en augmentant les performances du capteur de déplacement, les performances de cette nouvelle version du dispositif de mesure de force sont elles aussi améliorées.

## 4.2/ OPTIMISATION DU DESIGN DU CAPTEUR DE MICRO ET NANO-FORCE

Dans le but d'optimiser le prototype de mesure de micro et nanoforce, une reconception de plusieurs éléments du capteur a été effectuée pour aboutir à cette nouvelle version « pré-industrielle ». Le dispositif de mesure de force doit permettre de répondre aux exigences de différents types d'applications. Suivant l'application et le type d'effort que l'on souhaite mesurer, l'extrémité du maglevtube sur laquelle on va appliquer la force (extrémité sensible du maglevtube) est amenée à être modifiée. En effet, si on souhaite, par

		Modular Series												
Model		CL1		CL2		CL3		CL4		CL5		CL6		
Nominal measuring range <sup>(1)</sup>	[ $\mu\text{m}$ ]	100		300		1 100		3000		10 000		20 000		
Working distance <sup>(1)</sup>	[mm]	3.3		11		12.7		16.4		29		19.6		
Axial resolution <sup>(1)(2)</sup>	[ $\mu\text{m}$ ]	0.005		0.012		0.025		0.075		0.280		0.600		
Axial accuracy <sup>(2)</sup>	[ $\mu\text{m}$ ]	0.02		0.06		0.2		0.4		0.9		3		
Max object slope <sup>(3)</sup>	[deg]	+/- 43		+/- 28		+/- 27		+/- 22		+/- 14		+/- 8.6		
Reference plate <sup>(4)</sup>	-	No		Yes		Yes		Yes		Yes		No		
Reference number 90° pen	-	Yes		Yes		Yes		Yes		Yes		Yes		
Magnifier model		MG210	MG140	MG210	MG140	MG70	MG140	MG70	MG35	MG20	MG35	MG20	MG35	MG20
Spot size diameter	[ $\mu\text{m}$ ]	2	3.1	2.6	3.1	5.2	4	8	8	13.2	16	22	16	25.6
Lateral resolution	[ $\mu\text{m}$ ]	1.1	1.55	1.3	1.55	2.6	2	4	4	6.6	8	11	8	12.8
Min. measurable thickness <sup>(5)</sup>	[ $\mu\text{m}$ ]	7	8.5	15	15	25	25	40	60	95	200	380	590	620
Length <sup>(6)</sup>	[mm]	253.1	217.1	243.3	208.9	176.1	205.9	176.1	145.5	131.7	145.5	131.7	167.6	151.8
Weight <sup>(6)</sup>	[g]	268	195	248	190	189	215	214	155	140	175	160	195	180
Mechanical diameter	[mm]	27	27	27	27	27	27	27	27	27	27	27	27	27

FIGURE 4.4 – Caractéristiques des capteurs confocaux chromatiques CL+MG STIL

exemple, mesurer une force de pull-off (correspondant à l'effort nécessaire pour rompre le contact entre deux matériaux), on a souvent recours à un contact sphère/plan. Dans ce cas, l'application pourra consister à coller une sphère (par exemple une sphère de diamètre 1 mm) à l'extrémité sensible du maglevtube puis à venir en contact avec une surface plane et enfin mesurer la force nécessaire pour rompre le contact entre les deux matériaux. Un autre exemple pourrait consister à mesurer les forces de frottements entre deux matériaux, on pourrait alors se servir du maglevtube comme poussoir avec une extrémité sensible plane sur laquelle le micro-objet serait en contact. Ainsi chaque application peut nécessiter l'utilisation d'un maglevtube différent, avec une extrémité différente, une raideur du ressort magnétique différente et donc une répartition des masses différente. Cette répartition des masses différente d'un maglevtube à un autre nécessite alors un réglage précis de la position des aimants porteurs et des plaques de graphite à chaque changement de maglevtube. Par la suite, on appellera l'ensemble « berceau », l'ensemble constitué des quatre aimants porteurs et des quatre plaques de graphite assurant la lévitation du maglevtube. Dans une version pré-industrielle du dispositif, ces réglages peuvent s'avérer fastidieux et compliqués pour l'utilisateur final. C'est pourquoi nous présenterons, dans un premier temps, la solution adoptée afin de pouvoir changer de maglevtube sans réglages de la part de l'utilisateur final, puis nous nous intéresserons au design du maglevtube et des autres éléments qui constitue la nouvelle version du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique.

#### 4.2.1/ SOLUTION MAGLEVTUBE ET BERCEAU APPAIRÉS

Pour obtenir la lévitation passive et stable du maglevtube suivant une axe de mesure horizontal et à une hauteur de lévitation donnée, il est nécessaire de procéder au réglage



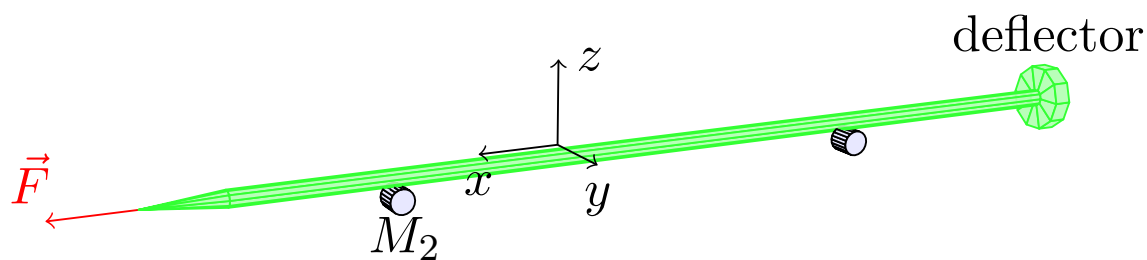


FIGURE 4.5 – Schéma 3D du Maglevtube.

de la position des aimants porteurs et des plaques de graphite à chaque changement de maglevtube. Or pour une version pré-industrielle du dispositif et pour un utilisateur qui n'a pas forcément l'habitude de régler la configuration du berceau nous l'avons dit plus haut, cette procédure peut être compliquée et difficile à mettre en oeuvre. La solution adoptée pour pallier à ce problème a été d'associer à chaque maglevtube la configuration du berceau permettant la lévitation passive et stable du maglevtube à une hauteur de lévitation donnée. Cette hauteur de lévitation constituera alors l'axe de mesure horizontal de référence pour l'ensemble du dispositif. Cet axe de référence sera aussi utilisé pour placer les capteurs de déplacement ainsi que pour appliquer l'effort à mesurer. Ainsi la tête de mesure du dispositif de mesure de force est constituée de l'association *maglevtube + berceau* et elle pourra être interchangeable sans réglages de la part de l'utilisateur final. D'un point de vue industriel, le réglage de la configuration du berceau sera effectué après la fabrication du maglevtube. A l'issue de l'assemblage du maglevtube, un opérateur devra associer à ce maglevtube une configuration du berceau assurant sa lévitation horizontale à la hauteur de référence. Une fois les réglages terminés, le berceau pourra à son tour être assemblé définitivement. A ce couple *maglevtube + berceau* correspond forcément une raideur donnée, elle sera déterminée lors de la calibration du capteur. Chaque tête de mesure est donc caractérisée par la raideur du ressort magnétique ainsi constitué. La modification de cette raideur magnétique est possible en modifiant les dimensions et les paramètres magnétiques des aimants du maglevtube. Enfin, lors d'une éventuelle casse du maglevtube, l'utilisateur n'aura qu'à renvoyer la tête de mesure défectueuse à l'industriel afin de remplacer le maglevtube et procéder au nouveau réglage du berceau.

#### 4.2.2/ DESIGN DU MAGLEV TUBE

Le maglevtube est l'organe sensible du capteur. Suivant l'application envisagée, il est nécessaire d'utiliser différents types de maglevtubes avec différentes extrémités adaptées à l'expérience que l'on souhaite effectuer. Dans cette section, nous nous intéresserons d'abord à la fabrication de l'extrémité sensible du maglevtube puis nous détaillerons l'assemblage final du maglevtube.

Le maglevtube est fabriqué à partir d'un capillaire de verre. Par rapport à la précédente version du maglevtube le capillaire de verre utilisé ici est un capillaire de silice avec un coating Polyimide. Ce revêtement permet de rendre flexible (voir Fig. 4.6) le capillaire (Flexible Fused Capillary) ce qui facilite grandement la manipulation du maglevtube en le rendant moins fragile. Une fois le revêtement retiré, le capillaire perd cette propriété redevenant "cassant" et fragile. Trois types de capillaires ont été sélectionnés et leurs caractéristiques sont données dans le tableau 4.7.

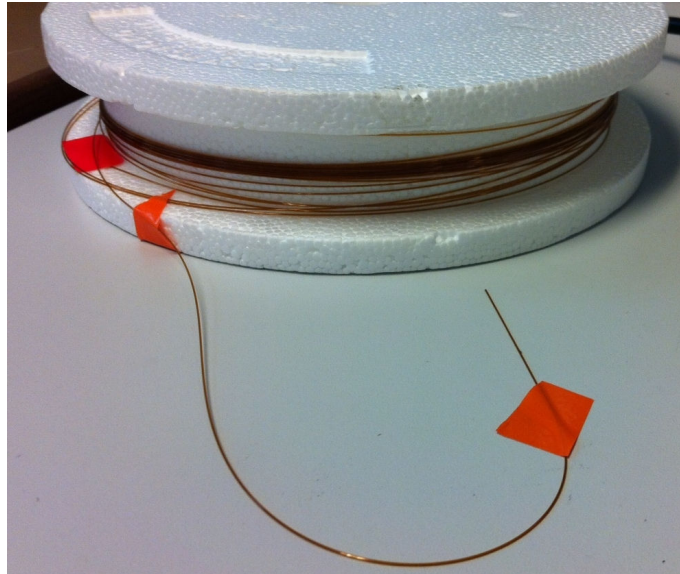


FIGURE 4.6 – Flexibilité des capillaires de verre.

Product Descriptor	ID $\mu\text{m}$	OD $\mu\text{m}$	CT* $\mu\text{m}$
TSP020090	020 $\pm$ 02	090 $\pm$ 06	12
TSP100245	100 $\pm$ 04	238 $\pm$ 07	16
TSP320450	320 $\pm$ 06	435 $\pm$ 10	18

FIGURE 4.7 – Tableau récapitulatif des caractéristiques des capillaires utilisés pour la fabrication du maglevtube.

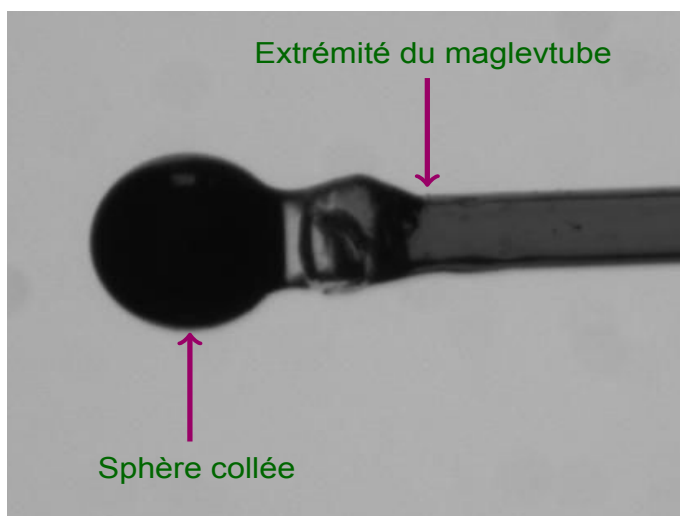


FIGURE 4.8 – Collage d'une sphère de nitrure de silicium sur l'extrémité sensible du maglevtube.

Le procédé de façonnage de l'extrémité sensible du maglevtube dépend de l'application visée. Ci-dessous, les différents procédés utilisés lors de ces travaux de thèse sont listés.

#### COLLAGE DIRECT D'UN MICRO-OBJET SUR L'EXTRÉMITÉ SENSIBLE DU MAGLEVTUBE

Dans le cas général d'applications consistant à mesurer les forces d'interactions entre deux matériaux (mesure de force d'adhésion par exemple), une solution assez facile à mettre en oeuvre lors de la fabrication de l'extrémité sensible du maglevtube consiste à coller un micro-objet directement sur l'une des extrémité du capillaire de verre. Cette solution permet d'obtenir une extrémité sensible avec un matériau et une forme dont on connaît les propriétés puisque'il peut être caractérisé avant le collage sur le maglevtube. Pour faciliter l'opération de collage le diamètre du capillaire peut être choisie en fonction de la taille du micro-objet. Par exemple, la figure 4.8 montre le collage d'une sphère de nitrure de silicium ( $Si_3N_4$ ) d'un diamètre de 0.6 mm.

#### ETIRAGE DE L'EXTRÉMITÉ SENSIBLE DU MAGLEVTUBE

Dans certains cas, le collage d'un micro-objet directement sur le capillaire n'est pas possible, notamment lorsque la taille du micro-objet est trop petite par rapport au diamètre du capillaire. Pour pallier à ce problème, il est possible d'amincir le capillaire de verre à l'une de ces extrémités. Pour amincir le capillaire, le procédé consiste à chauffer une zone du capillaire à l'aide d'un micro-chalumeau tout en appliquant une traction sur celui-ci. Cela aura pour effet d'étirer progressivement le capillaire réduisant son diamètre jusqu'à sa rupture (voir figure 4.9). La traction appliquée au bout du capillaire peut être obtenue par exemple en plaçant le capillaire à la verticale et en fixant une masse à son extrémité. On obtient ainsi un profil en forme de pointe avec une extrémité sensible amincie comme le montre la figure 4.10.

Il existe aussi des solutions commerciales de stations de fabrication de micropipettes en verre destinées au domaine de la fécondation in vitro. Ce type d'étireuse de capillaire

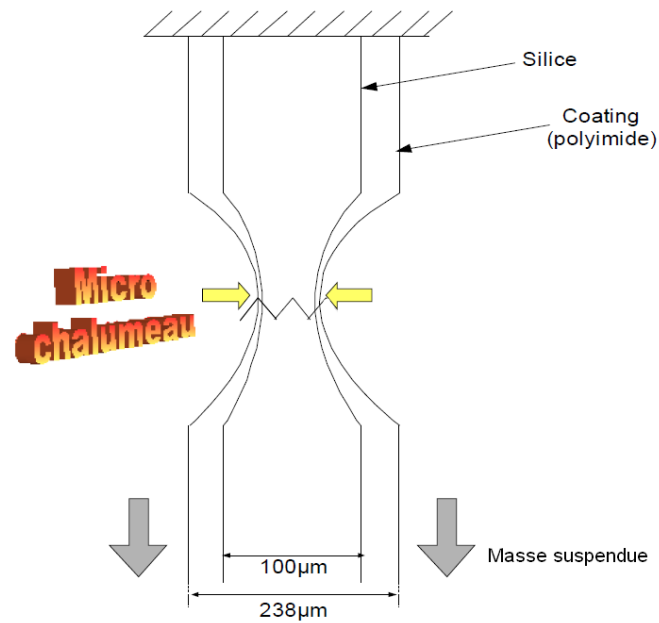


FIGURE 4.9 – Schéma du procédé d'étirage de l'extrémité sensible du maglevtube pour un capillaire de type TSP100245.

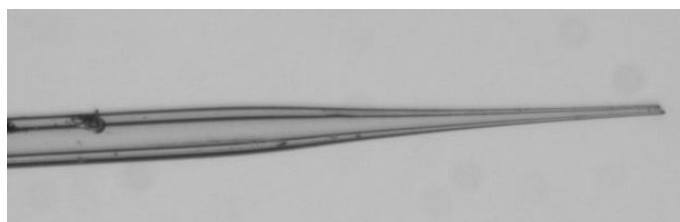


FIGURE 4.10 – Pointe de maglevtube avec extrémité amincie.



FIGURE 4.11 – Dispositif de fabrication de micropipette SUTTER P1000

de verre permettent d'obtenir des degrés de reproductibilité supérieurs à ceux qu'on peut espérer obtenir avec le processus d'amincissement présenté précédemment. En effet, la société SUTTER propose des dispositifs d'étirement de capillaire (voir Fig. 4.11) utilisant comme source de chaleur des filaments métalliques chauffés entourant le capillaire ou un laser  $CO_2$ . Le processus d'étirement est réalisé dans un environnement contrôlé avec un système de refroidissement des pointes étirées. En outre, il est possible de régler de nombreux paramètres tels que la température de chauffe, la force appliquée sur les deux extrémités de capillaire ou encore la vitesse de déplacement des supports de capillaire. Il est ainsi possible de fabriquer des capillaires avec des pointes possédant les mêmes profils et les mêmes caractéristiques avec un très bon degré de reproductibilité. Ce type de dispositif n'a pas pu être testé durant la thèse mais constitue une possible solution pour l'étirement contrôlé de pointe de capillaire de verre.

#### FORGE HÉMISPHERIQUE DE L'EXTRÉMITÉ SENSIBLE DU MAGLEVTUBE

Dans le cadre d'applications pour lesquelles le type de matériaux n'est pas une contrainte mais pour lesquelles on a besoin d'un contact de type sphérique, plutôt que de coller des micro-objets sphériques, il est possible de « forger » l'extrémité sensible du maglevtube de manière à obtenir une forme hémisphérique. Le procédé consiste à chauffer l'extrémité du capillaire (après étirage ou non), à l'aide d'un micro-chalumeau par exemple, jusqu'à faire perler le verre et obtenir ainsi directement sur le capillaire une forme hémisphérique. Pour cela, on place le capillaire sur un tour (voir figure 4.12) qui va permettre la rotation de celui-ci, puis en chauffant de manière continue l'extrémité sensible, le verre commence à perler et on obtient finalement une forme hémisphérique en bout de capillaire. En variant les diamètres initiaux des capillaires de verre et en modifiant le temps de chauffe du capillaire on peut obtenir des rayons de courbure différents. Grâce à la station

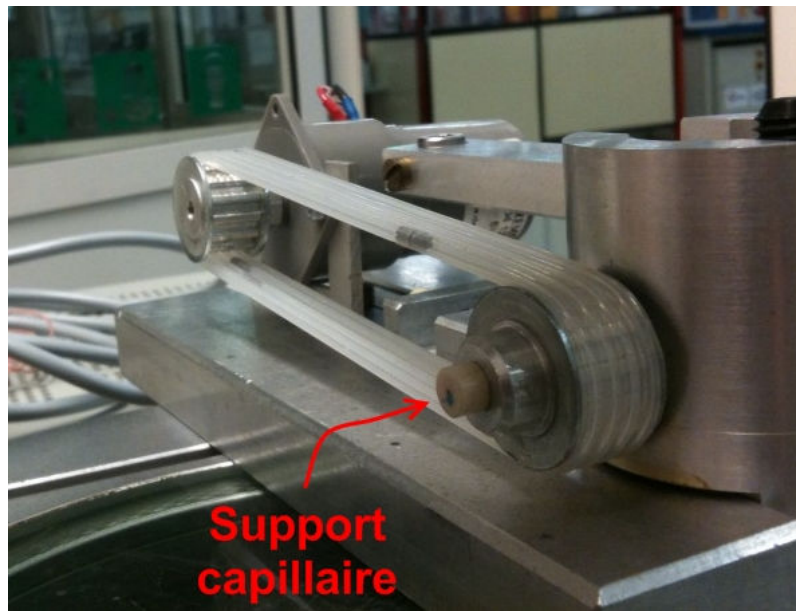


FIGURE 4.12 – Tour servant à la forge de l'extrémité sensible du capillaire permettant d'obtenir une forme hémisphérique

de micromesure optique MIME de la société STIL, il est possible de caractériser la topographie de la surface ainsi obtenue et d'en mesurer par exemple les différents rayons de courbures comme le montre les figures 4.13, 4.14, 4.15 et 4.16

#### FORGE PAR CINTRAGE DE L'EXTRÉMITÉ SENSIBLE DU MAGLEVTUBE

Enfin un dernier procédé de façonnage de l'extrémité sensible du maglevtube consiste à forger le capillaire de manière à obtenir un cintrage de celui-ci en son extrémité. Pour cela, le principe reste toujours le même il suffit de chauffer une zone précise de façon à « couder » l'extrémité du capillaire (voir figure 4.17). Ce type d'extrémité a un intérêt lorsqu'il faut pouvoir approcher et dégager une pointe amincie de maglevtube sans que le corps du maglevtube (à diamètre plus grand) n'entre en contact avec le substrat par exemple.

#### 4.2.2.1/ ASSEMBLAGE FINAL DU MAGLEVTUBE

Une fois la pointe du capillaire obtenue, le capillaire doit être coupé à la longueur finale souhaitée. Généralement, la longueur des maglevtubes est fixée à 100mm. L'assemblage final du maglevtube se divise en deux étapes, il faut découper puis coller le déflecteur à l'arrière du capillaire et coller les aimants  $M_2$  sur le maglevtube.

#### DÉCOUPE ET COLLAGE DU DÉFLECTEUR.

Cette étape se décompose en deux parties : premièrement on découpe les déflecteurs aux dimensions souhaitées (ici 3mm × 3mm) puis on colle le déflecteur à l'arrière du capillaire. Les déflecteurs sont découpés à partir de lamelle de verre couvre-objet de micro-

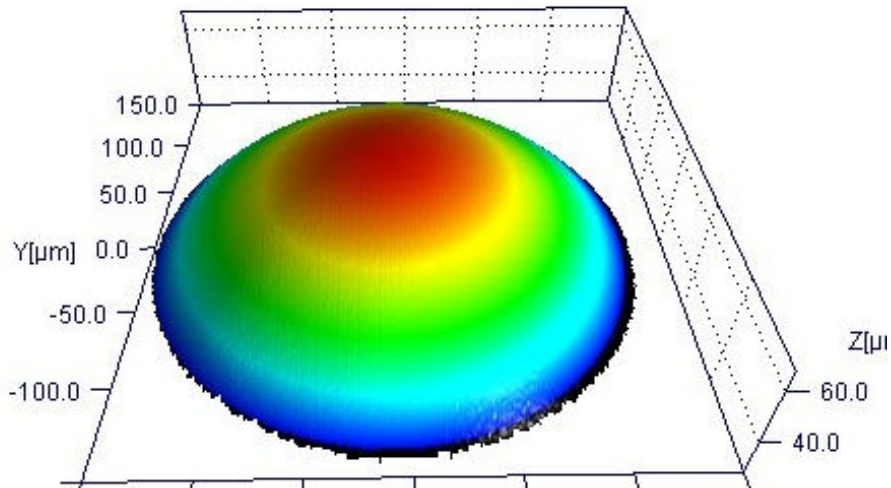


FIGURE 4.13 – Topographie 3D de l'état de surface d'une pointe sphérique obtenue avec le tour - Echantillon 1

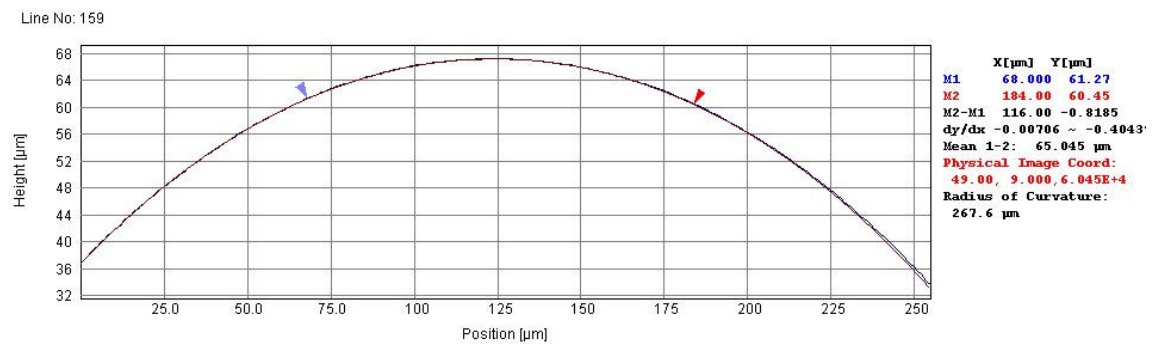


FIGURE 4.14 – Rayon de courbure d'une pointe sphérique obtenue avec le tour - Echantillon 1 : 267.6μm

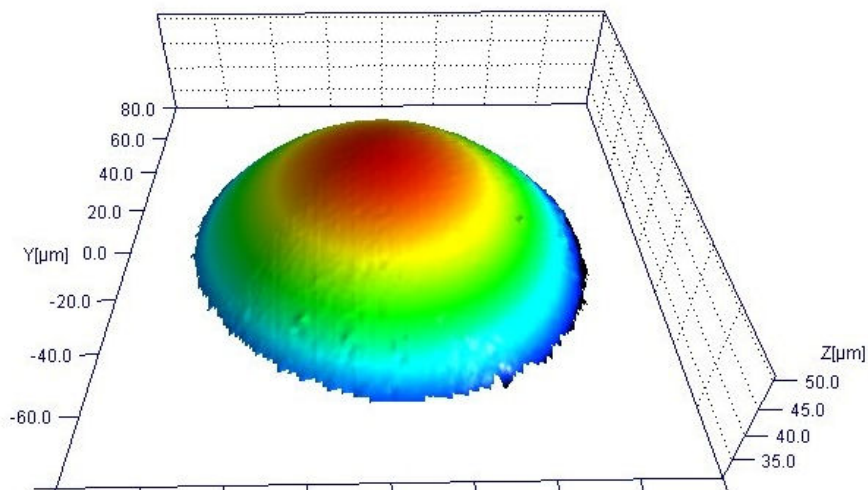


FIGURE 4.15 – Topographie 3D de l'état de surface d'une pointe sphérique obtenue avec le tour - Echantillon 2

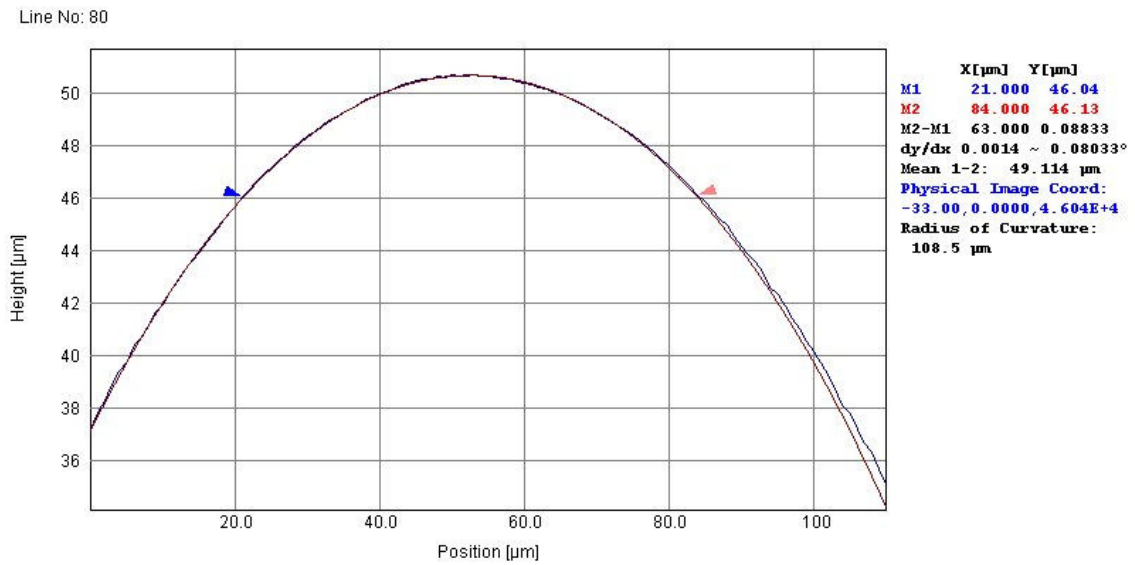


FIGURE 4.16 – Rayon de courbure d’une pointe sphérique obtenue avec le tour - Echantillon 2 :  $108.5\mu\text{m}$



FIGURE 4.17 – Pointe de maglevtube avec extrémité coudée et amaïncie.



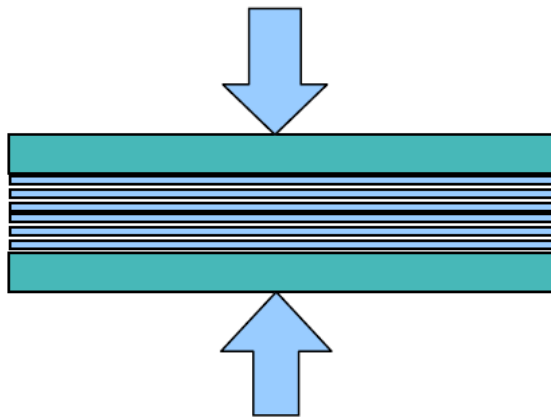


FIGURE 4.18 – Schéma de l'empilement des lamelles de verre

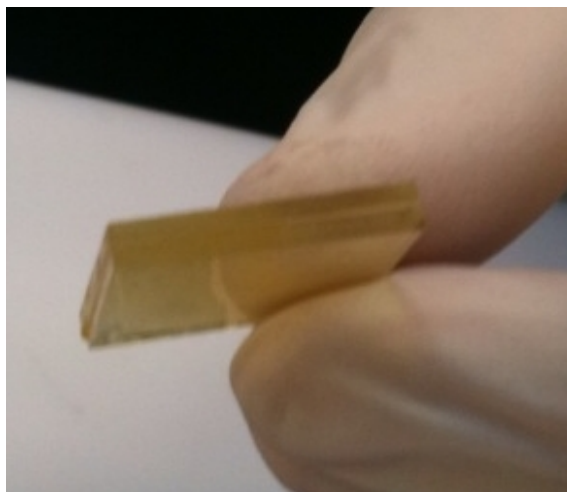


FIGURE 4.19 – Bloc de lamelles solidarisées à l'aide de cire.

scope d'une épaisseur de 0.13 mm. Etant donné la faible épaisseur de verre, il est difficile de découper sans casse ce type de matériau à l'aide d'une pointe carbure. Pour remédier à cela, les lamelles sont découpées à l'aide d'un disque de diamant en rotation. Lors de la découpe, les lamelles de verre couvre-objet (0.13 mm d'épaisseur) sont placées entre deux lamelles de verre porte-objet plus épaisses (1 mm) comme le montre la figure 4.18.

Afin de solidariser les lamelles entre elles, on utilise de la cire qui une fois chauffée devient liquide permettant ainsi le collage des lamelles. Une fois les lamelles solidarisées, le bloc ainsi constitué (voir Fig. 4.19) est découpé au disque de diamant aux dimensions souhaitées. Il ne reste plus, alors, qu'à décoller les lamelles en les chauffant, puis à les nettoyer à l'acétone. Le résultat est plutôt concluant (voir figure 4.20) puisque les déflecteurs ont bien les mêmes dimensions et le processus de découpe est plutôt facile à mettre en oeuvre.

Une fois les déflecteurs découpés, il ne reste plus qu'à les coller à l'arrière du capillaire de verre. Afin d'assurer une bonne perpendicularité entre le déflecteur et le capillaire, le déflecteur est placé sur une surface plane, un point de colle UV est déposé sur la surface à coller, puis on approche le capillaire placé à la verticale jusqu'à entrer en contact avec le déflecteur.

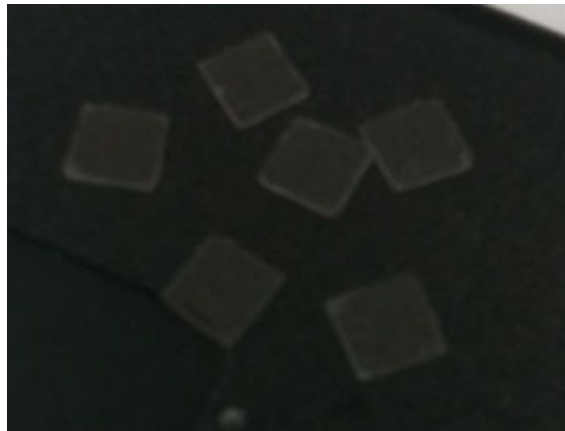


FIGURE 4.20 – Déflecteurs découpés et prêts à être collés sur le capillaire.

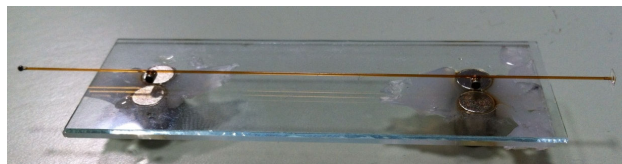


FIGURE 4.21 – Montage permettant le collage des aimants cylindriques sur le capillaire de verre du maglevtube.

#### COLLAGE DES AIMANTS.

Une fois le déflecteur collé, il ne reste plus qu'à coller les aimants cylindriques. Pour cela on utilise un montage (voir figure 4.21) qui permet de placer les aimants cylindriques à bonne distance l'un par rapport à l'autre en face de chaque couple d'aimants porteurs dont l'écartement est fixé ici à 55 mm. Afin de maintenir les aimants cylindriques, on utilise deux autres couples d'aimants collés sur une lamelle de verre de manière à ce que les aimants soient maintenus immobiles en fonction de leur polarité. Une deuxième lamelle de verre est disposée entre la première plaque de verre et les aimants qui sont destinés à être collés sur le capillaire. De cette façon il sera possible de rompre les efforts magnétiques maintenant les aimants du maglevtube immobiles en écartant la lamelle de verre intermédiaire sans risque de casse du maglevtube.

#### 4.2.3/ DESIGN DU "BERCEAU"

L'élément "berceau" du dispositif de mesure de micro et nanoforce (voir figure 4.22) est l'autre élément qui avec le maglevtube constitue la tête de mesure du capteur. C'est l'élément qui permet la lévitation passive et stable du maglevtube. Comme nous l'avons vu précédemment, à chaque maglevtube est associé une configuration donnée du berceau qui permet la lévitation horizontale du maglevtube à une hauteur de référence qui correspond à l'axe de mesure du capteur. Le berceau est composé d'un bâti sur lequel sont fixés les quatre aimants porteurs  $M_1$  et les quatre plaques de graphites diamagnétique. Du fait de l'association *maglevtube* + *berceau* dans cette nouvelle version pré-industrielle, cet élément a subi quelques modifications dans sa conception. Tout d'abord, les plaques de graphite diamagnétiques et leur support ont été redimensionnés de façon à tenir compte

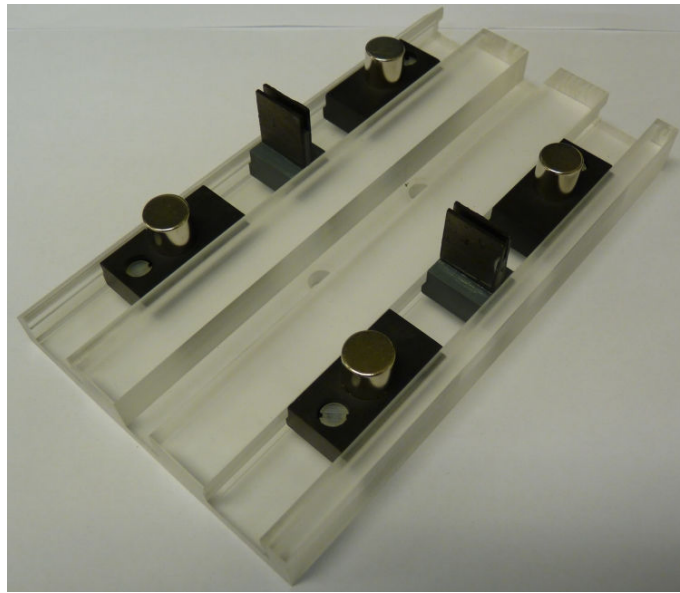


FIGURE 4.22 – Élément berceau de la version pré-industrielle du dispositif de mesure de micro et nanoforce.

des études découlant de la modélisation des efforts diamagnétiques développée au chapitre 3. L'épaisseur des plaques a été revue à la baisse par rapport aux plaques utilisés dans la version initiale du capteur (voir Fig. 4.23). L'épaisseur a été réduite à 1.6 mm qui est l'épaisseur sous laquelle nous recevons les nouvelles plaques de graphite que nous utilisons (voir Fig. 4.24). Pour cette version du dispositif les plaques de graphite ont été découpés avec des dimensions suivantes :  $16.5 \times 13.5 \times 1.6$  mm.

Dans une future version industrielle, la hauteur des plaques pourrait être réduite car comme nous l'avons vu dans la section 3.3.4, il est possible de faire léviter le maglevtube assez près des bords supérieurs et inférieurs des plaques de graphite sans détériorer les performances du capteur. La largeur des plaques, quant à elle, doit rester suffisante afin couvrir la plage de déplacement du maglevtube lors de la mesure de force.

Dans le but de garder tout de même, un certain niveau de réglage sur ce dispositif de laboratoire, le berceau a été reconçu en gardant la possibilité de régler la position des aimants porteurs via des glissières permettant la translation de ces derniers (voir Fig. 4.25). La taille du berceau pourra être largement réduite dans la future version industrielle de la tête de mesure.

La position des plaques de graphite, quand à elle, est maintenant fixe par rapport à l'axe de mesure du capteur, ainsi les berceaux peuvent être interchangeables sans réglages supplémentaires de la part de l'utilisateur puisque la hauteur de lévitation sera toujours la même. Le contrôle de l'horizontalité et de la hauteur de lévitation du maglevtube peut être effectué, pour l'instant, visuellement grâce à des marques situées sur les plaques de graphite comme le montre le schéma de la figure 4.26.

#### 4.2.4/ DESIGN DES AUTRES ÉLÉMENTS DU DISPOSITIF

Dans cette section, nous allons passer en revue les autres éléments de la nouvelle version du dispositif de mesure de micro et nanoforce.

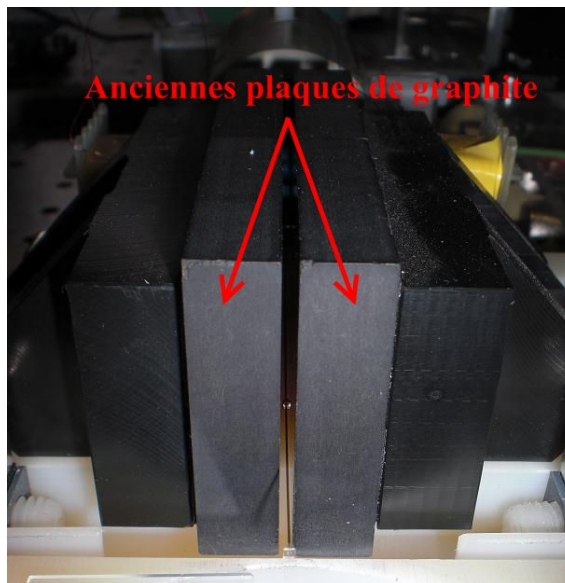


FIGURE 4.23 – Anciennes plaques de graphite utilisées dans la version initiale du capteur.

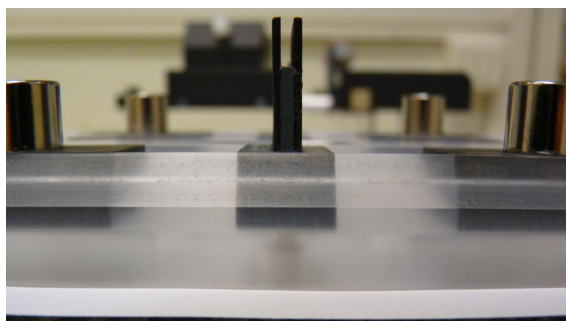


FIGURE 4.24 – Epaisseur des nouvelles plaques de graphite diamagnétique.

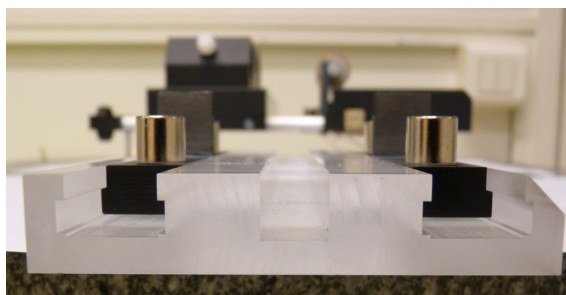


FIGURE 4.25 – Glissières permettant la translation des aimants porteur sur le berceau.

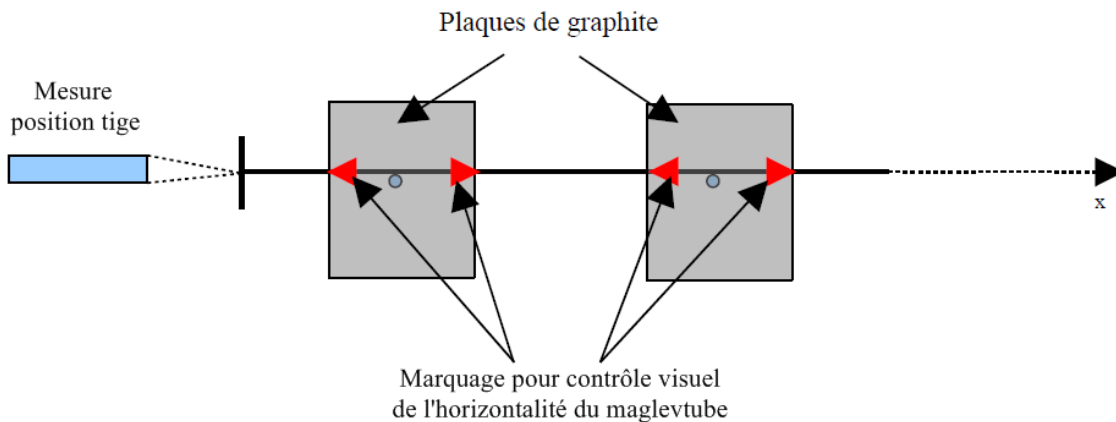


FIGURE 4.26 – Schéma de principe du contrôle de l'horizontalité et de la hauteur de lévitation du maglevtube.

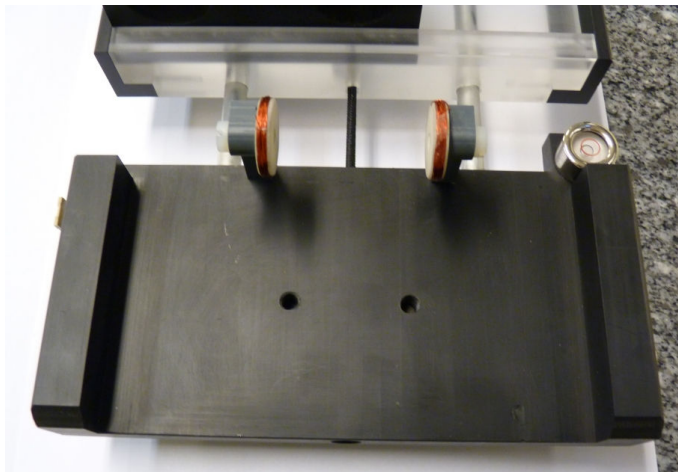


FIGURE 4.27 – Élément support du berceau.

#### 4.2.4.1/ ELÉMENT "SUPPORT BERCEAU"

Le support du berceau est en quelque sorte le bâti du dispositif. C'est lui qui accueille le berceau et donc la tête de mesure du capteur de force mais c'est aussi à lui qu'est rattaché le support des crayons optiques. L'horizontalité des aimants porteurs conditionne directement l'horizontalité du maglevtube en lévitation, c'est pourquoi un niveau à bulle a été ajouté au support comme le montre la figure 4.27. Sur cette figure, on peut voir aussi deux bobines et leurs supports qui sont eux aussi fixés sur le support berceau. Comme nous le verrons dans la suite, ces bobines permettent la calibration du capteur en appliquant un effort électromagnétique sur les aimants du maglevtube. En plaçant le centre des bobines sur l'axe horizontal des aimants, il est possible via cet effort de déplacer le maglevtube de sa position d'équilibre suivant l'axe de mesure et de procéder à la calibration du capteur. Enfin, le berceau peut être interchangé et fixé au support berceau au moyen de deux vis centrales. De cette manière, comme l'axe de mesure du capteur est fixe, le placement des bobines sur le support du berceau, des plaques de graphite sur le berceau et du support des crayons optiques reste toujours identique. La figure 4.28 illustre le changement de tête de mesure du capteur.

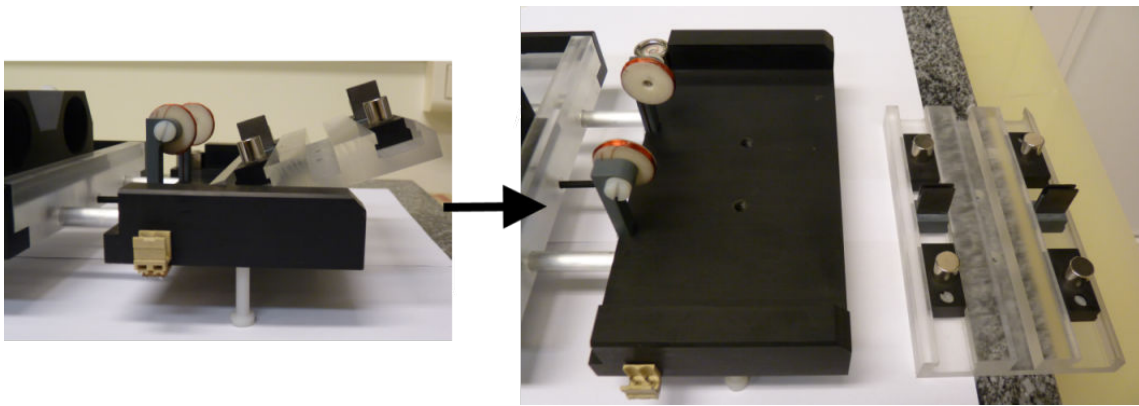


FIGURE 4.28 – Changement de berceau.

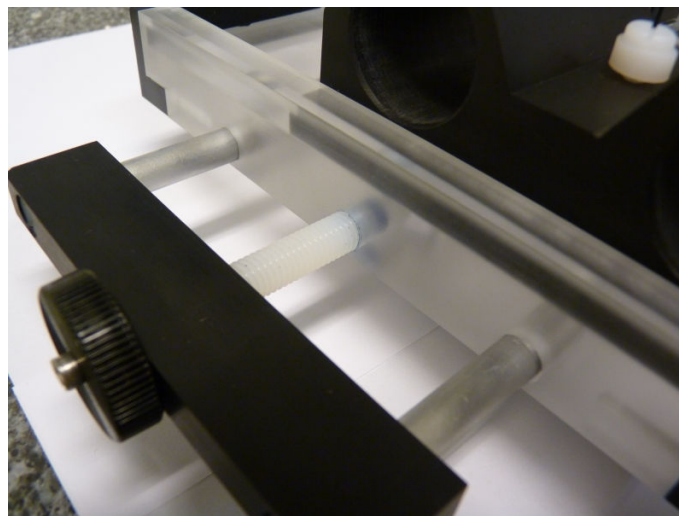


FIGURE 4.29 – Vis de réglage du support des crayons optiques pour l'ajustement de la distance de mesure.

#### 4.2.4.2/ ELÉMENT "SUPPORT CRAYON"

Le support des crayons optiques doit permettre de positionner les capteurs de déplacement STIL de façon à ce que leur axe de mesure soit confondu avec l'axe du maglevtube et donc l'axe de mesure du capteur de force. Ce support doit aussi permettre l'ajustement simple et précis de la distance de mesure entre le capteur de déplacement et le déflecteur du maglevtube. Enfin, une fonction supplémentaire a été ajoutée au support de façon à ce qu'il puisse accueillir non pas un mais deux crayons optiques. En effet, à l'usage et suivant l'application il peut être intéressant d'effectuer des mesures de forces avec des plages de mesures et des précisions différentes. Pour cela il est nécessaire de pouvoir changer de capteur de déplacement sans perturber les conditions de mesures de force. Le support est composé de deux parties, l'une reliée au support berceau et permettant l'ajustement de la distance de mesure au moyen de vis de réglage (voir Fig. 4.29) et l'autre mobile par rapport à la première de façon à pouvoir placer l'un des deux crayons optiques en face de l'axe de mesure par simple coulissement d'une position à l'autre (voir Fig. 4.30 et 4.31).

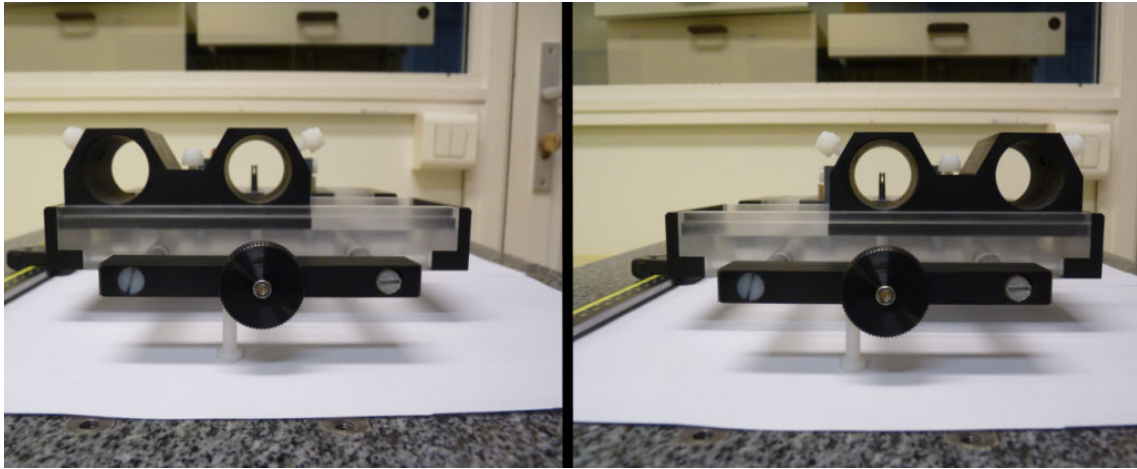


FIGURE 4.30 – Coulissement du support des capteurs de déplacement.

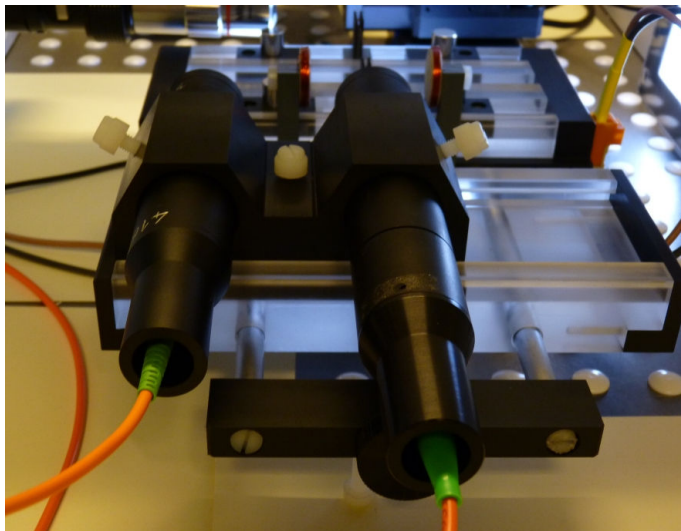


FIGURE 4.31 – Support des crayons optiques avec têtes de mesure CL2 et CL4.

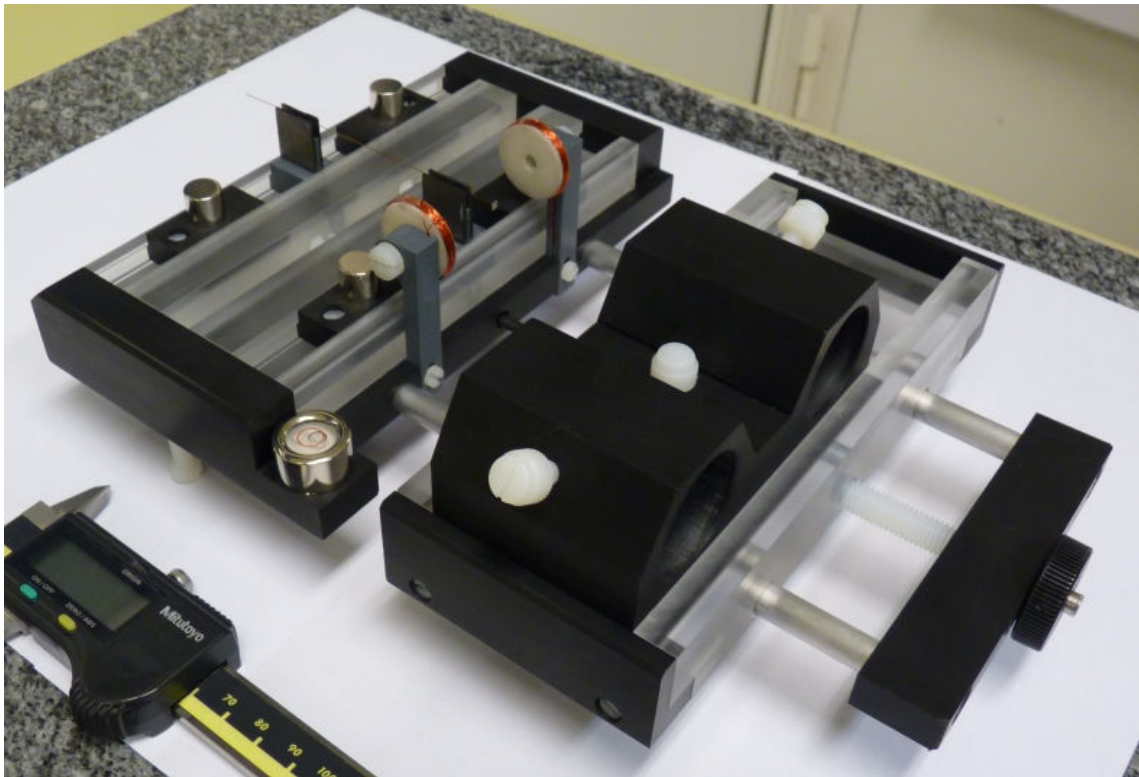


FIGURE 4.32 – Vue d'ensemble du nouveau design du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique.

En conclusion, par rapport à la première version du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique, de nombreuses améliorations ont été apportées au nouveau dispositif de mesure de force. L'association *maglevtube + berceau* permettant d'obtenir une tête de mesure avec un axe de mesure fixe pour tous les éléments du capteur a permis non seulement de s'affranchir du problème imposé par le changement de maglevtubes mais aussi de simplifier la conception du capteur en limitant les réglages pour l'utilisateur final. La qualité de l'étalonnage a par la même occasion été améliorée grâce à un positionnement toujours adéquat des bobines servant à la calibration du capteur (voir section 4.4). Même si ce prototype nécessite encore l'optimisation de certains aspects en vue d'une future version industrialisable, la version pré-industrielle présentée ici a permis de faire évoluer le design général (voir Fig. 4.32) du capteur tout en optimisant sa fabrication et son utilisation. De plus, l'ensemble des plans CAO de ce prototype ont été transféré chez notre partenaire industriel STIL SA.

### 4.3/ CHAÎNE D'ACQUISITION, D'ÉTALONNAGE ET D'ESTIMATION DE LA FORCE.

Dans cette partie, nous nous intéressons à la chaîne d'acquisition et aux éléments qui la compose. Dans un premier temps, nous présenterons les différents éléments intervenant dans la chaîne de mesure de force. Dans un second temps, la chaîne de mesure permettant la calibration du capteur et la chaîne de mesure de force à proprement parlé seront



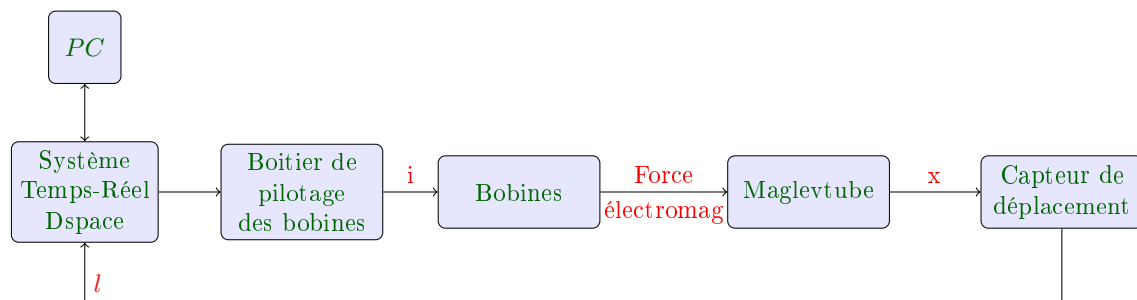


FIGURE 4.33 – Schéma de la chaîne de calibration du capteur.

détaillées

#### 4.3.1/ LES DIFFÉRENTS ÉLÉMENTS DE LA CHAÎNE D'ACQUISITION.

Afin d'utiliser le dispositif de mesure de force présenté dans la partie précédente, il est nécessaire d'interfacer ce dernier de manière à pouvoir calibrer le capteur, mettre en place la déconvolution de la mesure de déplacement et acquérir puis traiter la mesure de force. Afin de pouvoir communiquer et interagir avec le capteur de mesure de force au cours d'une mesure de force, nous avons ajouté à notre dispositif un système Temps-Réel de la société Dspace. Nous avons opté pour une carte processeur DS 1005 PPC équipée d'une carte d'interface série DS 4201-S et d'une carte de conversion numérique/analogique haute résolution (16 bits) DS 2102. La carte d'interface série DS 4201-S permet d'effectuer l'acquisition des données de déplacement du maglevtube via le coffret STIL relié à celle-ci par une liaison RS232. La carte de conversion numérique/analogique DS 2102 permet de piloter les bobines intervenant lors du processus de calibration du capteur. La carte processeur DS 1005 PPC quant à elle, permet de réaliser l'ensemble de ces opérations en temps réel.

Pour le processus de calibration du capteur, que nous détaillerons dans la partie suivante, nous avons besoin de piloter en courant une paire de bobines génératrices d'efforts électromagnétiques. La carte DS2102 ne délivre en sortie que des tensions pouvant aller de 0 à 10 Volts. Nous avons donc mis au point en partenariat avec la société STIL un boîtier de pilotage des bobines équipé d'un convertisseur tension/courant.

#### 4.3.2/ CHAÎNE D'ÉTALONNAGE DU CAPTEUR DE MICRO ET NANOFORCE.

La figure 4.33 présente la chaîne de mesure utilisée lors de la calibration du capteur. Via un PC, l'utilisateur lance la procédure de calibration, le système temps-réel Dspace envoie alors le signal en tension au boîtier de pilotage des bobines. Le courant  $i$  généré par le boîtier de pilotage traverse alors les bobines générant un effort électromagnétique s'appliquant sur le maglevtube. Sous l'effet de cet effort, le maglevtube se déplace et son déplacement  $x$  est mesuré par le capteur optique de déplacement STIL. L'information est ensuite décodée puis la mesure  $l$  est transmise au système temps-réel Dspace puis enregistrée sur le PC. C'est à partir de ces données que l'on détermine les valeurs des paramètres du modèle à savoir : la raideur magnétique  $K_x$  et le coefficient de frottement visqueux  $K_v$ . Ces valeurs sont ensuite retransmises au système temps-réel et le capteur passe en mode opérationnel.

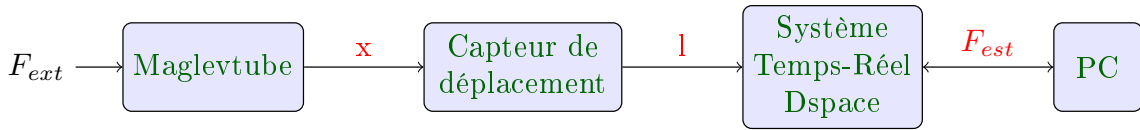


FIGURE 4.34 – Schéma de la chaîne d'acquisition et d'estimation de la force.

#### 4.3.3/ CHAÎNE D'ACQUISITION ET D'ESTIMATION DE LA FORCE.

Sur la figure 4.34 est représenté le schéma de la chaîne de mesure de force du capteur. L'effort extérieur  $F_{ext}$  à déterminer est appliqué sur le maglevtube provoquant un déplacement de ce dernier. Ce déplacement est mesuré par le capteur de déplacement optique STIL et la mesure  $l$  est transmise au système temps réel Dspace. L'étape d'estimation de la force inconnue par déconvolution, présentée et détaillée au chapitre 5, est effectuée au sein du système temps-réel Dspace. A l'issue de cette étape, on obtient une estimation de la force  $F_{est}$  qui peut être visualisée et/ou enregistrée sur le PC. A noter qu'il est possible de régler les paramètres du processus d'estimation de la force en temps réel.

### 4.4/ PROCESSUS DE CALIBRATION DU CAPTEUR DE MICRO ET NANOFORCE.

Le processus de calibration du capteur de micro et nanoforce présenté dans cette section consiste à identifier les paramètres du modèle de comportement du maglevtube (2.18). Comme nous l'avons vu à la fin du chapitre 2, il est important, si on souhaite estimer correctement la force, de connaître la dynamique de comportement du maglevtube. La précision du capteur de force est directement liée à l'identification des paramètres de ce modèle. Ces paramètres sont : la masse  $m$  du maglevtube (déterminée grâce à une balance de précision), la raideur magnétique  $K_m^x$  et le coefficient de frottement visqueux  $K_v^x$ . Pour identifier ces deux derniers paramètres, nous allons utiliser, comme pour le précédent processus de calibration, la réponse libre du maglevtube, puis à partir de cette réponse libre utiliser cette fois, un processus d'identification ARMA pour déterminer les valeurs de  $K_m^x$  et  $K_v^x$ .

Pour utiliser la réponse libre du maglevtube, il est nécessaire d'appliquer un effort d'excitation avec la dynamique suivante :

$$F^x(t) \neq 0 \quad t_0 \leq t < t_1 \quad \forall F^x \quad (4.1a)$$

$$F^x(t) = 0 \quad t \geq t_1. \quad (4.1b)$$

Pour ce nouveau processus de calibration, cette force d'excitation est maintenant générée grâce à un couple de bobines 4.27 traversées et pilotées par un courant  $i$ . En fonction du courant qui les traverse, les bobines vont appliquer sur les aimants  $M_2$  du maglevtube une force électromagnétique qui va déplacer le maglevtube de sa position d'équilibre stable. De plus, si le centre des bobines est placé sur l'axe de lévitation du maglevtube, ce déplacement sera en fait une translation du maglevtube suivant l'axe  $\vec{x}$ . Ainsi lorsque  $t_0 \leq t < t_1$ , on applique un effort électromagnétique via les bobines qui a pour effet de

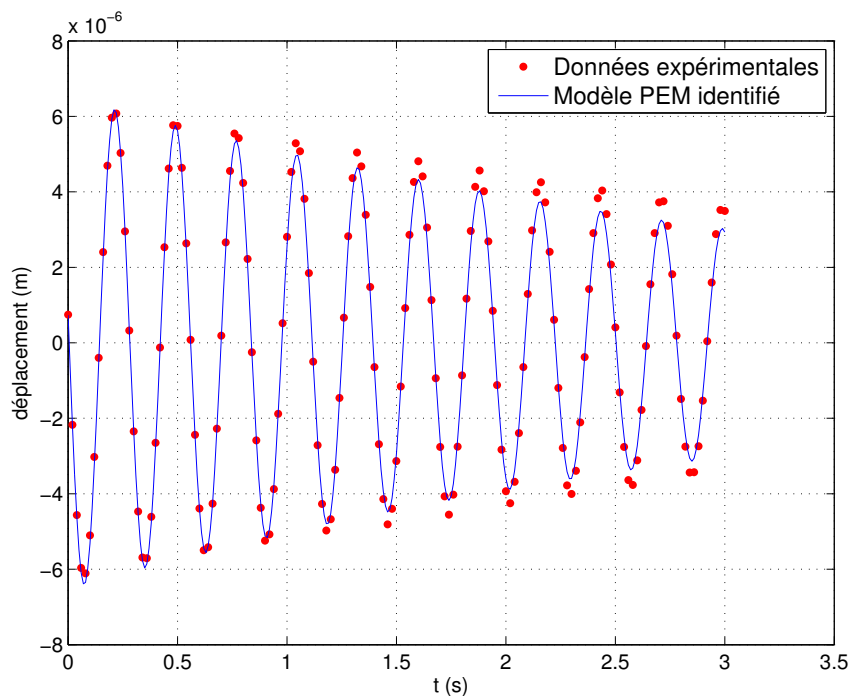


FIGURE 4.35 – Identification basée sur la méthode PEM (fit : 94.27%).

translater suivant l'axe  $x$  le maglevtube de sa position d'équilibre stable, puis lorsque  $t \geq t_1$  on annule le courant  $i$  traversant les bobines, il n'y a plus d'effort électromagnétique qui s'applique sur les aimants  $M_2$  et le maglevtube oscille librement autour de sa position d'équilibre stable. Pour  $t \geq t_1$ , on obtient donc la réponse libre du maglevtube.

La réponse libre du maglevtube est alors mesurée par le capteur de déplacement puis les données de mesure sont enregistrées via le système temps-réel Dspace et stockées sur le PC. L'identification des paramètres  $K_m^x$  et  $K_v^x$  est effectuée "offline" à l'aide de la Toolbox *Identification* de Matlab/Simulink. Deux méthodes d'identification ont été testées : une méthode itérative basée sur la minimisation du critère prédiction-erreur (prediction-error minimization PEM) et une méthode d'estimation ARMA des paramètres du système. Nous avons tracé sur les figures 4.35 et 4.36 les données expérimentales mesurées de la réponse libre du maglevtube et le modèle reconstruit avec les deux méthodes d'identification. Afin de comparer les modèles identifiés, on utilise l'indicateur *fit* exprimé en pourcentage et qui permet d'évaluer la différence entre le modèle identifié et les données expérimentales :

$$fit = 100 \times \left( 1 - \frac{\|y_h - y\|}{\|y - \bar{y}\|} \right) \quad (4.2)$$

avec  $y_h$  la sortie du modèle identifié,  $y$  la sortie contenant les données expérimentales et  $\bar{y}$  la moyenne des valeurs de la sortie  $y$ .

Il ressort de ces figures que les deux méthodes permettent d'obtenir de très bons résultats d'identification (correspondance entre les données expérimentales mesurées et le modèle reconstruit supérieure à 94%). On observe également que la méthode ARMA permet d'obtenir des résultats légèrement meilleurs (97.22%) c'est pourquoi c'est ce processus d'identification que nous avons retenu ici.

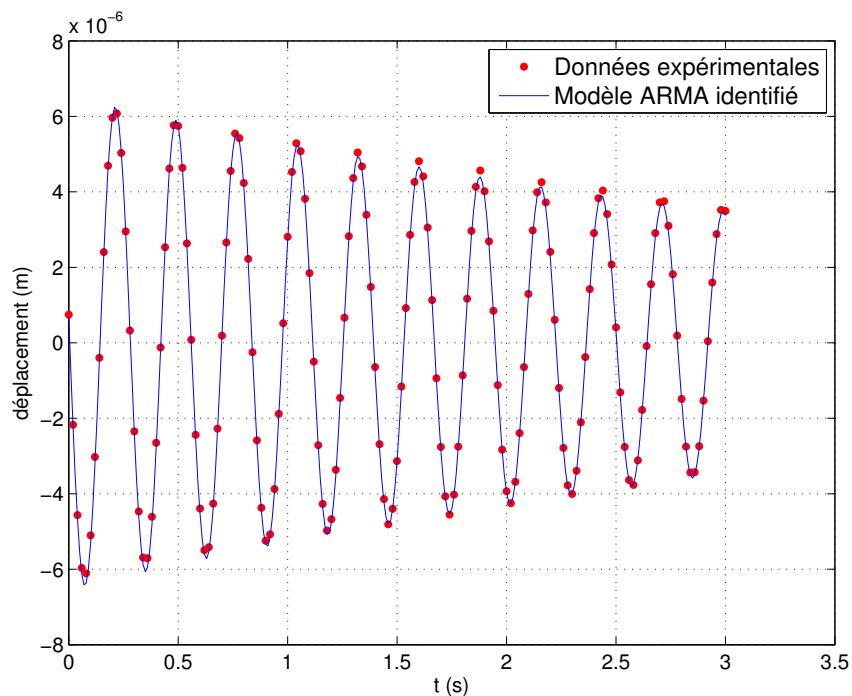


FIGURE 4.36 – Identification basée sur la méthode ARMA (fit : 97.22%).

Une fois le modèle du second ordre identifié, il ne reste plus qu'à en extraire les valeurs de  $K_m^x$  et  $K_v^x$  identifiées.

Comme nous l'avons déjà évoqué précédemment, la lévitation du maglevtube rend ce dispositif de mesure de force très sensible aux efforts extérieurs avec des raideurs typiques de l'ordre de 0.01 N/m. Cette caractéristique du capteur est à la fois un avantage et un inconvénient car bien que cette sensibilité permette de détecter les moindres sollicitations appliquées au maglevtube, cela implique dans le même temps, qu'il faut accorder une attention toute particulière aux perturbations extérieures qu'on ne souhaite pas mesurer. En effet, en s'ajoutant à l'effort qu'on applique durant le processus de calibration, ces perturbations peuvent fausser l'identification des paramètres et donc biaiser l'estimation de la force. C'est pourquoi, afin de limiter les perturbations liées aux mouvements d'air ambiant et aux vibrations sismiques provenant du sol, le dispositif est toujours placé sur une table anti-vibration de la société Integrated Dynamics Engineering) et sous une enceinte comme le montre la figure 4.37.

En conclusion, ce processus de calibration permet d'identifier complètement le modèle de comportement du maglevtube qui est utilisé lors de l'estimation de la force dans le chapitre suivant. La calibration du capteur via l'identification de ces paramètres conditionne directement la précision du capteur en effet, plus les valeurs des paramètres identifiés seront proches des valeurs réelles des paramètres du ressort magnétique plus la valeur de la force estimée sera proche de celle de la force réelle appliquée sur le capteur. Par rapport à l'ancienne version du capteur, la méthode de calibration proposée ici n'est plus seulement valable pour des mesures en régime quasi-statique, la dynamique non négligeable du maglevtube peut maintenant être prise en compte (car identifiée) pour



FIGURE 4.37 – Dispositif expérimental placé sur une table anti-vibration et sous une enceinte.



FIGURE 4.38 – Contrôleur Duo de la société STIL SA.

estimer correctement la force inconnue à déterminer. D'un point de vue industriel, la procédure d'estimation de la force par filtrage de Kalman a déjà été transféré à la société STIL S.A. Les procédures de reconstruction de la force à partir du signal de déplacement ont été implémenté sur un contrôleur DUO (voir figure 4.38). La procédure de calibration qui est plus compliquée à mettre en oeuvre au niveau des fonction d'identification des paramètres a fait l'objet d'une étude qui a débouché sur la prise de contact avec la société Roguewave (<http://www.roguewave.com>) qui propose des librairies intégrant ces fonctions d'identification nécessaire à la calibration du dispositif.



## PROCESSUS D'ESTIMATION D'UNE FORCE INCONNUE PAR DÉCONVOLUTION

*La mesure de micro et nanoforce se modélise comme un problème consistant à estimer l'entrée d'un système connaissant la sortie. Ici l'entrée du système est la force extérieure qu'on cherche à mesurer et la sortie est le déplacement mesuré du transducteur (maglevtube). Lorsque la dynamique du système est non négligeable, comme c'est le cas ici, il est nécessaire de tenir compte de cette dynamique pour reconstruire correctement la force. Pour cela, nous utilisons un processus de déconvolution qui va nous permettre à partir du signal de sortie (déplacement du maglevtube mesuré) et d'informations a priori de reconstruire le signal d'entrée qui n'est autre que la force à estimer. Dans une première partie, nous nous intéresserons à l'estimation de la force inconnue puis nous présenterons une analyse du compromis imposé entre la résolution et la bande passante du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique.*

### 5.1/ ESTIMATION DE LA FORCE INCONNUE

La déconvolution en présence de bruit de sortie appartient à la classe des problèmes inverses mal posés au sens de Hadamard [84] car :

- la solution peut ne pas exister ;
- elle n'est pas nécessairement unique ;
- elle peut être instable, c'est-à-dire qu'une faible incertitude sur les données entraîne une forte incertitude sur le signal reconstruit.

Bien que la déconvolution d'un signal de sortie bruité soit un problème inverse mal posé sans solution exacte, de nombreuses approches ont été développées, comme par exemple les méthodes de déconvolution utilisant un filtre de Wiener ou celles basées sur la régularisation [85]. Dans le contexte spécifique de la mesure de micro et nanoforces en microrobotique, la problématique de déconvolution a été peu abordée mais des approches alternatives basées sur des observateurs à entrée inconnue ont été publiées récemment [86]. Ces approches requièrent généralement le réglage de plusieurs paramètres et le niveau de bruit sur l'entrée reconstruite (qui définit la résolution explicite du capteur) ne peut pas être ajusté. La méthode proposée ici ne nécessite que le réglage



d'un seul paramètre pour l'ajustement du compromis entre la résolution souhaitée pour la force estimée et le temps de réponse de l'estimation. L'estimation de la force est réalisée à l'aide d'un filtre de Kalman. Ce filtre doit son nom à Rudolf Kalman et permet d'estimer les états d'un système dynamique à partir d'une série de mesures bruitées.

### 5.1.1/ LE MODÈLE DE FORCE A PRIORI

Pour estimer la force par déconvolution avec un filtrage de Kalman, il est nécessaire, outre les observations mesurées, de déterminer un modèle d'évolution *a priori* de la force. La mesure bruitée  $m_k^x$  du déplacement du maglevtube suivant l'axe  $x$  est réalisée à l'aide du capteur confocal chromatique avec une période d'échantillonnage  $T_s$  à intervalle de temps régulier  $t_k = kT_s$ . L'estimation de la force inconnue est basée sur un modèle stochastique discret de l'évolution de la force. Cette estimation est effectuée au sein d'un filtre de Kalman récursif et discret. Le modèle de la dynamique du maglevtube est supposé déterministe (l'incertitude associée aux paramètres du modèle du maglevtube après identification n'a pas été étudiée dans cette thèse) et la partie stochastique du problème concerne uniquement la modélisation de l'incertitude associée à la force d'entrée inconnue et à la modélisation du bruit de mesure généré par le capteur confocal chromatique.

L'élaboration du modèle d'incertitude *a priori* utilisé pour représenter l'évolution de la force est basée sur le processus de Wiener stochastique suivant :

$$\dot{F}(t) = \omega(t) \quad (5.1)$$

Dans l'équation (5.1),  $F(t)$  est un modèle de force réelle  $F^x(t)$  appliquée sur le maglevtube et  $\omega(t)$  est un bruit blanc gaussien avec une moyenne nulle et une variance infinie qui représente le fait que l'évolution de la dérivée de la force n'est pas connue avec précision. La fonction d'auto-correlation  $\phi_{\omega,\omega}$  du processus est caractérisée par sa densité spectrale de puissance (DSP)  $W_{\dot{F}}$  :

$$\phi_{\omega,\omega}(\tau) = W_{\dot{F}} \delta(\tau) \quad \forall \tau \in \mathbb{R} \quad (5.2)$$

Le terme scalaire  $W_{\dot{F}}$  est un paramètre de réglage qui influence la dynamique de l'estimation de la force inconnue (voir section 5.2). Du fait que ce processus stochastique soit un bruit blanc, toutes les variables aléatoires  $\omega(t)$  à chaque instant  $t$  sont indépendantes et il en est de même pour la variation de la force pour chaque interval de temps  $|t_i - t_j|$  (quels que soient les instants  $t_i$  et  $t_j$  dans  $\mathbb{R}$ ) [87]. Ainsi la connaissance de l'évolution de la force entre deux instants donnés ne donne aucune information sur l'évolution de la force entre deux autres instants. Par conséquent, ce modèle *a priori* de l'évolution de la force ne nous donne que très peu d'informations et on peut donc le considérer comme minimaliste.

Pour estimer la force avec un modèle d'état, le modèle d'incertitude de la force et le modèle déterministe du comportement du maglevtube ont été associés au sein du vecteur d'état étendue suivant :

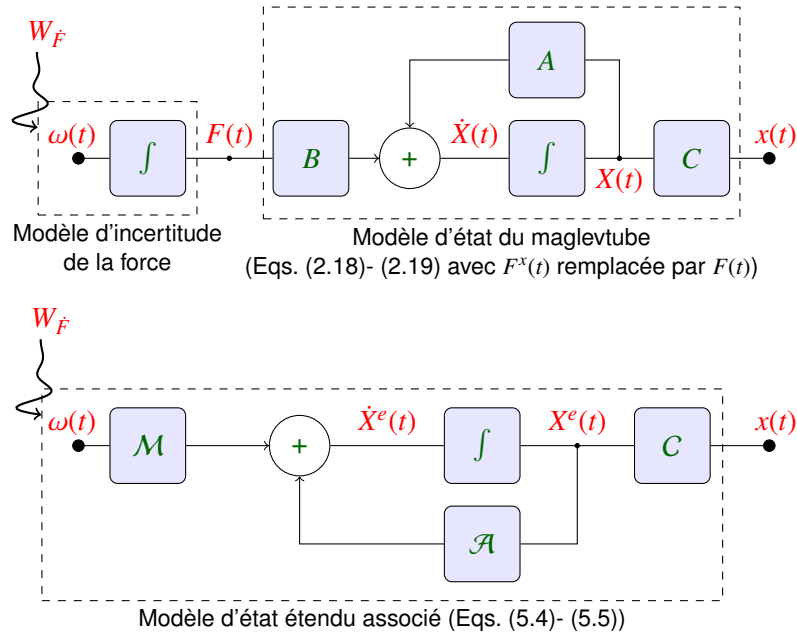


FIGURE 5.1 – Schéma du modèle d'incertitude de la force d'entrée inconnue et du modèle déterministe du maglevtube.

$$X^e(t) = \begin{bmatrix} x & \dot{x} & F \end{bmatrix}^T \quad (5.3)$$

Le modèle d'état étendu associé dans lequel la force d'entrée inconnue  $F^x(t)$  est remplacée par la variable aléatoire  $F(t)$  et obtenu avec les Eqs. (5.1) et (2.18) est :

$$\dot{X}^e(t) = \mathcal{A} X^e(t) + \mathcal{M} \omega(t) \quad (5.4)$$

$$x(t) = C X^e(t) \quad (5.5)$$

avec

$$\mathcal{A} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & B_{11} \\ A_{21} & A_{22} & B_{21} \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad \mathcal{M} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad C = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (5.6)$$

L'équation d'état (5.4) est commandée par l'entrée  $\omega(t)$ , donc par le paramètre de réglage  $W_{\hat{F}}$  (voir Fig. 5.1).

Afin d'estimer avec un filtre de Kalman l'état étendu  $X^e$  et donc la force extérieure (troisième composante de  $X^e$ ) à chaque période d'échantillonnage  $t_k$ , il est nécessaire de discrétiser les équations (5.4) et (5.5). En utilisant un bloqueur d'ordre zéro (ZOH) sur  $\omega(t)$  on obtient :

$$X_{k+1}^e = \mathcal{F} X_k^e + \Omega_k \quad (5.7)$$

$$x_k = C X_k^e \quad (5.8)$$

avec :

$$X_k^e = [x_k \quad \dot{x}_k \quad F_k]^T \quad \Omega_k = [\omega_k^x \quad \omega_k^{\dot{x}} \quad \omega_k^F]^T \quad (5.9)$$

et

$$\mathcal{F} = e^{\mathcal{A}T_s} = \begin{bmatrix} \mathcal{F}_{11} & \mathcal{F}_{12} & \mathcal{F}_{13} \\ \mathcal{F}_{21} & \mathcal{F}_{22} & \mathcal{F}_{23} \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (5.10)$$

Le bruit blanc gaussien à moyenne nulle  $\Omega_k$  caractérise les incertitudes sur  $x_k$ ,  $\dot{x}_k$  et  $F_k$  dues au modèle stochastique de la force utilisé et à la discrétisation du modèle de la dynamique du maglevtube. Sa matrice  $3 \times 3$  de covariance  $Q$  est donnée par :

$$Q = E[\Omega_k \Omega_k^T] = \int_0^{T_s} e^{\mathcal{A}t} \mathcal{M} W_{\tilde{F}} \mathcal{M}^T e^{\mathcal{A}^T t} dt \quad (5.11)$$

$$= W_{\tilde{F}} \int_0^{T_s} e^{\mathcal{A}t} \mathcal{M} \mathcal{M}^T e^{\mathcal{A}^T t} dt \quad (5.12)$$

$$= W_{\tilde{F}} \eta(T_s) \quad (5.13)$$

Il apparait dans l'équation (5.13) que la matrice  $Q$  est un paramètre de réglage du filtre de Kalman qui dépend du scalaire  $W_{\tilde{F}}$  et de la période d'échantillonnage  $T_s$ , tous deux choisis par l'utilisateur final. A noter que la matrice  $Q$  n'est pas directement associée à un processus physique. Le bruit blanc  $\Omega_k$  lié à la dynamique de  $X_k^e$  n'est qu'une conséquence mathématique de la fusion du modèle d'incertitude de la force d'entrée et du modèle déterministe du maglevtube suivi d'une discrétisation de celui-ci.

Pour une période donnée  $T_s$  dans l'équation (5.13),  $Q$  est proportionnel à  $W_{\tilde{F}}$  et d'après Eq. (5.12), on a :

$$Q = W_{\tilde{F}} \int_0^{T_s} e^{\mathcal{A}t} \mathcal{M} \mathcal{M}^T e^{\mathcal{A}^T t} dt \quad (5.14)$$

$$\mathcal{M} \mathcal{M}^T = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (5.15)$$

On sait que  $e^{\mathcal{A}t}$  a la forme suivante (déduite de la forme de  $\mathcal{F}$  en remplaçant  $T_s$  par  $t$ ) :

$$e^{\mathcal{A}t} = \begin{bmatrix} a & b & c \\ d & e & f \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \forall t \in \mathbb{R} \quad (5.16)$$

Par ailleurs, on a :

$$e^{\mathcal{A}^T t} = e^{(\mathcal{A}t)^T} = (e^{\mathcal{A}t})^T \quad (5.17)$$

$$= \begin{bmatrix} a & d & 0 \\ b & e & 0 \\ c & f & 1 \end{bmatrix} \quad (5.18)$$

$$e^{\mathcal{A}t} \mathcal{M} \mathcal{M}^T = \begin{bmatrix} a & b & c \\ d & e & f \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & c \\ 0 & 0 & f \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (5.19)$$

$$e^{\mathcal{A}t} \mathcal{M} \mathcal{M}^T e^{\mathcal{A}^T t} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & c \\ 0 & 0 & f \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a & d & 0 \\ b & e & 0 \\ c & f & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} c^2 & cf & c \\ cf & f^2 & f \\ c & f & 1 \end{bmatrix} \quad (5.20)$$

donc

$$Q_{33} = W_{\hat{F}} \int_0^{T_s} 1 \cdot dt = W_{\hat{F}} T_s \quad (5.21)$$

Ainsi, la variance de  $\omega_k^F$  (troisième composante de  $Q$ ) est égale à :

$$\sigma^2(\omega_k^F) = Q_{33} = T_s W_{\hat{F}} \quad (5.22)$$

L'évolution de  $F_k$  (troisième composante de  $X_k^e$ ) est obtenue à partir des équations (5.7) et (5.9) :

$$F_{k+1} = F_k + \omega_k^F \quad k \geq 0 \quad (5.23)$$

Sachant que la variance de  $\omega_k^F$  est donnée par l'équation (5.22), si  $W_{\hat{F}}$  est fixé à une valeur donnée, plus la période d'échantillonnage  $T_s$  est grande dans (5.22) et plus la variance de  $\omega_k^F$  augmente. Cela signifie que dans l'équation (5.23) l'incertitude sur l'évolution de la force augmente elle aussi, ce qui est cohérent avec le fait qu'une période d'échantillonnage longue nous donnera moins d'information quant à l'évolution de la force.

Les propriétés statistiques de la variable aléatoire  $\omega_k^F$  sont :

$$E[\omega_k^F] = \mu(\omega_k^F) = 0 \quad \forall k \quad (5.24)$$

$$E[(\omega_k^F - \mu(\omega_k^F))^2] = \sigma^2(\omega_k^F) = T_s W_{\hat{F}} \quad (5.25)$$

$$E[\omega_i^F \omega_j^F] = \sigma^2(\omega_i^F) \delta_{ij} = T_s W_{\hat{F}} \delta_{ij} \quad (5.26)$$

Les équations (5.23) à (5.26) caractérisent complètement le modèle à priori stochastique discret et gaussien de l'évolution de la force qui sera utilisé dans le filtre de Kalman. Avec un décalage d'indice, le modèle d'incertitude de l'équation (5.23) peut aussi s'écrire de la manière suivante :

$$F_k = F_{k-1} + \omega_k^F \quad k \geq 1 \quad (5.27)$$

Ainsi on obtient :

$$F_k = \sum_{i=1}^k \omega_i^F + F_0 \quad (5.28)$$

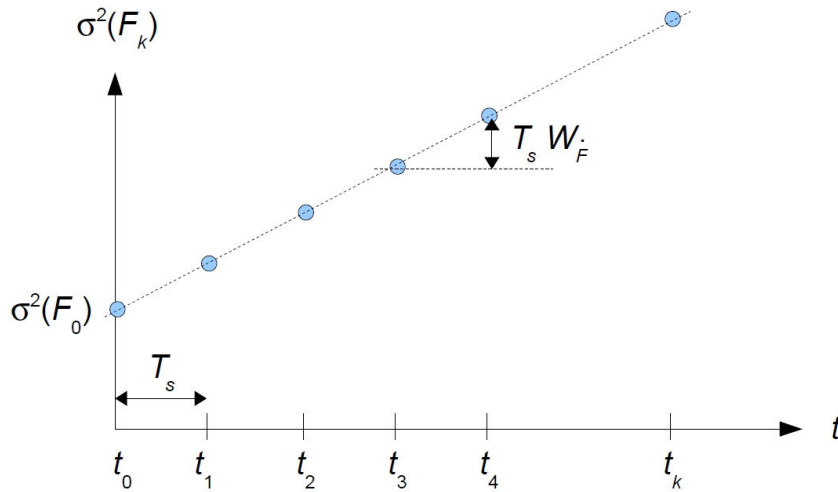


FIGURE 5.2 – Effet de  $W_{\hat{F}}$  sur la variance à priori  $\sigma^2(F_k)$ .

Comme les variables aléatoires successives  $\omega_i^F$  forment un bruit blanc gaussien discret (propriété induite par l'équation (5.26)),  $F_k$  dans l'équation (5.28) est gaussien si l'incertitude sur  $F_0$  est considérée comme gaussienne ou si  $F_0$  est supposée égale à une valeur fixe connue. Dans ce cas, la variance à priori de  $F_k$  à chaque intervalle  $k$  peut être calculée grâce à l'équation (5.26) :

$$\sigma^2(F_k) = \sum_{i=1}^k \sigma^2(\omega_i^F) + \sigma^2(F_0) \quad (5.29)$$

$$= k T_s W_{\hat{F}} + \sigma^2(F_0) \quad (5.30)$$

$$= t_k W_{\hat{F}} + \sigma^2(F_0) \quad (5.31)$$

Ainsi l'équation (5.31) nous montre que plus le paramètre de réglage  $W_{\hat{F}}$  est grand, plus l'incertitude *a priori* (ici la variance) du modèle de la force inconnue  $F_k$  est importante. De plus, l'augmentation de l'incertitude dans le temps est linéaire avec  $t_k$  (voir Fig. 5.2). On peut supposer pour la suite des travaux que l'incertitude *a priori* sur la valeur d'une force inconnue variant rapidement est forcément plus importante que pour une force inconnue variant lentement. Le modèle donné par l'équation (5.31) implique alors que la valeur du paramètre  $W_{\hat{F}}$  doit être choisie plus grande pour une force variant rapidement que pour une force variant lentement afin que la droite représentant l'incertitude ait une pente plus importante sur la figure 5.2. Cette première analyse qualitative sur le choix de  $W_{\hat{F}}$  sera complétée dans la section 5.3.

Finalement, il ne reste plus qu'à tenir compte du bruit de mesure du capteur confocal chromatique. En effet, la mesure bruitée  $m_k^x$  du déplacement du maglevtube se décompose en la somme du déplacement réel du maglevtube  $x_k$  et d'un bruit blanc gaussien discret  $v_k$  à moyenne nulle et de variance  $R$  (propre au capteur confocal chromatique) :

$$m_k^x = x_k + v_k \quad (5.32)$$

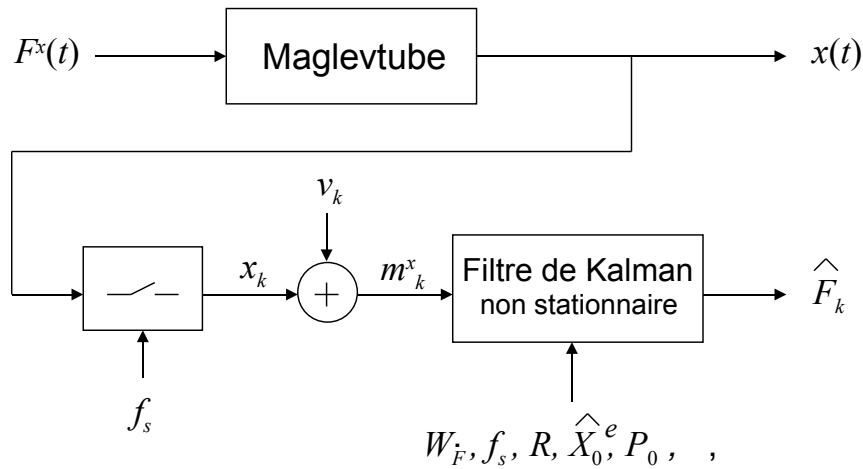


FIGURE 5.3 – Estimation de la force avec un filtre de Kalman non stationnaire.

Combinée avec les équations (5.7)-(5.8), l'équation (5.32) donne le modèle d'état suivant avec la sortie  $m_k^x$  qui sera utilisée dans le filtre de Kalman :

$$X_{k+1}^e = \mathcal{F} X_k^e + \Omega_k \quad (5.33)$$

$$m_k^x = C X_k^e + v_k \quad (5.34)$$

avec

$$E[\Omega_k] = 0_{3 \times 1} \quad E[\Omega_k \Omega_k^T] = Q = W_{\hat{F}} \eta(T_s) \quad (5.35)$$

$$E[v_k] = 0 \quad E[v_k^2] = R \quad (5.36)$$

### 5.1.2/ ESTIMATION DE LA FORCE PAR FILTRAGE DE KALMAN

Dans cette section, nous allons présenter en détail la synthèse du filtre de Kalman permettant l'estimation de la force inconnue. Ce processus d'estimation est représenté sur la figure 5.3. L'entrée du filtre de Kalman est la mesure bruitée  $m_k^x$  du déplacement du maglevtube et sa sortie est la force estimée  $\hat{F}_k$ . Si on veut permettre à l'utilisateur final de modifier le paramètre  $W_{\hat{F}}$  durant le processus d'estimation ce qui modifie la covariance  $Q$  alors il est nécessaire d'utiliser un filtre de Kalman non stationnaire. Le calcul de la matrice  $Q$  doit donc être effectué à chaque fois que  $W_{\hat{F}}$  est modifié. Cependant le terme  $\eta(T_s)$  dans l'équation (5.13) peut être pré-calculé pour une période d'échantillonnage donnée [88]. Le filtrage de Kalman est constitué de deux étapes, une étape de prédiction et une étape d'estimation. Elles découlent des équations (5.7) et (5.34). L'étape de prédiction peut s'écrire de la manière suivante :

$$\hat{X}_{k|k-1}^e = \mathcal{F} \hat{X}_{k-1}^e \quad (5.37)$$

$$P_{k|k-1} = \mathcal{F} P_{k-1} \mathcal{F}^T + Q \quad (5.38)$$

avec  $P_{k|k-1}$  la matrice de covariance de l'erreur de prédiction qui est conditionnée par

l'ensemble des mesures réalisées avant  $t_k$  :

$$P_{k|k-1} = E[(X_k^e - \hat{X}_{k|k-1}^e)(X_k^e - \hat{X}_{k|k-1}^e)^\top | M_{k-1}] \quad (5.39)$$

$$M_{k-1} = \{m_1^x, \dots, m_{k-1}^x\} \quad (5.40)$$

Dans l'équation (5.37), la troisième composante de  $\hat{X}_{k|k-1}^e$  est la prédiction de la force  $\hat{F}_{k|k-1}$  qui est en fait égale à la dernière estimation de la force :

$$\hat{F}_{k|k-1} = \hat{F}_{k-1} \quad (5.41)$$

L'étape d'estimation qui permet d'obtenir  $\hat{F}_k$  s'écrit :

$$K_k = P_{k|k-1} C^\top (C P_{k|k-1} C^\top + R)^{-1} \quad (5.42)$$

$$\hat{X}_k^e = \hat{X}_{k|k-1}^e + K_k (m_k^x - C \hat{X}_{k|k-1}^e) \quad (5.43)$$

$$\hat{F}_k = C_F \hat{X}_k^e \quad (5.44)$$

$$P_k = (I_{3 \times 3} - K_k C) P_{k|k-1} \quad (5.45)$$

avec  $P_k$  la matrice de covariance de l'erreur d'estimation définie par :

$$P_k = E[(X_k^e - \hat{X}_k^e)(X_k^e - \hat{X}_k^e)^\top | M_k] \quad (5.46)$$

$$M_k = \{m_1^x, \dots, m_{k-1}^x, m_k^x\} \quad (5.47)$$

et  $C_F$  la matrice de sortie qui donne accès à la force estimée :

$$C_F = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (5.48)$$

L'initialisation *a priori* du filtre de Kalman peut, par exemple, être effectuée en considérant qu'à l'état initial, le maglevtube est dans son état d'équilibre stable sans aucune influence de forces extérieures. Dans ce cas le vecteur d'état initial  $\hat{X}_0^e$  peut s'écrire :

$$\hat{X}_0^e = E[X_0^e] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^\top \quad (5.49)$$

Les valeurs de la matrice de covariance initiale  $P_0$  de l'erreur d'estimation sont fixées de la façon suivante :

$$\begin{aligned} P_0 &= E[(X_0^e - \hat{X}_0^e)(X_0^e - \hat{X}_0^e)^\top] \\ &= \begin{bmatrix} \sigma^2(x_0) & 0 & 0 \\ 0 & \sigma^2(\dot{x}_0) & 0 \\ 0 & 0 & \sigma^2(F_0) \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (5.50)$$

Chaque variance sur la diagonale principale de la matrice  $P_0$  représente l'incertitude à priori sur  $x_0$ ,  $\dot{x}_0$  et  $F_0$ . En pratique, ces valeurs n'ont que peu d'importance si l'utilisateur commence à utiliser le filtre de Kalman sans force appliquée sur le maglevtube et qu'il attend quelques secondes de façon à ce que le gain du filtre de Kalman  $K_k$  converge vers son état d'équilibre  $K_\infty$  (solution de l'équation de Riccati discrète qui dépend de  $W_F$ ,  $f_s$  et  $R$ ) avant d'appliquer une force extérieure. A noter que chaque fois que  $W_F$  est modifié, la valeur de  $K_\infty(W_F, f_s, R)$  change elle aussi.

## 5.2/ ANALYSE EN SIMULATION DU COMPORTEMENT DU PROCES- SUS D'ESTIMATION DE FORCE.

Dans cette partie, nous allons maintenant confronter le processus d'estimation de la force inconnue présenté précédemment à différents types de forces en entrée du système. Les résultats présentés sont issus de simulation réalisées avec l'outil *Matlab/Simulink*, ils ont pour objectif de mettre en évidence les caractéristiques du processus de déconvolution permettant l'estimation d'une force inconnue.

### 5.2.1/ ESTIMATION D'UNE FORCE GÉNÉRÉE PAR UN PROCESSUS DE WIENER

Dans un premier temps, le comportement en simulation du bloc de déconvolution a été étudié dans le cadre d'un effort extérieur généré par un processus de Wiener (comme dans l'équation (5.1)) mais considéré comme un filtre formeur plutôt qu'un modèle d'incertitude :

$$\dot{F}^x(t) = \omega_r(t) \quad (5.51)$$

Ce générateur "brownien" de la force d'entrée  $F^x(t)$  présente l'intérêt de pouvoir observer de manière qualitative le comportement du filtre de Kalman si le paramètre  $W_{\hat{F}}$  n'est pas égale à la DSP  $W$  du processus de Wiener  $\omega_r(t)$  :

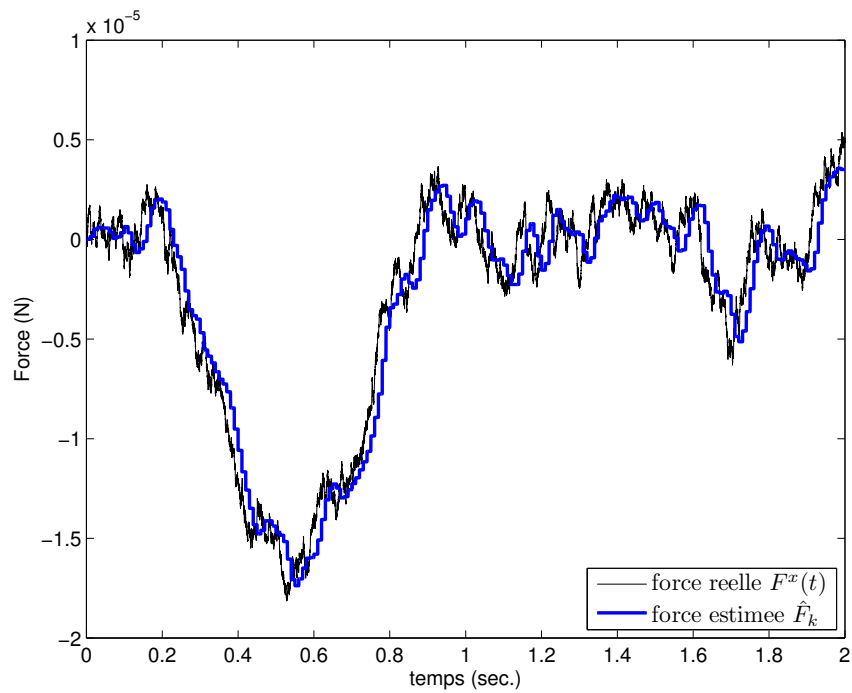
$$\phi_{\omega_r, \omega_r}(\tau) = W \delta(\tau) \quad \forall \tau \in \mathbb{R} \quad (5.52)$$

L'utilisateur final ne connaissant pas la valeur exacte de  $W$ , la DSP  $W_{\hat{F}}$  va être réglée à une valeur soit inférieure, soit égale soit supérieure à  $W$ . Les simulations ont été réalisées avec une fréquence d'échantillonnage  $f_s$  de 100 Hertz. La variance  $R$  du bruit de mesure est de  $1.44 \times 10^{-16} \text{ m}^2$  (valeur de référence pour un capteur confocal chromatique STIL avec une tête de mesure CL2).

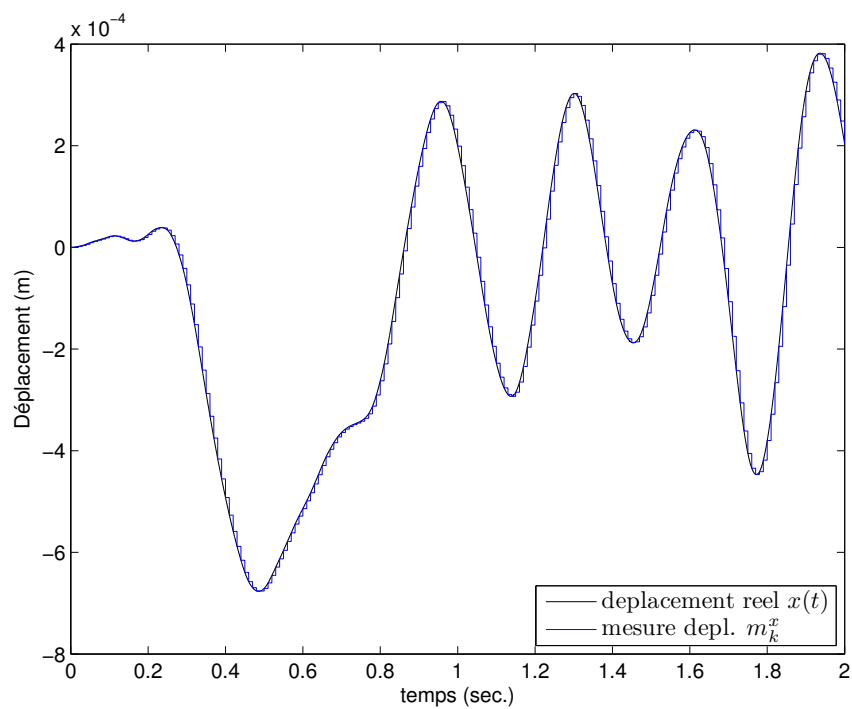
La figure 5.4 représente les tracés de  $F^x(t)$  et  $\hat{F}_k$  lorsque  $W$  est choisi égal à  $W_{\hat{F}}$  et qu'ils sont tous les deux égaux à  $10^{-14} \text{ N}^2/\text{Hz}$  ainsi que le tracé du déplacement du maglevtube. Dans ce cas, l'erreur d'estimation entre la force d'entrée échantillonnée et  $\hat{F}_k$  a une variance minimale mais reste conditionnée par les mesures réalisées. Sur la figure 5.4(a) on observe un léger lissage induit par la période d'échantillonnage  $T_s$  entre la force estimée  $\hat{F}_k$  et la force réelle  $F^x(t)$ .

La figure 5.5(a) quant à elle, montre les courbes de  $F^x(t)$  et  $\hat{F}_k$  lorsque  $W_{\hat{F}}$  est inférieur à  $W$  (toujours égale à  $10^{-14} \text{ N}^2/\text{Hz}$ ). Ce choix de  $W_{\hat{F}}$  implique que la matrice de covariance  $Q$  ne correspond plus à la matrice de covariance associée à la force réelle  $F^x(t)$ . Dans ce cas,  $Q$  peut être considérée comme un paramètre influant sur la dynamique de l'estimation comme nous le verrons dans la prochaine section. L'estimation est alors encore plus lissée et retardée. Sur la figure 5.5(b),  $W_{\hat{F}}$  est supérieur à  $W$  et dans ce cas l'estimation est plus bruitée. En conclusion, de cette première observation, on peut déduire que  $W_{\hat{F}}$  a un effet sur la bande passante (lissage), sur le temps de réponse mais aussi sur le bruit présent lors de l'estimation de la force.



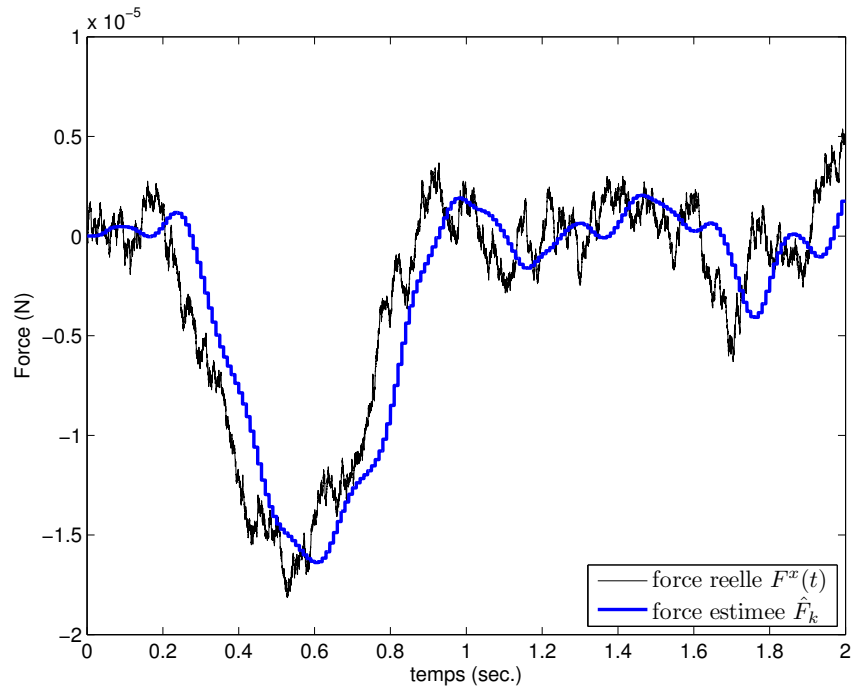
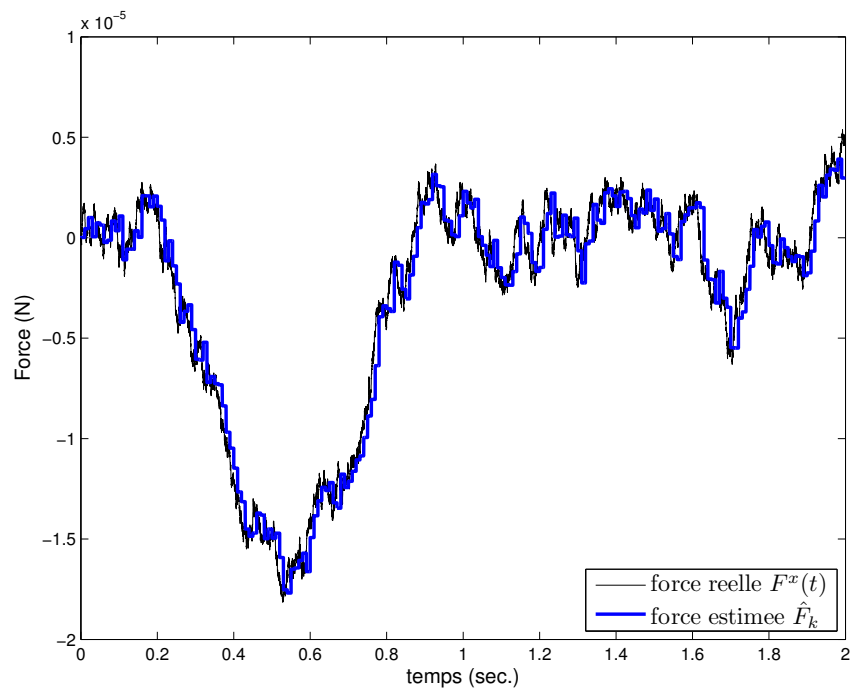


(a) Force réelle et force estimée.



(b) Déplacements mesurés associés.

FIGURE 5.4 – Estimation de la force si  $W = W_{\hat{F}} = 10^{-14}$  N<sup>2</sup>/Hz.

(a) Cas où  $W_{\hat{F}} < W$  ( $W_{\hat{F}} = W/1000$ ).(b) Cas où  $W_{\hat{F}} > W$  ( $W_{\hat{F}} = W \times 1000$ ).FIGURE 5.5 – Force réelle et estimée si  $W_{\hat{F}}$  est différent de  $W = 10^{-14}$  N<sup>2</sup>/Hz.

### 5.2.2/ ESTIMATION D'UN ÉCHELON DE FORCE

Du fait que la force réelle  $F^x(t)$  ne suit généralement pas le modèle d'incertitude donné par l'équation (5.1), le processus d'estimation de la force inconnue doit être caractérisé avec des outils adaptés aux fonctions de transfert de systèmes à une entrée et une sortie (SISO). Nous allons démarrer cette caractérisation par l'analyse temporelle de l'effet de  $W_{\hat{F}}$  sur l'estimation d'un signal d'entrée canonique qui sera ici un échelon de force.

Toutes les simulations ont été réalisées avec un échelon de force  $F^x(t)$  d'une amplitude de 100 nN. Afin d'être indépendant du choix de  $P_0$  (Eq. (5.50)), on utilisera dans cette partie un filtre de Kalman stationnaire en substituant  $K_\infty(W_{\hat{F}}, f_s, R)$  à  $K_k$  et en utilisant uniquement les équations (5.37), (5.43) et (5.44). Le modèle d'état du troisième ordre associé à la déconvolution est obtenu à partir de l'équation (5.43) reportée dans l'équation (5.37) et en utilisant l'équation (5.44) :

$$\hat{X}_{k+1|k}^e = A^K \hat{X}_{k|k-1}^e + B^K m_k^x \quad (5.53)$$

$$\hat{F}_k = C^K \hat{X}_{k|k-1}^e + D^K m_k^x \quad (5.54)$$

avec

$$A^K = \mathcal{F}(I_{3 \times 3} - K_\infty C) \quad B^K = \mathcal{F} K_\infty \quad (5.55)$$

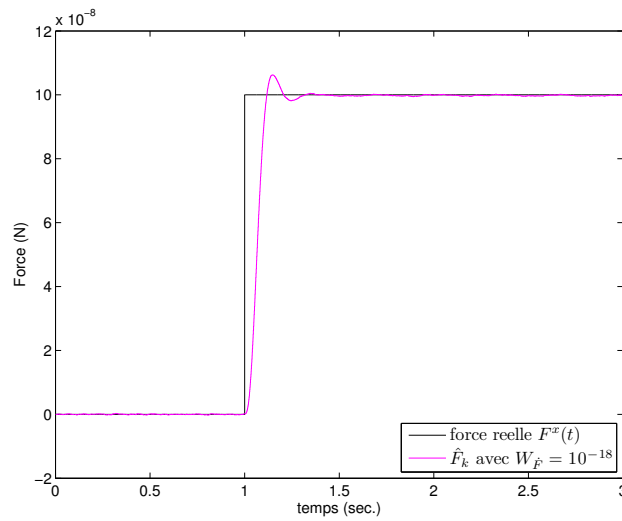
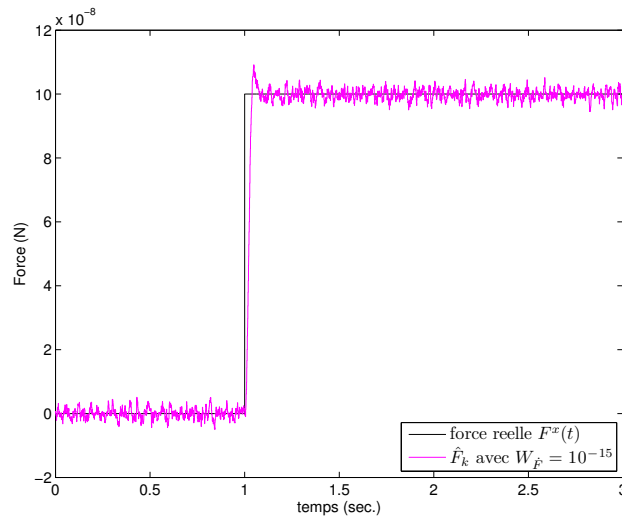
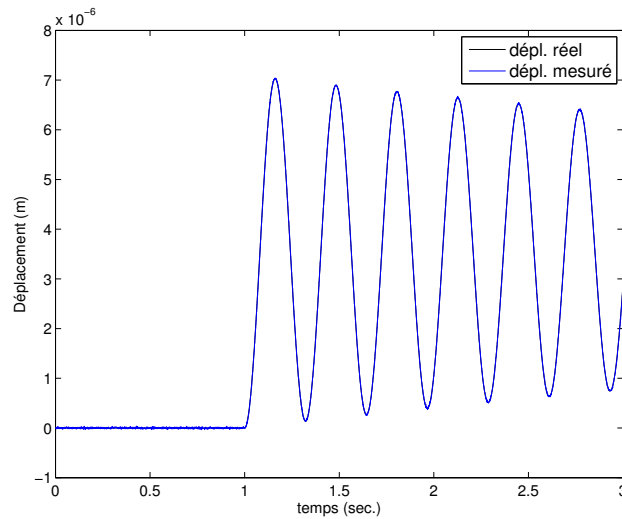
$$C^K = C_F(I_{3 \times 3} - K_\infty C) \quad D^K = C_F K_\infty \quad (5.56)$$

L'entrée de ce modèle d'état stationnaire est la mesure bruitée du déplacement  $m_k^x$  et la sortie est l'estimation  $\hat{F}_k$  de la force. La variance  $R$  du bruit de mesure reste égale à  $1.44 \times 10^{-16} \text{ m}^2$ . Les paramètres du maglevtube utilisés pour cette simulation sont  $m = 74 \times 10^{-6} \text{ kg}$ ,  $K_m^x = 0.02818 \text{ N/m}$ ,  $K_v^x = 1.8 \times 10^{-5} \text{ N.s/m}$  (le coefficient d'amortissement  $\zeta$  est égale à  $6.23 \times 10^{-3}$ ). La fréquence d'échantillonnage  $f_s = 1/T_s$  est délibérément choisie très grande ( $f_s = 1000 \text{ Hertz}$ ) en comparaison de la fréquence de coupure à -3 dB du maglevtube (environ 4 Hertz) afin d'observer les effets de ce choix.

La figure 5.6 représente les courbes de la force estimée  $\hat{F}_k$  pour  $W_{\hat{F}}$  égale à  $10^{-18} \text{ N}^2/\text{Hz}$  et  $10^{-15} \text{ N}^2/\text{Hz}$ . Dans le second cas, le temps de réponse de l'estimation est d'environ 0.1 seconde, ce qui est beaucoup plus court que le temps d'établissement à 5% du maglevtube (environ 20 secondes). D'après cette figure on note également que plus  $W_{\hat{F}}$  est petit, plus le bruit sur  $\hat{F}_k$  diminue mais plus le temps de réponse de l'estimation est grand. Par conséquent, plus l'amplitude de la force à estimer est petite et plus  $W_{\hat{F}}$  doit être petit afin d'obtenir un bon rapport signal sur bruit pour  $\hat{F}_k$ . Mais dans ce cas, l'accroissement du temps de réponse a pour conséquence que la bande passante en force du capteur est elle aussi réduite.

### 5.2.3/ RÉPONSE EN FRÉQUENCE DU FILTRE DE KALMAN

Pour compléter cette analyse du processus d'estimation de force inconnue et pour expliquer les phénomènes observés précédemment, nous allons étudier ici la réponse fréquentielle du filtre de Kalman. Soit  $H^K(\omega)$  la fonction de transfert du filtre de Kalman stationnaire avec  $m_k^x$  l'entrée du filtre et  $\hat{F}_k$  sa sortie :

(a) Force réelle et estimée avec  $W_{\hat{F}} = 10^{-18} \text{ N}^2/\text{Hz}$ .(b) Force réelle et estimée avec  $W_{\hat{F}} = 10^{-15} \text{ N}^2/\text{Hz}$ .(c) Déplacement réel et estimé avec  $f_s = 1000 \text{ Hz}$ .FIGURE 5.6 – Echelon de force estimé avec une amplitude de  $F^x$  fixée à 100 nN.

$$H^K(\omega) = \frac{\hat{F}(e^{j\omega})}{m^x(e^{j\omega})} \quad (5.57)$$

$$= C^K(e^{j\omega}I_{3 \times 3} - A^K)^{-1}B^K + D^K \quad (5.58)$$

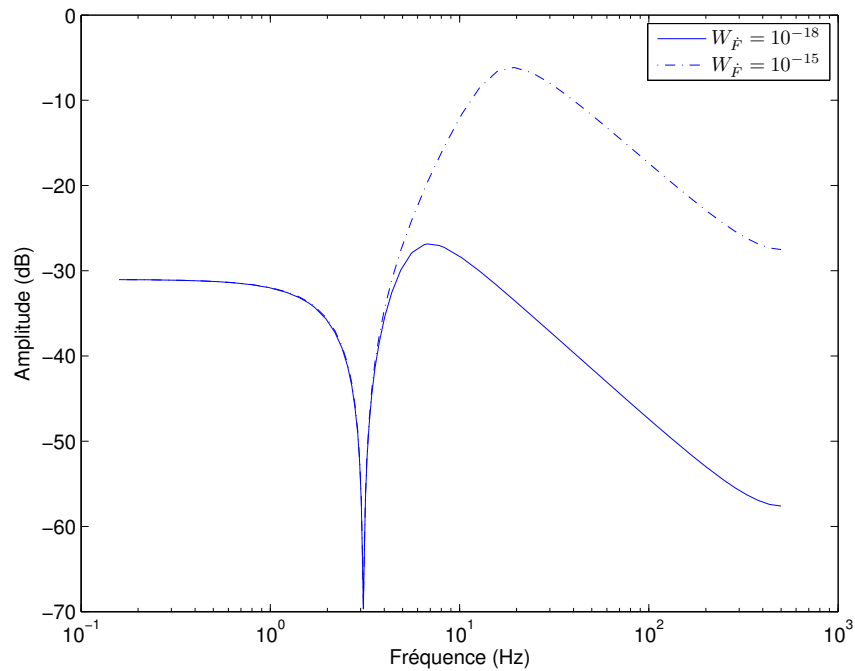
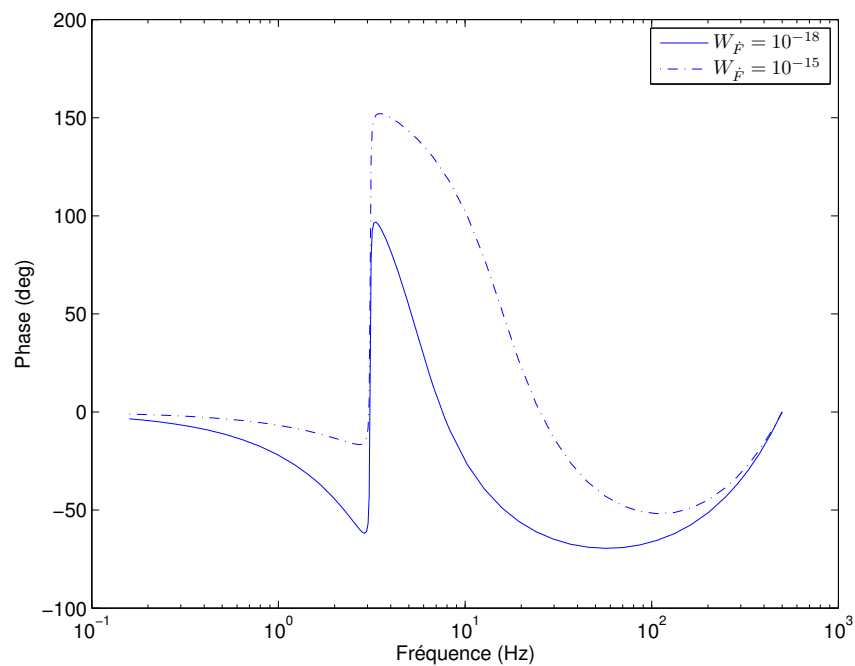
Comme le montre la figure 5.7, cette réponse en fréquence « inverse » en quelque sorte la réponse en fréquence du maglevtube avec son pic de résonance (voir Fig. 2.13). On remarque que plus  $W_{\hat{F}}$  est grand et plus le gain dans les hautes fréquences après le pic d'anti-résonance augmente. Par conséquent, dans cette situation, l'amplitude dans les hautes fréquences du bruit de mesure  $v_k$  inclus dans  $m_k^x$  augmente elle aussi. Cependant, quelle que soit la valeur de  $W_{\hat{F}}$ , on observe aussi que le gain dans les hautes fréquences est toujours décroissant limitant ainsi l'amplification dans les plus hautes fréquences du bruit en entrée du système présent dans  $m_k^x$ . Pour réduire le niveau de bruit global sur la sortie  $\hat{F}_k$  du système, il est donc nécessaire de réduire la valeur de  $W_{\hat{F}}$ . Mais dans ce cas, les composantes du déplacement  $m_k^x$  dans les hautes fréquences ont une très faible amplitude étant donné que le maglevtube agit comme un filtre passe-bas (voir Fig. 2.13). Ces hautes fréquences sont alors insuffisamment amplifiées par le filtre de Kalman (voir Fig. 5.7(a) avec  $W_{\hat{F}}$  égale à  $10^{-18}$  N<sup>2</sup>/Hz) pour reconstruire correctement les hautes fréquences du signal d'entrée  $F(t)$ , ce qui augmente le temps de réponse de l'estimation (et diminue la bande passante). Ce comportement est intéressant car le déplacement du maglevtube devient très petit dans les hautes fréquences et plus particulièrement quand la fréquence  $f_s$  est grande comme c'est le cas ici. Le rapport signal sur bruit du déplacement mesuré est donc aussi dégradé dans les hautes fréquences mais le filtre de Kalman tient compte de cette information en ajustant le compromis (via le paramètre  $W_{\hat{F}}$ ) entre la résolution de l'estimation de force (niveau de bruit sur la sortie  $\hat{F}_k$ ) et son temps de réponse. Ce compromis va être étudié plus en profondeur dans la section suivante.

### 5.3/ ANALYSE DU COMPROMIS ENTRE RÉOLUTION ET BANDE PASSANTE DU FILTRE DE KALMAN

Précédemment nous avons vu que l'utilisation du filtre de Kalman pour estimer la force inconnue nécessite de faire un compromis entre la résolution qu'on souhaite obtenir en sortie sur la force estimée (niveau de bruit de  $\hat{F}_k$ ) et le temps de réponse de l'estimation. Dans cette section, nous nous intéresserons à la résolution et à la bande passante en force du bloc de déconvolution et nous proposerons des outils facilitant le choix de  $W_{\hat{F}}$  pour l'utilisateur.

#### 5.3.1/ ETUDE DE LA RÉOLUTION EN FORCE DU CAPTEUR

Nous avons vu précédemment (Eq. (5.32)) que la mesure bruitée  $m_k^x$  qui est l'entrée du bloc de déconvolution pouvait se décomposer en la somme du déplacement du maglevtube  $x_k$  et du bruit blanc gaussien de mesure  $v_k$ . Sur la figure 5.6(b), on observe la présence de bruit lors de l'estimation de la force  $\hat{F}_k$ . Ce bruit gaussien coloré  $n_k$  présent sur la sortie du bloc de déconvolution est la conséquence du bruit de mesure  $v_k$  lorsque ce dernier passe au travers du filtre de Kalman. La résolution en force du capteur dépend directement du bruit  $n_k$  qu'il convient donc de caractériser. Les propriétés statistiques de

(a) Amplitude de  $H^K(\omega)$  ( $f_s = 1000$  Hz).(b) Phase de  $H^K(\omega)$  ( $f_s = 1000$  Hz).FIGURE 5.7 – Impact de  $W_{\hat{F}}$  sur la fonction de transfert  $\hat{F}(e^{j\omega})/m^x(e^{j\omega})$ .

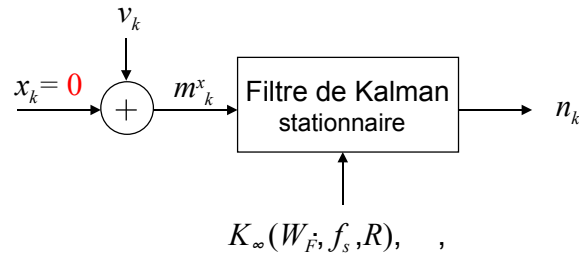


FIGURE 5.8 – Bruit de sortie  $n_k$  dans l'estimation de  $\hat{F}_k$  dû au bruit de mesure  $v_k$ .

$n_k$  peuvent être déterminées en utilisant le modèle d'état du filtre de Kalman donné dans les équations (5.53)-(5.54). Pour ce faire, comme le montre la figure 5.8, grâce à la propriété d'additivité des systèmes linéaires, il est possible de ne considérer que  $v_k$  comme entrée du système à la place de la somme  $m_k^x = x_k + v_k$ , on obtient alors le modèle d'état stochastique suivant :

$$\hat{X}_{k+1|k}^e = A^K \hat{X}_{k|k-1}^e + B^K v_k \quad (5.59)$$

$$n_k = C^K \hat{X}_{k|k-1}^e + D^K v_k \quad (5.60)$$

avec le bruit  $v_k$  comme entrée et le bruit  $n_k$  comme sortie du bloc de déconvolution.  $X_{k|k-1}^e$  est une variable d'état aléatoire avec  $m_k$  sa moyenne et  $S_k$  sa matrice de covariance tels que :

$$m_k = E[\hat{X}_{k|k-1}^e] = (A^K)^k m_0 \quad (5.61)$$

$$\begin{aligned} S_{k+1} &= E[(\hat{X}_{k+1|k}^e - m_{k+1})^2] \\ &= A^K S_k A^{K\top} + B^K R B^{K\top} \end{aligned} \quad (5.62)$$

avec  $R$  défini dans l'équation (5.36). En tenant compte du fait que  $v_k$  est un bruit blanc gaussien à moyenne nulle et que  $\hat{X}_{k|k-1}^e$  et  $v_k$  sont indépendants du temps  $t_k$ , la moyenne  $\mu_k$  et la variance  $\Sigma_k$  du bruit gaussien  $n_k$  dans l'équation (5.60) peuvent s'écrire :

$$\mu_k = E[n_k] = C^K m_k + D^K E[v_k] = C^K m_k \quad (5.63)$$

$$\Sigma_k = E[(n_k - \mu_k)^2] = C^K S_k C^{K\top} + D^K R D^{K\top} \quad (5.64)$$

L'entrée du système étant la somme  $m_k^x = x_k + v_k$ , toute condition initiale différente de zéro pour l'état  $X_{k|k-1}^e$  sera associée à l'entrée  $x_k$ . Ainsi, par additivité, il ne reste qu'une condition initiale nulle pour l'état  $X_{k|k-1}^e$  associé à l'entrée  $v_k$  :

$$X_{0|-1}^e = [0 \ 0 \ 0]^\top \quad (5.65)$$

De ce fait on a aussi :

$$m_0 = 0_{3 \times 1} \quad S_0 = 0_{3 \times 3} \quad (5.66)$$

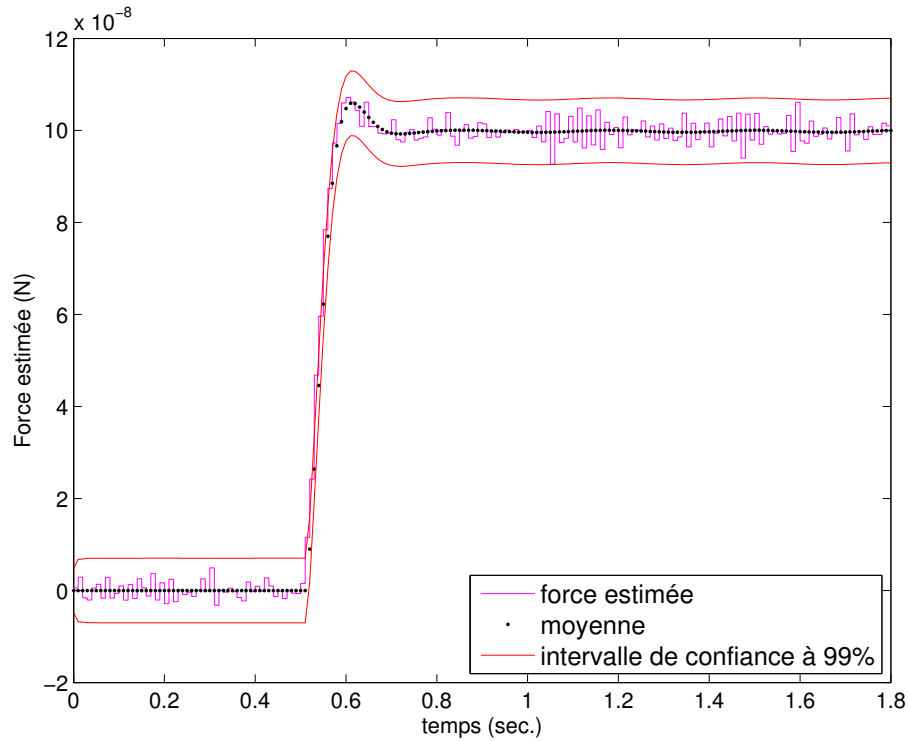


FIGURE 5.9 – Intervalle de confiance à 99% ( $\pm 3\sqrt{\Sigma_k}$ ) sur l'estimation de la force avec  $W_{\hat{F}} = 10^{-15} \text{ N}^2/\text{Hz}$  et  $f_s = 100 \text{ Hz}$ .

Notons que  $m_0$  et  $S_0$  influencent uniquement le régime transitoire de  $n_k$  au début de la mesure. D'après l'équation (5.61) on sait alors que la moyenne  $m_k$  est toujours nulle et on peut donc déduire de l'équation (5.63) les propriétés statistiques de  $n_k$  suivantes :

$$\mu_k = 0 \quad \forall k \quad (5.67)$$

$$\Sigma_k = C^K S_k C^{K\top} + D^K R D^{K\top} \quad (5.68)$$

L'intervalle de confiance à 99% associé à l'équation (5.68) est tracé sur la figure 5.9. Dans cette simulation la fréquence d'échantillonnage  $f_s$  est fixée à 100 Hertz. Sur cette figure, la moyenne correspond à la valeur de  $\hat{F}_k$  lorsque qu'il n'y a pas de bruit de mesure  $v_k$ . Cette valeur inconnue appartient à l'intervalle de confiance avec une probabilité de 0.99. Afin d'éviter toute mauvaise interprétation, cela ne veut pas dire que la force réelle  $F^x(t)$  appartient à cet intervalle, mais seulement que  $\hat{F}_k$  devrait y appartenir s'il n'y avait pas de bruit de mesure. Ainsi l'écart-type associé  $\sqrt{\Sigma_k}$  peut être considéré comme une image de la résolution (ou du rapport signal sur bruit) du capteur. Cet écart-type tend vers  $\sqrt{\Sigma_\infty}$  en quelques intervalles de temps  $t_k$  (voir les premières 0.05 secondes de la figure 5.9). La connaissance de  $\sqrt{\Sigma_\infty}$  va permettre à l'utilisateur final d'ajuster au mieux  $W_{\hat{F}}$ . En effet, plus  $W_{\hat{F}}$  est grand, plus  $\sqrt{\Sigma_\infty}$  est grand (voir Fig. 5.10) et donc plus faible est la résolution du capteur. La variance  $\Sigma_k$  n'a cependant aucun lien avec la précision du capteur car cette dernière dépend de l'identification des paramètres  $m$ ,  $K_m^x$  et  $K_v^x$  lors du processus de calibration du capteur. En régime stationnaire, la précision du capteur ne dépend que de la calibration de  $K_m^x$ .



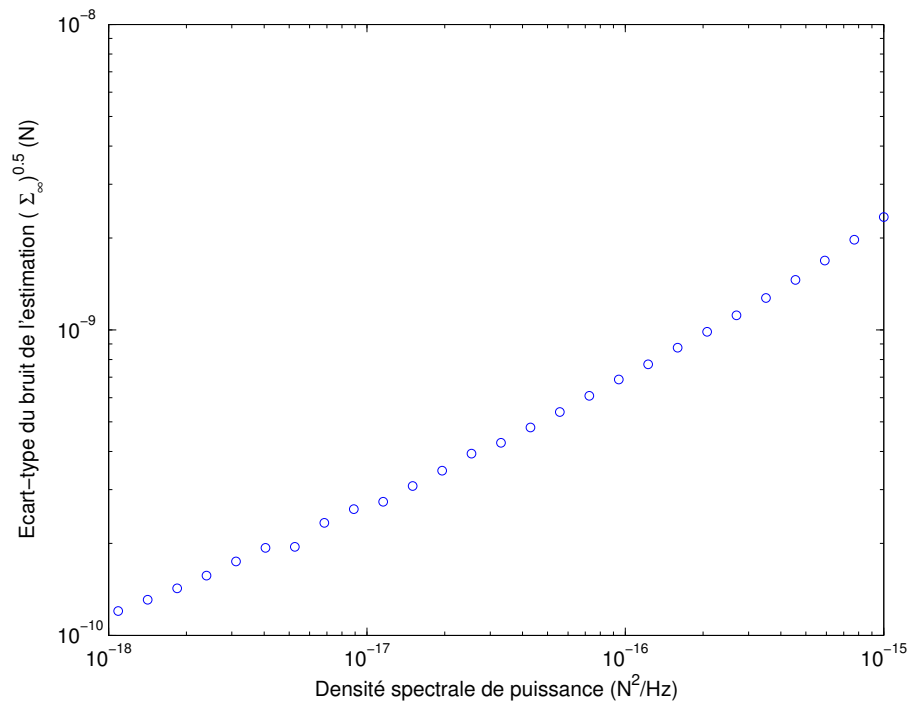


FIGURE 5.10 – Ecart-type  $\sqrt{\Sigma_\infty}$  en fonction de  $W_{\hat{F}}$  pour  $f_s = 100$  Hertz et  $R = 1.44 \times 10^{-16}$  m<sup>2</sup>. On observe de petites irrégularités qui sont principalement dûes à des erreurs numériques lors de la résolution de l'équation discrète de Riccati pour obtenir  $K_\infty(W_{\hat{F}}, f_s, R)$ .

### 5.3.2/ ETUDE DE LA BANDE PASSANTE DU CAPTEUR DE FORCE

La bande passante du processus d'estimation de la force dépend de la fonction de transfert entre la force d'entrée  $F^x(t)$  et la force estimée de sortie  $\hat{F}_k$ . La force placée en entrée étant continue et celle, estimée, de la sortie étant discrète, cette fonction de transfert est difficile à modéliser en l'état. C'est pourquoi nous avons choisi d'utiliser uniquement une modélisation discrète afin de simplifier cette étude. La première étape permettant d'obtenir à partir de  $F^x(t)$  le déplacement  $x(t)$  et représentant la dynamique du maglevtube a été discrétisée à l'aide d'un bloqueur d'ordre zéro avec une période d'échantillonnage  $T_s$  (voir figure 5.11). L'entrée continue  $F^x(t)$  est de ce fait remplacée par une entrée discrète  $F_k^x$ .

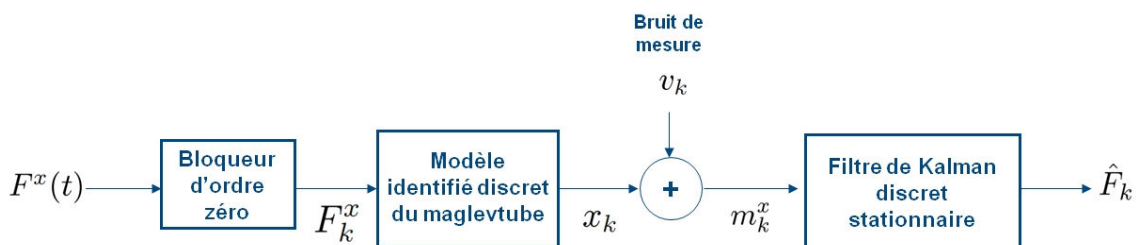


FIGURE 5.11 – Schéma du système permettant l'étude de la bande passante du capteur de force.

La représentation d'état discrète et linéaire de la dynamique du maglevtube est obtenue à partir des équations (2.18) et (2.19) :

$$X_{k+1} = A_d X_k + B_d F_k^x \quad (5.69)$$

$$x_k = C_d X_k \quad (5.70)$$

avec

$$A_d = e^{AT_s} \quad B_d = \int_0^{T_s} e^{At} dt B \quad C_d = C \quad (5.71)$$

et le déplacement mesuré  $m_k^x$  est donné par les équations (5.32) et (5.70) :

$$m_k^x = x_k + v_k \quad (5.72)$$

$$= C_d X_k + v_k \quad (5.73)$$

L'état discret global du capteur comprenant l'état du maglevtube et l'état du filtre de Kalman stationnaire est le suivant :

$$\mathcal{X}_k = \begin{bmatrix} X_k \\ \hat{X}_{k|k-1}^e \end{bmatrix} \quad (5.74)$$

Pour obtenir le modèle d'état global associé, on remplace  $m_k^x$  à partir de l'équation (5.73) dans les équations (5.53) et (5.54) :

$$\hat{X}_{k+1|k}^e = A^K \hat{X}_{k|k-1}^e + B^K C_d X_k + B^K v_k \quad (5.75)$$

$$\hat{F}_k = C^K \hat{X}_{k|k-1}^e + D^K C_d X_k + D^K v_k \quad (5.76)$$

Les équations (5.74), (5.75), (5.76), (5.69) conduisent à la représentation globale suivante du capteur de force avec  $F_k^x$  et  $v_k$  les entrées du système et  $\hat{F}_k$  la sortie (cf. figure 5.11) :

$$\mathcal{X}_{k+1} = A_g \mathcal{X}_k + B_g \begin{bmatrix} F_k^x \\ v_k \end{bmatrix} \quad (5.77)$$

$$\hat{F}_k = C_g \mathcal{X}_k + D_g \begin{bmatrix} F_k^x \\ v_k \end{bmatrix} \quad (5.78)$$

avec

$$A_g = \begin{bmatrix} A_d & 0_{2 \times 3} \\ B^K C_d & A^K \end{bmatrix} \quad B_g = \begin{bmatrix} B_d & 0_{2 \times 1} \\ 0_{3 \times 1} & B^K \end{bmatrix} \quad (5.79)$$

$$C_g = \begin{bmatrix} D^K C_d & C^K \end{bmatrix} \quad D_g = \begin{bmatrix} 0 & D^K \end{bmatrix} \quad (5.80)$$

Afin d'étudier uniquement l'impact de l'entrée  $F_k^x$ , on fixe  $v_k$  à zéro dans le modèle d'état global ce qui nous donne :

$$\mathcal{X}_{k+1} = A_g \mathcal{X}_k + \begin{bmatrix} B_d \\ 0_{3 \times 1} \end{bmatrix} F_k^x \quad (5.81)$$

$$\hat{F}_k = C_g \mathcal{X}_k \quad (5.82)$$

La fonction de transfert globale  $H_g(\omega)$  entre la force à mesurer et la force estimée s'écrit alors :

$$H_g(\omega) = \frac{\hat{F}(e^{j\omega})}{F^x(e^{j\omega})} \quad (5.83)$$

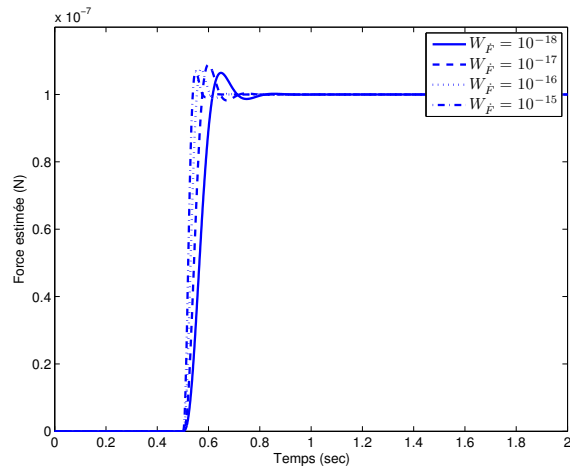
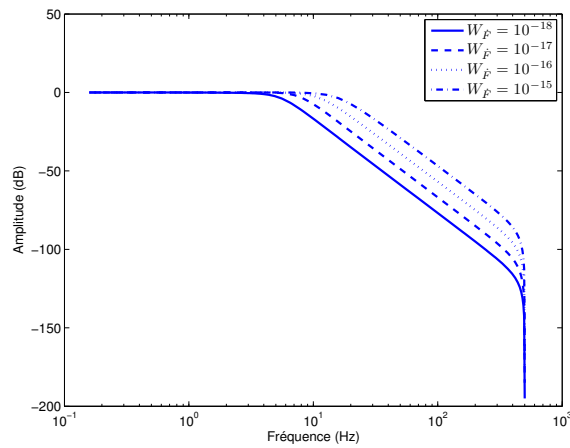
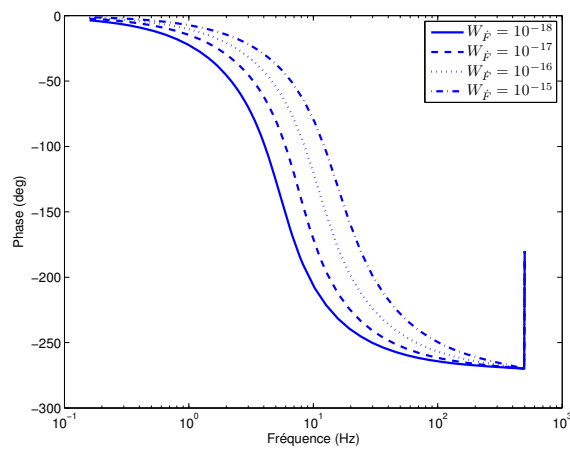
$$H_g(\omega) = C_g (e^{j\omega} I_{5 \times 5} - A_g)^{-1} \begin{bmatrix} B_d \\ 0_{3 \times 1} \end{bmatrix} \quad (5.84)$$

La figure 5.12 représente la réponse fréquentielle globale du capteur avec différentes valeurs de  $W_{\hat{F}}$  avec une calibration parfaite de ce dernier (les matrices  $A_d$  et  $B_d$  dans Eq. (5.69) sont remplacées par les matrices identifiées lors du processus de calibration). La fréquence d'échantillonnage  $f_s$  est fixée à 1000 Hertz afin de minimiser l'effet du bloqueur d'ordre zéro dans l'équation (5.69). La réponse à l'échelon de force avec  $v_k$  nul est également tracé afin de pouvoir comparer à la fois le temps de réponse et la réponse fréquentielle de l'estimation. On se rend compte que plus  $W_{\hat{F}}$  est grand et plus la bande passante du capteur est large. Comme on le voit, la bande passante en force peut être étendue au-delà de la fréquence de coupure à -3dB du maglevtube (environ 4 Hertz). Mais dans ce cas, la résolution elle aussi diminue (voir section 5.3.1). Là encore, la réponse fréquentielle peut aider l'utilisateur final à ajuster le paramètre  $W_{\hat{F}}$  suivant la bande passante qu'il souhaite obtenir. De plus, l'hypothèse formulée à la fin de la section 5.1.1 selon laquelle  $W_{\hat{F}}$  devait être choisi plus grand pour une mesure de force variant rapidement et plus faible pour des forces variant lentement est cohérente avec la façon dont varie la bande passante du capteur en fonction de  $W_{\hat{F}}$ .

La figure 5.13 représente la réponse fréquentielle globale obtenue avec les valeurs de calibration obtenues dans la section 4.4. On remarque que la mesure de force autour de la fréquence de résonance du maglevtube peut engendrer des erreurs de mesure non négligeables.

## 5.4/ OUTILS D'AIDE À LA DÉTERMINATION DU PARAMÈTRE DE RÉGLAGE DU FILTRE DE KALMAN

Les analyses précédentes nous ont permis de mettre en évidence les caractéristiques du processus d'estimation de la force inconnue. En plus de ces analyses détaillées du comportement du filtre de Kalman, on a pu fournir à l'utilisateur final des outils d'aide quant au choix du paramètre de réglage  $W_{\hat{F}}$ . Ainsi suivant la résolution ou la bande passante souhaitée pour le capteur de force, ces informations vont permettre de fixer la valeur de  $W_{\hat{F}}$  ou de la modifier en temps réel pendant une mesure expérimentale de force (voir Figure 5.14). Prenons, par exemple, le cas où l'utilisateur final souhaiterait modifier la bande passante du capteur de force pour l'étendre au-delà de la fréquence de coupure à -3dB (4 Hertz). Les tracés 5.15 et 5.16 lui permettent de déterminer la valeur de  $W_{\hat{F}}$

(a) Réponse à un échelon de force avec le bruit  $v_k$  égal à zéro.(b) Amplitude de  $H_g(e^{j\omega})$ .(c) Phase de  $H_g(e^{j\omega})$ .FIGURE 5.12 – Impact de  $W_{\hat{F}}$  sur la réponse fréquentielle globale  $H_g(e^{j\omega})$  et temps de réponse du capteur ( $f_s = 1000$  Hertz - calibration précise).

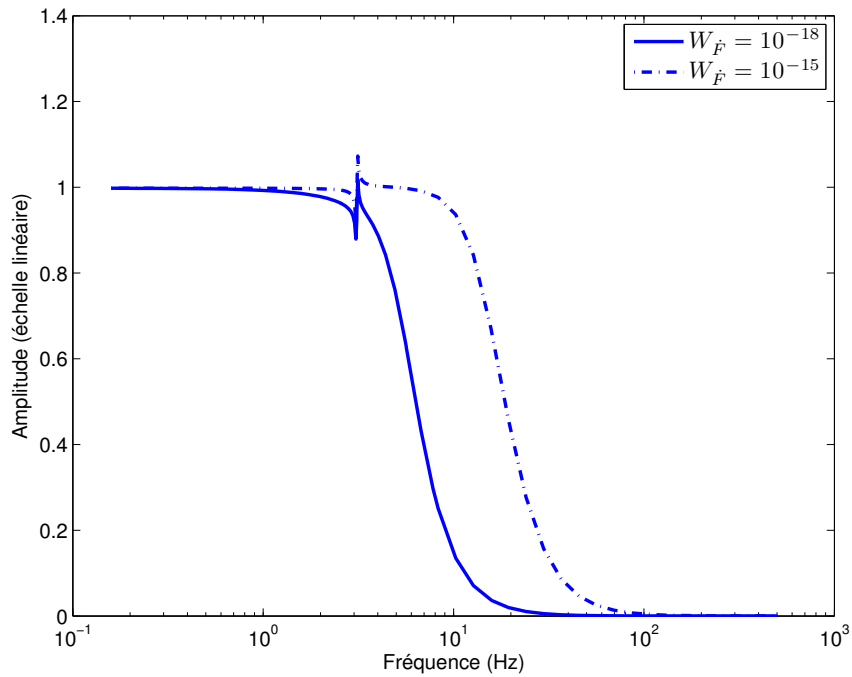


FIGURE 5.13 – Amplitude globale de la réponse fréquentielle  $H_g(e^{j\omega})$  avec processus de calibration utilisé.

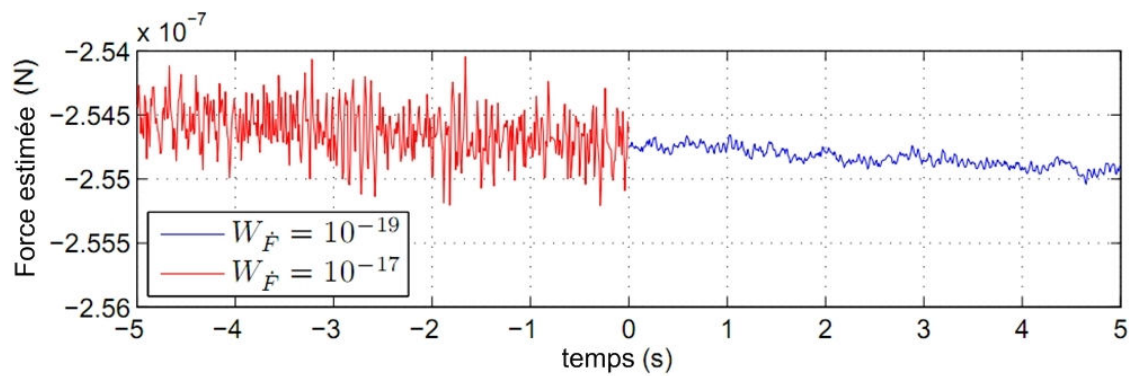


FIGURE 5.14 – Modification du paramètre  $W_{\hat{F}}$  durant une mesure expérimental de force, on remarque que la résolution change elle aussi.

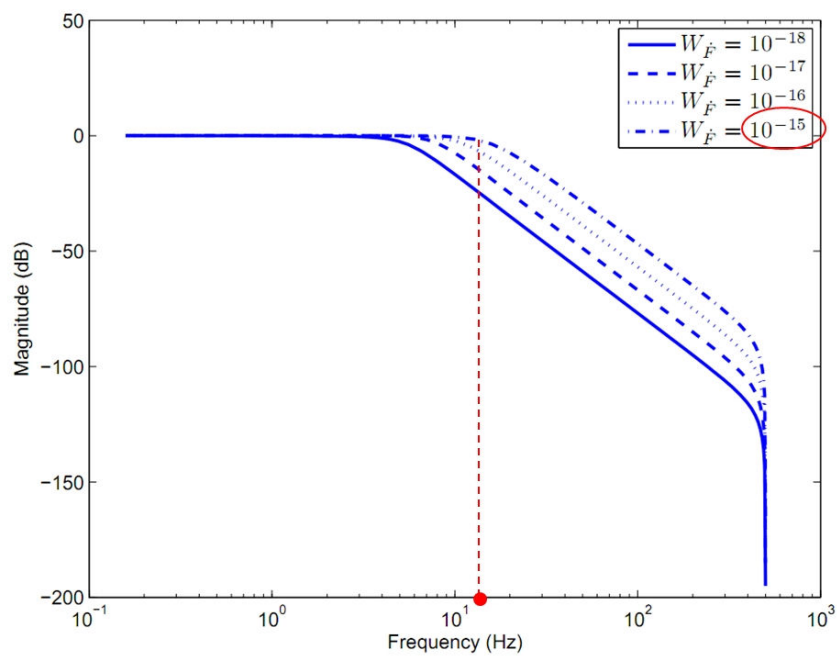


FIGURE 5.15 – Réponse fréquentielle du capteur permettant de déterminer une valeur de  $\hat{W}_F$  (ici  $\hat{W}_F = 10^{-15}$  N<sup>2</sup>/Hz) en fonction de la bande passante souhaitée.

correspondant à ses attentes en gardant à l'esprit que ce choix sur la bande passante aura forcément un impact sur la résolution du capteur comme l'illustre la figure 5.16.

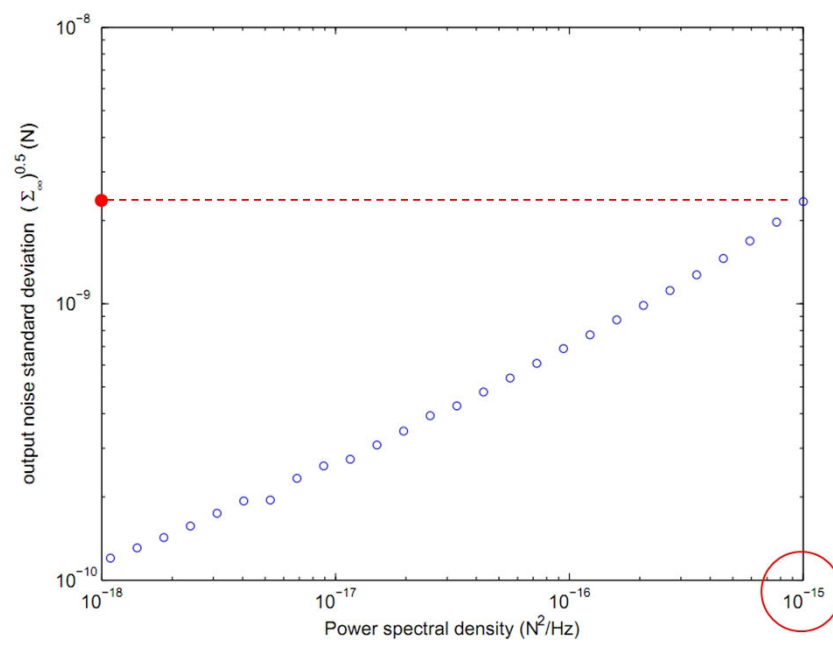


FIGURE 5.16 – Impact du choix de  $W_{\dot{F}} = 10^{-15} N^2/Hz$  sur la résolution du capteur de force.

## MESURES EXPÉRIMENTALES ET APPLICATIONS

*Après avoir passé en revue l'ensemble des améliorations, théoriques et techniques, apportées au prototype avancé du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique, nous allons, au cours de ce chapitre, nous intéresser aux mesures expérimentales réalisées à l'aide de ce dispositif. Dans un premier temps, nous allons présenter l'ensemble du dispositif expérimental, puis nous nous focaliserons sur trois applications illustrant les performances de ce capteur de force : la mesure de force d'adhésion, la mesure de force de frottement et enfin la mesure de raideur d'une poutre d'AFM.*

### 6.1/ PRÉSENTATION DU DISPOSITIF EXPÉRIMENTAL DE MESURE DE FORCE À L'AIDE DE LA VERSION AVANCÉE DU CAPTEUR DE MICRO ET NANOFORCE

Comme nous l'avons évoqué dans la section 4.4, le capteur de force par lévitation diamagnétique est très sensible à toute perturbation extérieure. Il est donc important d'isoler le capteur des perturbations aériennes et sismiques à l'aide de dispositifs appropriés. La figure 6.1 montre l'ensemble du dispositif expérimental. On y retrouve notamment l'enceinte limitant les perturbations liées au déplacement de flux d'air et la table antivibration qui permet de limiter l'impact des vibrations provenant du sol. Afin de bénéficier d'un contrôle visuel lors des différentes expérimentations, nous utilisons deux caméras Guppy (Allied Vision Technologies) offrant une vue de dessus et une vue latérale de l'échantillon (voir figure 6.2). Ce système de vision est particulièrement important lors du placement de l'échantillon par rapport à l'axe de mesure du maglevtube. En règle générale, les échantillons sont déplacés à l'aide de trois axes de micro-positionnement PI M-111 et M-112 (Physik Instrumente) qui ont une résolution de l'ordre de  $0.05 \mu\text{m}$  mais des axes avec une meilleure résolution peuvent aussi être utilisés. Enfin un capteur confocal chromatique est placé à l'arrière de la table de positionnement qui mesure avec précision le déplacement suivant  $\vec{x}$  du positionneur d'échantillon PI (voir figure 6.3).



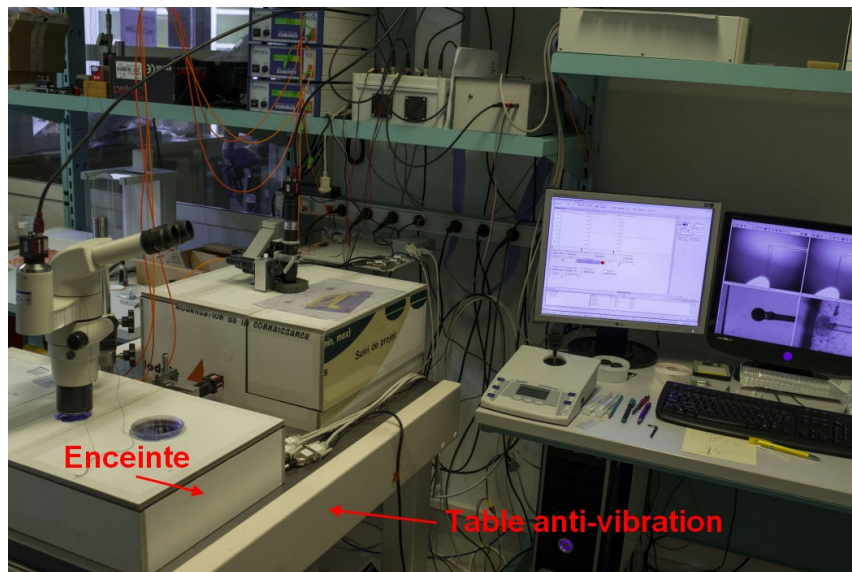


FIGURE 6.1 – Dispositif expérimental de mesure de micro et nanoforce.

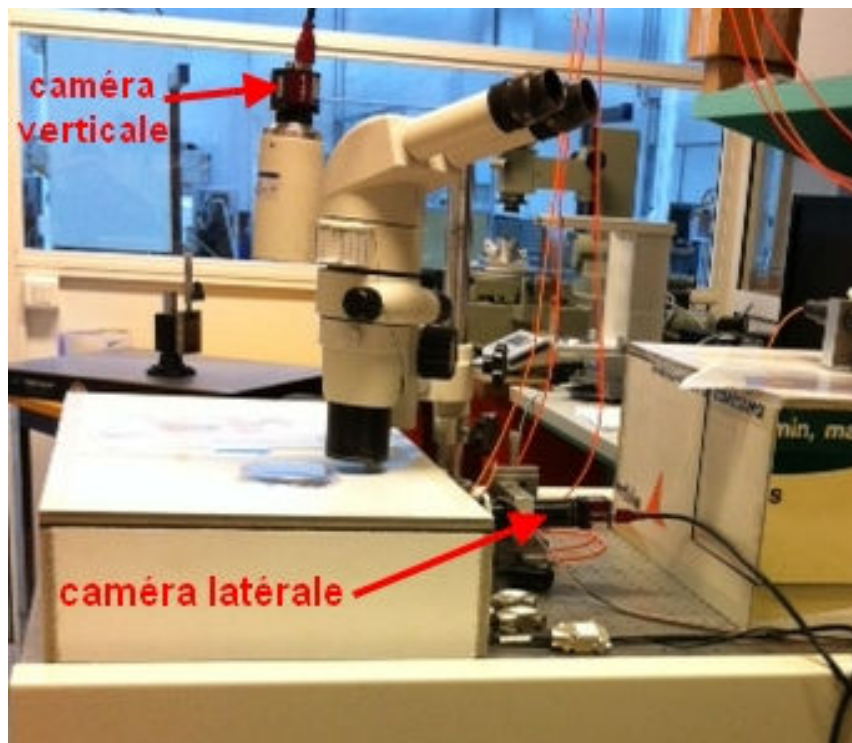


FIGURE 6.2 – Caméras latérale et verticale permettant un contrôle visuel lors des mesures expérimentales.

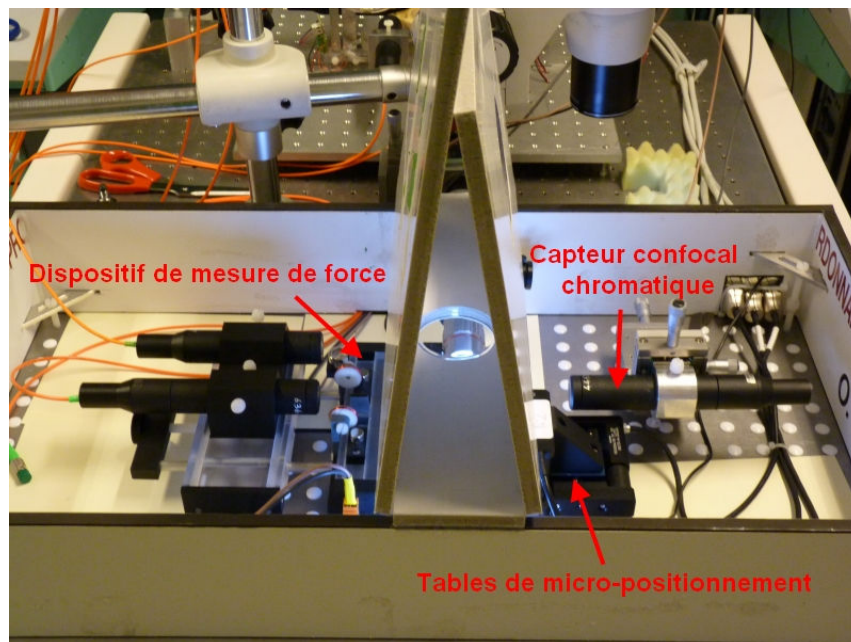


FIGURE 6.3 – Vue intérieure de l'enceinte avec le dispositif de mesure de force, les tables de micro-positionnement et le capteur confocal chromatique.

## 6.2/ MESURE DE FORCE D'ADHÉSION DITE DE PULL-OFF

Dans le micromonde, les forces surfaciques jouent un rôle prépondérant sur le comportement des micro-objets face aux forces volumiques. Ainsi, lors de tâches de micro-assemblage par exemple, il est important de pouvoir caractériser les forces d'adhésion surfaciques qui peuvent intervenir entre l'organe terminal d'une micro-pince (ou un substrat) et un micro-objet. En effet, la détermination de la force de *pull-off* qui n'est autre que la force nécessaire pour vaincre les effets d'adhésion entre deux surfaces est une problématique majeure dans le domaine du micro-assemblage. Deux dispositifs couramment utilisés pour mesurer des microforces entre deux surfaces sont le SFA (Surface Force Apparatus) et le Microscope à Force Atomique (AFM). Typiquement, le SFA permet de mesurer les forces d'adhésion entre deux cylindres ou entre une sphère et une surface plane [89], [90]. L'AFM est utilisé pour mesurer des forces d'adhésion dans le cas de contact sphère/plan pour lesquels les forces vont de quelques nanonewtons à plusieurs micronewtons [91], [92], [93], [94]. Dans cette partie, nous nous proposons de mettre en évidence la possibilité d'utiliser le capteur de micro et nanoforces par lévitation diamagnétique pour mesurer des efforts d'adhésion entre un micro-objet et une surface plane.

### RELEVÉ EXPÉRIMENTAL DE LA FORCE DE PULL-OFF

La figure 6.4 montre l'évolution de la force estimée  $\hat{F}_k$  par le capteur de micro et nanoforces par lévitation diamagnétique durant une mesure de force de pull-off. La phase 1 consiste à déplacer une surface plane (ici une lamelle couvre-objet de verre) en direction du micro-objet. Ici, le micro-objet est une micro-sphère de nitrure de silicium ( $Si_3N_4$ ) collée à la pointe du maglevtube (voir Fig. 6.5). Une fois la surface plane et la micro-

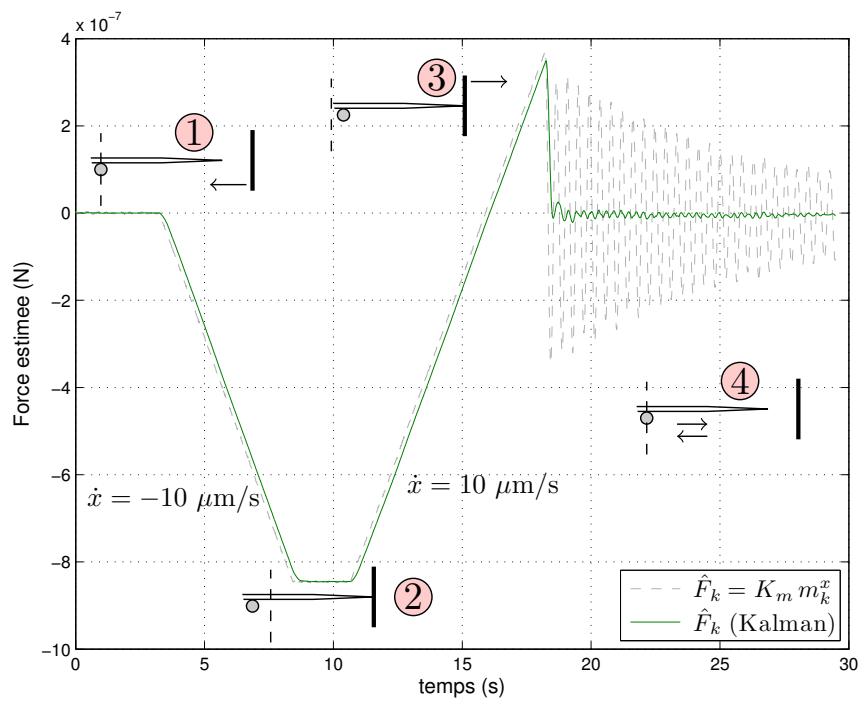


FIGURE 6.4 – Mesure de force de pull-off expérimentale.

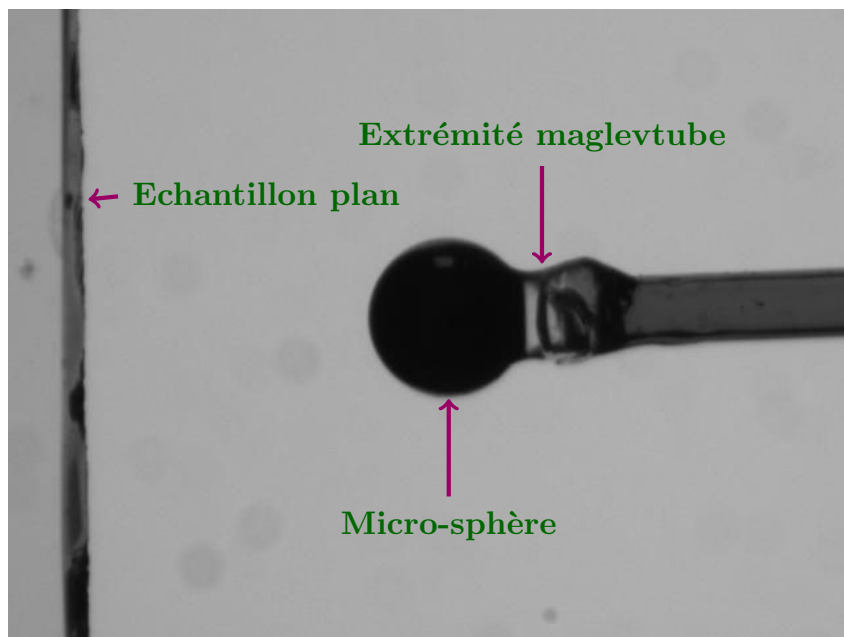


FIGURE 6.5 – Micro-sphère de nitrure de silicium ( $Si_3N_4$ ) collée à la pointe du maglev-tube.

sphère en contact, l'avance se poursuit produisant une augmentation progressive de la pré-charge sur la bille. Une fois la force de pré-charge souhaitée atteinte (phase 2), on recule la lamelle de verre jusqu'à rompre le contact entre la micro-sphère et la surface plane, c'est la phase 3 de décharge. Une fois le contact rompu, le maglevtube oscille librement et la force externe appliquée sur le maglevtube est égale à zéro (phase 4). Sur la figure 6.4, on a tracé les courbes des forces estimées à partir de l'équation (2.1) et de l'équation (5.44). L'équation (2.1) donne une mauvaise estimation de la force appliquée sur le maglevtube car elle est proportionnelle aux déplacements du maglevtube. L'estimation du filtre de Kalman associée à Eq. (5.44) donne une meilleure estimation avec un régime oscillatoire plus court et d'amplitude très faible. Ces oscillations résiduelles peuvent être le résultat de plusieurs causes :

- des imprécisions sur l'identification du coefficient de frottement visqueux  $K_v^x$ ,
- la poussée n'est pas effectuée de manière parfaitement horizontale et donc le maglevtube n'est pas aligné avec l'axe  $x$  quand le contact est rompu. A cet instant, l'orientation du maglevtube autour de l'axe  $y$  engendre un comportement dans le plan  $xoz$  plus complexe et non pris en compte dans le modèle à un degré de liberté développé dans la section 2.5 et de ce fait le filtre de Kalman ne réagit pas correctement,
- les perturbations sismiques horizontales et verticales provenant de l'environnement extérieur peuvent aussi être à l'origine d'un comportement du maglevtube plus complexe que celui du modèle utilisé par le filtre de Kalman.

Globalement, l'utilisation du filtre de Kalman donne une plus value importante à l'estimation de la force lors de ce type de mesure.

## MESURE DE FORCE DE PULL-OFF AVEC AJOUT D'UNE FORCE ÉLECTROSTATIQUE

Afin de mieux comprendre les interactions qui peuvent se produire lors du contact entre deux matériaux, notamment lorsqu'un des deux est chargé électriquement, une mesure de force de pull-off a été réalisée avec l'ajout d'une force attractive sans contact (force électrostatique) avant et pendant la phase de charge et après la rupture du contact. Pour cela le micro-objet collée à l'extrémité du maglevtube est une sphère macroscopique chargée électriquement par triboélectrification (un millimètre de diamètre, nitrure de silicium  $Si_3N_4$ ). La surface plane étant toujours une lamelle de verre (matériau isolant), on peut considérer que la force sans contact prédominante est d'origine électrostatique du fait du faible taux d'humidité environnant (on n'observe pas de ménisque durant la mesure de pull-off). On applique le même processus de charge/décharge jusqu'à rupture du contact entre les deux matériaux et on obtient la courbe de la figure 6.6. Lors de la phase d'approche, on observe bien l'augmentation de la force électrostatique attractive avant et jusqu'au contact entre la sphère et le verre. Après la rupture du contact entre les deux matériaux, les oscillations de la courbe de la force estimée par le filtre de Kalman représentent l'évolution de la force électrostatique sans contact appliquée sur la sphère lorsqu'elle s'éloigne en oscillant de la lamelle de verre. Cette force oscille puisque le maglevtube (via son inertie) rapproche et éloigne alternativement la sphère de la surface plane en verre. On remarque également une quasi symétrie entre la moyenne de ces oscillations et le comportement de la force électrostatique avant le contact entre les deux matériaux. La vitesse de déplacement de la lamelle de verre étant la même lors de l'approche et du retrait, la distribution des charges dans les deux matériaux reste probablement identique durant tout le processus de mesure de force.

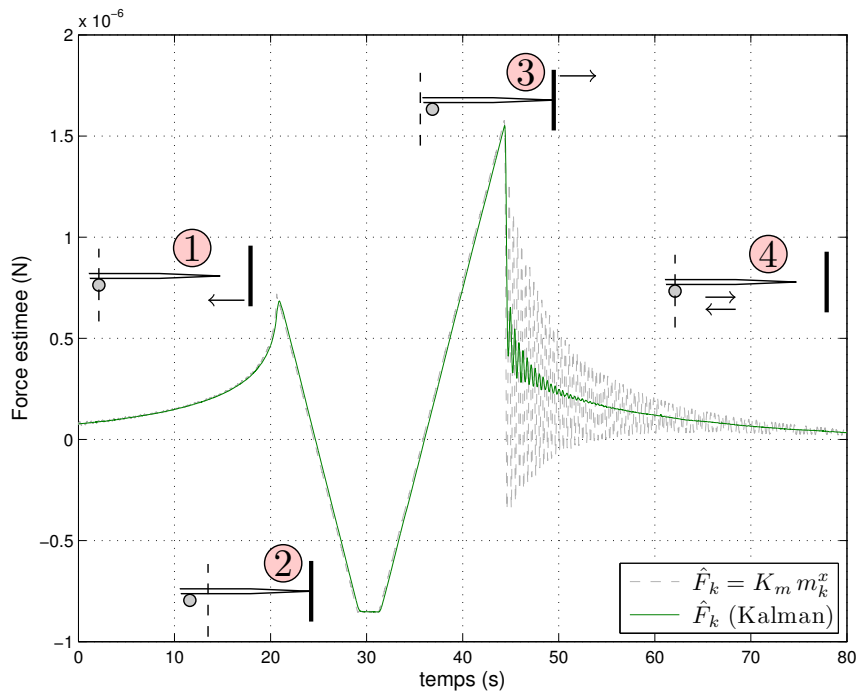


FIGURE 6.6 – Mesure expérimentale de force de pull-off avec l'ajout d'une force attractive sans contact de type électrostatique.

### 6.3/ MESURE EXPÉRIMENTALE DE FORCE DE FROTTEMENT

Dans le domaine de la nanotribologie, qui est l'étude des forces de frottement aux échelles nanométriques, il est parfois difficile de faire le lien entre les propriétés tribologiques déterminées pour un contact mono-aspérité et celles qui interviennent pour l'ensemble des aspérités d'un microcontact. Dans cette partie, nous présenterons les mesures de forces de frottement tangentielles générées par des micro-objets sphériques glissant sur la surface plane d'un substrat dans un contexte multi-aspérité et réalisées à l'aide du capteur de micro et nanoforces par lévitation diamagnétique.

#### 6.3.1/ PRINCIPE DE LA MESURE DE FORCE DE FROTTEMENT

Nous nous proposons de mesurer la force tangentielle de frottement générée par le glissement d'un micro-objet sur une surface plane d'un substrat donnée. Pour cela, le processus expérimental de mesure consiste à déplacer le substrat, sur lequel repose le micro-objet (voir Fig. 6.7), suivant l'axe  $\vec{x}$  du maglevtube jusqu'à ce que le micro-objet soit en contact avec la pointe du maglevtube. En continuant à déplacer le substrat en direction du maglevtube, le micro-objet glisse sur le substrat et on génère ainsi une force de frottement tangentielle qu'on mesure à l'aide du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique. Le déplacement du substrat est assuré par des axes de micropositionnement motorisés de la société PI (Physik Instrumente). Le contact entre la pointe du maglevtube et le micro-objet est contrôlé visuellement à l'aide d'une caméra Guppy.

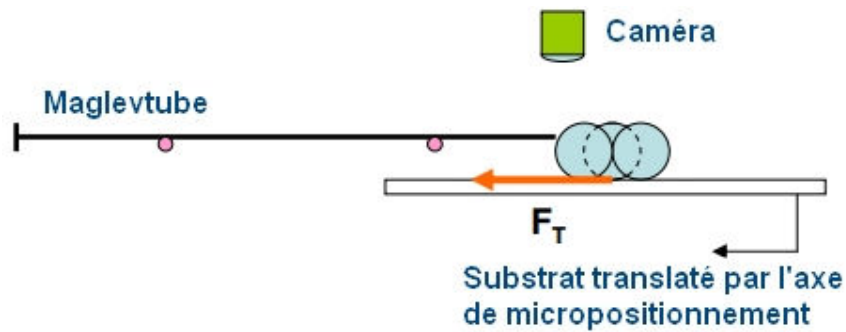


FIGURE 6.7 – Schéma de principe de la mesure de force de frottement.

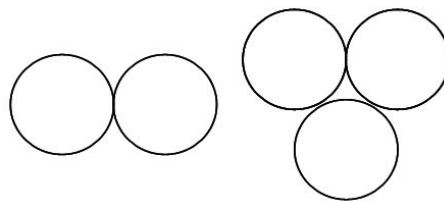


FIGURE 6.8 – Micro structures réalisées pour la mesure de force de frottement.

### 6.3.2/ ECHANTILLONS

Les échantillons avec lesquels les mesures ont été réalisées sont des microsphères avec des diamètres de  $100\ \mu\text{m}$  ( $\pm 5\ \mu\text{m}$ ) et  $40\ \mu\text{m}$  ( $\pm 2.8\ \mu\text{m}$ ). Les micro-sphères ont été fournies par SPI Supplies et leurs diamètres ont été certifiés selon les standards imposés par le National Institute of Standards and Technology (NIST). Le substrat est une surface plane en verre nettoyée à l'éthanol avant d'effectuer la mesure de force de frottement. Pousser un micro-objet sur un substrat est la seule façon de mesurer un effort de frottement tangentiel à l'aide du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique. Afin de limiter les phénomènes de roulement et pour permettre d'appliquer différentes force normales de charge (correspondant au poids des microsphères allant de  $800\ \text{nN}$  à  $40\ \mu\text{N}$ ), les micro-sphères ont été collées entre elles afin de former différentes micro-structures comme le montre la figure 6.8. Ces structures ont été assemblées à l'aide de la station de micromanipulation PRONOMIA [95]. Le collage a été réalisé à l'aide de l'appareil Blue Wave 50 (Dymax, Garches, France) et de la colle Dymax 628-VLV.

### 6.3.3/ RÉSULTATS ET CONCLUSIONS

Différentes mesures de force de frottement effectuées à l'aide du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique sont représentées sur les figures 6.9, 6.10 et 6.11 et ce pour différentes structures de micro-sphères (assemblage de deux ou trois microsphères). Après le premier pic qui correspond au début du glissement des microsphères, la force mesurée dépend de la structure du micro-objet utilisée. En effet, sur la figure 6.9, la série de pics observés est due à un phénomène de stick-slip (config 1) auquel des roulements parasites viennent très probablement s'ajouter. Le système de vision utilisé ne nous a pas permis de visualiser ces roulements sur l'assemblage de microsphères de la configuration 2. Sur la figure 6.10, après le décollement initial, la force mesurée

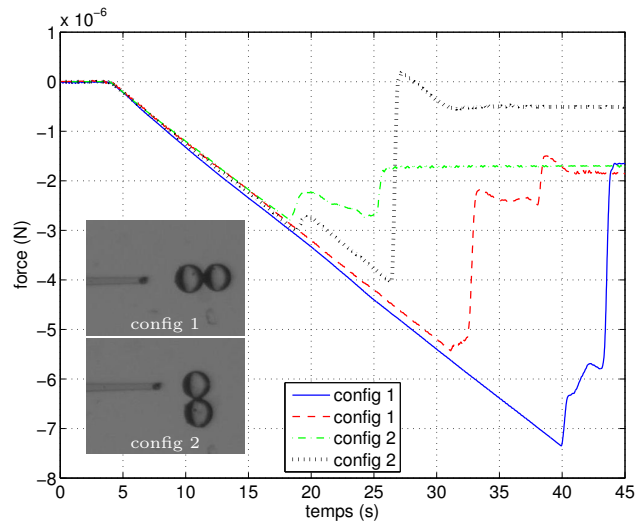


FIGURE 6.9 – Force de frottement mesurée pour un assemblage de deux micro-sphères de diamètre  $100 \mu\text{m}$ .

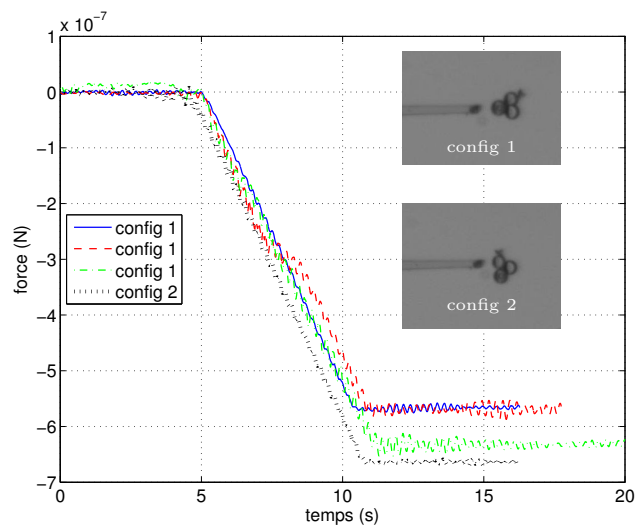


FIGURE 6.10 – Force de frottement mesurée pour un assemblage de trois micro-sphères de diamètre  $40 \mu\text{m}$ .

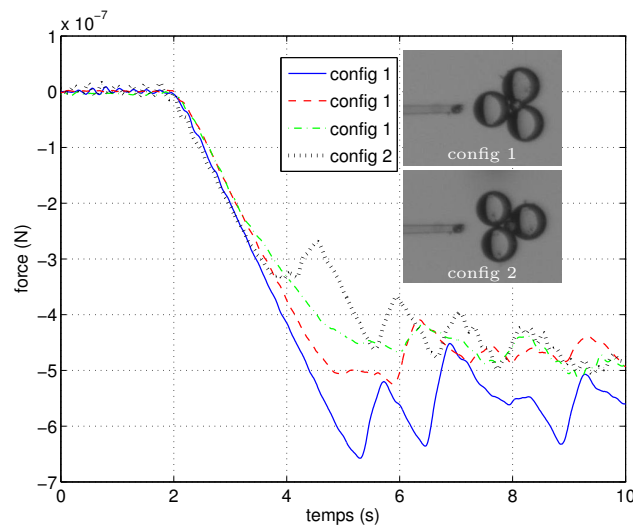


FIGURE 6.11 – Force de frottement mesurée pour un assemblage de trois micro-sphères de diamètre  $100 \mu\text{m}$ .

reste constante (pas de stick-slip) et le micro-objet glisse sur le substrat permettant la détermination du coefficient de frottement dynamique.

Les figures 6.9, 6.10 et 6.11 nous montrent aussi que la force tangentielle mesurée dépend du point de contact entre le maglevtube et le micro-objet utilisé. Pour la structure avec deux microsphères, selon le point de contact, on observe une rotation de la structure et donc une force tangentielle différente suivant la configuration utilisée.

Enfin d'après les figures 6.10 et 6.11, on observe également une influence du diamètre des microsphères utilisées. Alors que pour les microsphères de diamètre  $40 \mu\text{m}$ , le coefficient de frottement varie très peu, pour les microsphères de diamètre  $100 \mu\text{m}$ , on observe des variations plus importantes de la force tangentielle mesurée.

Même s'il n'est pas possible d'utiliser le capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique en tant que véritable nanotribomètre, de part les phénomènes de roulements ou encore du fait des limites quant à la charge normale que l'on peut appliquer qui se limite au poids des microstructures utilisées, ces mesures expérimentales sont prometteuses en tant que preuve de concept pour valider l'utilisation des ressorts magnétiques pour la mesure basse fréquence de force de friction. Néanmoins, une telle mesure nécessite de développer un dispositif dédié complet capable à la fois d'asservir la force normale à une valeur souhaitée tout en mesurant la force tangentielle.

## 6.4/ MESURES EXPÉRIMENTALES DE RAIDEUR DE CANTILEVER D'AFM

Comme nous l'avons vu dans le chapitre 1, les différentes méthodes de calibration des microscopes à force atomique sont nombreuses et variées. Quelque soit la méthode utilisée, la calibration des AFM implique nécessairement la détermination de la raideur du cantilever qui est l'organe sensible de ce type de dispositif. Etant donné que la raideur



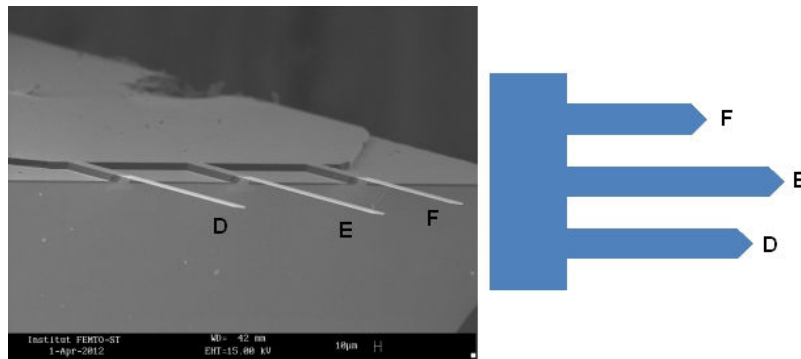


FIGURE 6.12 – Echantillons de poutres AFM D, E et F utilisés pour la mesure expérimentale de raideur. a) Vue MEB. b) Vue de dessus schématisée.

du cantilever est directement liée à la précision de l'AFM, il est important d'y accorder une attention tout particulière. Au travers de cette section nous allons présenter les mesures expérimentales réalisées avec la version avancée du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique afin de déterminer la raideur de différentes poutres d'AFM.

#### 6.4.1/ ECHANTILLONS

Les mesures de raideur ont été effectuées sur trois leviers d'AFM en silicium fournis par la société *MikroMasch* ([www.spmtips.com](http://www.spmtips.com)) et repérés D, E et F (voir figure 6.12). Les mesures dimensionnelles de ces différentes poutres ont été réalisées avec un Microscope Electronique à Balayage (MEB) et les résultats obtenus sont présentés dans le tableau 6.1.

#### 6.4.2/ PROCESSUS EXPÉRIMENTAL DE MESURE DE RAIDEUR DES POUTRES D'AFM

Le processus expérimental de mesure de raideur des poutres D, E et F consiste à positionner un des échantillons de façon à ce que l'extrémité de la poutre soit bien en face de la pointe du maglevtube. On déplace ensuite l'échantillon vers le maglevtube jusqu'à entrer en contact avec la pointe de celui-ci (voir figure 6.13), à partir de ce moment on enregistre les déplacements du maglevtube, de la table de positionnement de l'échantillon ainsi que la force appliquée sur le maglevtube. A partir de ces mesures, il est alors possible de déduire la raideur du cantilever utilisé. Le déplacement relatif du maglevtube

Poutres	D	E	F
Longueur (en $\mu\text{m}$ )	<b>301,00</b>	<b>349,20</b>	<b>251,10</b>
Largeur (en $\mu\text{m}$ )	<b>25,50</b>	<b>26,40</b>	<b>26,00</b>
Épaisseur (en $\mu\text{m}$ )	<b>0,61</b>	<b>0,61</b>	<b>0,61</b>

TABLE 6.1 – Dimensions des poutres D, E et F mesurées au MEB.

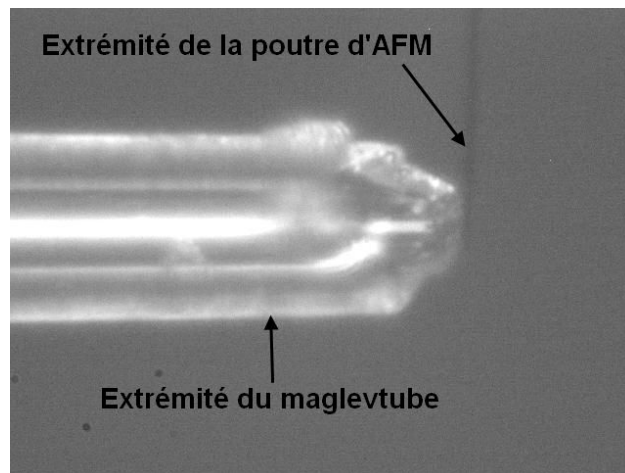


FIGURE 6.13 – Contact entre la pointe du maglevtube et un cantilever d'AFM en vue latérale.

<b>D</b>		<b>E</b>		<b>F</b>	
force	raideur	force	raideur	force	raideur
[nN]	[N/m]	[nN]	[N/m]	[nN]	[N/m]
265	0,00965	210	0,00622	426	0,02020
228	0,00956	203	0,00634	313	0,01960
214	0,00962				
moyenne	<b>0,00961</b>	moyenne	<b>0,00628</b>	moyenne	<b>0,01990</b>

TABLE 6.2 – Mesures expérimentales de raideur des cantilever D, E et F.

$m_x$  par rapport à la table de positionnement PI de l'échantillon donne la déformée de la poutre  $x_p$  par la mesure différentielle suivante :

$$x_p = x_{pi} - m_x \quad (6.1)$$

avec  $x_{pi}$  le déplacement de la table de positionnement PI. La raideur de la poutre au point de contact considéré est alors égale à la force mesurée par le maglevtube divisée par la déformée de la poutre.

### 6.4.3/ RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

Le tableau 6.2 présente les résultats obtenus pour les différentes poutres D, E et F. Différentes mesures de raideur ont été réalisées pour différentes forces appliquées sur le maglevtube. La valeur retenue pour chaque poutre est la moyenne des différentes raideurs mesurées. Comme nous l'avons dit précédemment, il existe de nombreuses méthodes de calibration de cantilever d'AFM. Même si par cette expérience, on montre la faisabilité d'une mesure de raideur de cantilever d'AFM grâce à la version avancée du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique, les valeurs obtenues n'ont que peu d'intérêt si elle ne sont pas comparées avec les résultats obtenus grâce à d'autres méthodes. C'est justement le travail qu'a réalisé M. Martins Vasconcelos Netto lors de ses travaux de Master EU4M [30]. En effet, il a déterminé, via plusieurs méthodes

	<b>D</b>		<b>E</b>		<b>F</b>	
	Raideur [N/m]	Err.	Raideur [N/m]	Err.	Raideur [N/m]	Err
MEF	0,00826		0,00694		0,01301	
EB	0,01050	27,15%	0,00656	5,57%	0,01778	36,73%
Cleveland	0,00907	9,89%	0,00616	11,25%	0,01671	28,50%
B. Thermique	0,00409	50,47%	0,00546	21,39%	0,00419	67,78%
Lévitiation	0,00961	16,33%	0,00628	9,54%	0,01990	53,03%

TABLE 6.3 – La comparaison entre la raideur calculée par différentes méthodes.

différentes, les raideurs de ces mêmes poutres D, E et F afin de les comparer.

Le tableau 6.3 regroupe les valeurs de raideur obtenues pour les échantillons D, E et F pour différentes méthodes de calibration en prenant comme référence la méthode basée sur la Modélisation par Eléments Finis (**MEF**) des poutres ainsi que de leur encastrement en tenant compte des irrégularités (mesurées grâce au MEB) qui peuvent intervenir au niveau de cet encastrement. De plus, ce modèle a été ajusté géométriquement de manière à ce que ses modes propres correspondent à ceux mesurés avec un MEMS Analyser (<http://www.polytec.com>). C'est l'analyse statique de ce modèle qui a finalement permis d'en déduire la valeur de raideur prise comme référence dans ces travaux.

Les différentes méthodes de calibration comparées à la méthode **MEF** sont :

- **EB** : cette méthode est basée sur le modèle d'Euler-Bernouilli [96], elle nécessite la connaissance des dimensions du cantilever, le module d'Young et la densité du matériau utilisé.
- **Cleveland** : la méthode de Cleveland [97] utilise un modèle simplifié qui permet d'estimer la raideur d'une poutre à l'aide de la longueur, la largeur, le module d'Young, la densité et la fréquence de résonance du premier mode de la poutre en question.
- **B. Thermique** : cette méthode est basée sur l'utilisation des vibrations thermiques issues du mouvement brownien des particules au sein du matériau considéré [37].
- **Lévitiation** : cette méthode est celle que nous venons d'explicitier dans la section 6.4.2 et qui se base sur l'utilisation du capteur par lévitation diamagnétique.

A partir de ces résultats, on constate que les erreurs relatives sur les valeurs de raideur obtenues via ces différentes méthodes par rapport à la méthode MEF, choisie comme référence, peuvent varier fortement d'une méthode à l'autre et en fonction de la poutre considérée. On observe par exemple, un écart considérable entre les valeurs obtenues par la méthode du bruit thermique et les valeurs obtenues avec les autres méthodes. On constate également que dans le cas de la poutre F, l'erreur relative par rapport à la méthode MEF augmente pour l'ensemble des autres méthodes notamment pour la lévitation et la méthode du bruit thermique. Bien entendu, chaque méthode peut être discutée, on peut remarquer dans le cas de la lévitation par exemple, que les dimensions de l'extrémité de la pointe du maglevtube par rapport à celles des poutres considérées implique forcément une incertitude au niveau de la position du point de contact entre ces deux objets. Cependant, si on considère les disparités au niveau des valeurs de raideur obtenues, ces résultats nous montrent que la calibration des cantilevers d'AFM est une

problématique complexe. En l'absence d'étalon de force, il est pour l'instant impossible de déterminer laquelle est la plus fiable. Chaque méthode présente des avantages et des inconvénients et soulève de nombreuses questions. Les sources de perturbations ou d'erreur sont nombreuses et souvent difficiles à détecter lorsqu'on travaille à ces niveaux de précision. Le défi que doit relever une méthode de calibration de raideur est de fournir une valeur d'incertitude correctement établie en plus de la simple raideur recherchée. Pour cela, il est nécessaire de modéliser toutes les sources d'incertitude qui interviennent dans la chaîne de calcul, en commençant par celles associées à la calibration du capteur de force.



# CONCLUSION ET PERSPECTIVES

Dans ce mémoire nous avons abordé le thème de la mesure de force via l'optimisation de la version initiale du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique développé au LAB en 2002 [5]. Ces travaux ont été conduits dans le cadre d'un partenariat entre l'institut Femto-st et l'entreprise STIL SA. Ils ont aussi été en partie menés dans le cadre du projet ANR STIL $\mu$ FORCE qui s'est achevé le 5 juin 2011. Ces travaux ont permis d'aboutir à la réalisation d'un prototype avancé modulaire qui pourra être utilisé par l'entreprise STIL SA pour développer une pré-version industrielle. Pour le faire, il a fallu s'intéresser à la fois à des problématiques scientifiques de modélisation ou encore d'estimation de la force mais aussi à des problématiques plus techniques comme l'optimisation et la reconception du design du dispositif afin de satisfaire à de nouvelles conditions imposées par un futur contexte industriel.

Dans le premier chapitre de ce manuscrit, nous avons rappelé le principe de mesure de force. Un capteur de force dispose toujours d'un organe sensible qui constitue en fait un transducteur dont l'entrée est la force inconnue à mesurer et la sortie l'effet de cette force observé à l'aide de capteurs appropriés. Dans le cas des capteurs de micro et nanoforce, l'effet de la force ne peut se traduire que par la déformation d'une microstructure élastique ou alors par le déplacement d'une masse sismique rigide. De plus, si cet organe sensible possède une dynamique d'évolution dont le régime transitoire influe fortement sur la sortie, il convient alors d'ajouter une étape de déconvolution du signal de sortie pour pouvoir reconstruire correctement le signal d'entrée, c'est-à-dire la force à mesurer. Dans la suite de ce chapitre, nous nous sommes intéressés à différentes applications de la mesure de micro et nanoforce comme, par exemple, la micromanipulation, la caractérisation de micro-objets ou encore la nanotribologie. Enfin, nous avons également présenté l'état de l'art des principaux types de dispositifs de mesure de micro et nanoforce qui sont pour la plupart basés sur la déformation d'une microstructure flexible. Bien que le principe de ces capteurs permet d'atteindre des résolutions très intéressantes à ces échelles, leur plage de mesure, quant à elle, reste bien souvent limitée du fait des faibles déformations imposées par les dimensions micrométriques de leurs organes sensibles.

Une solution pour pallier à ce problème consiste à utiliser un principe de mesure qui repose, non plus sur la déformation d'une microstructure élastique, mais sur le déplacement d'une masse sismique rigide. Ainsi, si la partie mobile peut supporter de grands déplacements, le capteur pourra alors mesurer une large plage de force. Cependant, si on souhaite garder une bonne résolution, il est nécessaire que la raideur du capteur soit la plus faible possible et ce sur l'ensemble de la plage de déplacement de la masse sismique. De plus, ce principe de mesure doit se faire sans contact mécanique afin d'éviter l'apparition de frottements secs durant la mesure. En effet, dans le micromonde, ces frottements sont difficilement prédictibles et peuvent dégrader fortement les performances des capteurs. Un des principes physique répondant à ces critères est la lévitation, et

c'est ce principe qui a été utilisé pour le capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique de première génération, point de départ de ces travaux de thèse.

A partir de la version initiale du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique, une analyse critique des avantages et des inconvénients de ce dispositif a été réalisée dans le deuxième chapitre. Bien que le principe de fonctionnement général du capteur ne soit pas remis en question, ce chapitre a permis de mettre en évidence les différents aspects du capteur pouvant être optimisés afin d'en améliorer les performances et d'anticiper une future version industrielle du dispositif. Les principaux points clé mis en évidence concernent premièrement la modélisation des efforts magnétiques et diamagnétiques engendrés par les plaques de graphite et qui sont indispensables à la stabilité de la lévitation passive de la masse sismique en lévitation. Une modélisation poussée de ces efforts permet de mieux appréhender leur impact sur le comportement de l'organe sensible du capteur. Deuxièmement, nous avons mis en évidence la nécessité de revoir le design du précédent capteur afin d'en simplifier l'utilisation notamment au niveau des réglages à effectuer lors du changement ou du remplacement de la tête de mesure du capteur. Troisièmement, il est apparu indispensable de revoir la procédure de calibration afin de la rendre plus précise, offrant ainsi une meilleure identification des paramètres du modèle de comportement dynamique de la masse sismique qui sont essentiels lors de l'étape de déconvolution.

Dans le chapitre 3, après avoir effectué quelques rappels de magnétisme, nous avons proposé une modélisation des efforts diamagnétiques générés par les plaques de graphite et s'appliquant sur les aimants en lévitation. Après avoir identifié les caractéristiques magnétiques des aimants et du graphite utilisés, nous avons pu mettre en évidence l'influence des efforts diamagnétiques sur le comportement des aimants en lévitation et donc de l'organe sensible du capteur et notamment sur la raideur latérale et la présence d'une ou plusieurs positions latérales d'équilibre stable. Cette modélisation permet en outre, de disposer d'outils d'aide au dimensionnement des plaques de graphite et à la conception de la nouvelle version du capteur de force par lévitation diamagnétique.

Comme nous l'avons évoqué précédemment, le passage de la première génération de capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique au prototype avancé a nécessité tout un travail d'optimisation autour des aspects qui ont été identifiés dans le deuxième chapitre. Ces améliorations, abordées au chapitre 4, ont d'abord porté sur le moyen de mesure des déplacements de la masse sismique. Nous avons présenté les raisons qui ont conduit au choix de la technologie confocale chromatique et les caractéristiques techniques des capteurs que nous avons sélectionné dans la gamme proposée par la société STIL SA, spécialisée dans ce principe de mesure optique. Par la suite, nous nous sommes intéressés au nouveau design du capteur qui intègre désormais une tête de mesure interchangeable et ce sans réglages particuliers de la part de l'utilisateur final. L'ensemble des pièces mécaniques ont été reconçues afin de satisfaire au mieux les exigences potentielles d'une future version industrielle. L'intégralité de la chaîne d'acquisition, d'étalonnage et d'estimation de la force ainsi que les éléments qui la composent sont aussi détaillés dans ce chapitre. Enfin, en l'absence d'étalon de force aux échelles considérées, le processus de calibration a fait l'objet d'une attention particulière. Ainsi, le processus de calibration du capteur, basé sur la réponse libre de la masse sismique

en lévitation, permet d'identifier de manière très précise les paramètres du modèle de comportement de la tige en lévitation. En plus de conditionner la précision du capteur, ce modèle dynamique est aussi utilisé lors de la phase d'estimation de la force par déconvolution.

Ce processus d'estimation de la force par déconvolution est l'objet du chapitre 5. La dynamique de l'organe sensible du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique n'est pas négligeable et il est important de la prendre en compte pour évaluer correctement la force à déterminer. Pour cela, nous utilisons une technique de déconvolution qui permet, à partir du signal de sortie (déplacement de la masse sismique mesuré) et d'informations *a priori* sur la force, de reconstruire le signal d'entrée qui est la force à mesurer. Pour estimer cette force inconnue, nous avons utilisé un filtre de Kalman qui permet d'estimer les états d'un système dynamique à partir d'une série de mesures bruitées et d'informations *a priori* sur le système. Ainsi, nous avons dans un premier temps présenté en détails le modèle d'évolution *a priori* de la force utilisé. Ce modèle est basé sur un processus de Wiener stochastique. Puis dans un second temps, nous avons détaillé la synthèse du filtre de Kalman avec tous les paramètres qui lui sont associés et notamment le paramètre de réglage du filtre qui permet à l'utilisateur final de configurer le filtre en fonction de l'application qu'il souhaite réaliser. A l'issue de cette présentation du filtre de Kalman, nous avons procédé à une analyse, en simulation, du comportement du processus d'estimation de la force. Cette analyse nous a amené à considérer le compromis entre résolution et bande passante du capteur qui découle obligatoirement de l'utilisation du filtrage de Kalman (et plus généralement d'une problématique d'observation d'une entrée inconnue en présence de bruit de sortie). Enfin, à la fin de chapitre, nous proposons différents outils d'aide quant au choix de l'unique paramètre de réglage du filtre qui permet de privilégier la résolution ou la bande passante du capteur en fonction de l'application visée. Nous avons montré que l'utilisation de ce filtre de Kalman apporte une plus value importante à la mesure, tant au niveau de la précision, que de la dynamique de la réponse.

Le dernier chapitre de ces travaux de thèse est consacré à différentes applications réalisées à l'aide de la version avancée du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique. Après avoir présenté le contexte expérimental dans lequel se sont déroulées les différentes mesures, trois types de mesures de force sont détaillées afin d'illustrer les performances de la nouvelle version du capteur de force par lévitation diamagnétique. La première application présente deux mesures de force d'adhésion (force de Pull-Off) qui consistent, à partir d'un micro-objet dont on connaît les caractéristiques et collé à l'extrémité du maglevtube, à venir en contact avec un autre objet ou surface puis de mesurer les efforts d'adhésion intervenant lors de la rupture de ce contact. Une mesure est également réalisée avec l'ajout d'une force électrostatique afin de mieux comprendre ces phénomènes lorsqu'on est en présence de matériaux chargés électriquement. La deuxième application concerne le domaine de la nanotribologie. Bien que le capteur par lévitation diamagnétique ne constitue pas un véritable nanotribomètre, les mesures de force de frottement réalisées ont permis de mettre en évidence les performances du capteur et leur cohérence avec les résultats qu'on pourrait obtenir avec un nanotribomètre à base de ressorts magnétiques. Enfin la dernière application présentée a pour objectif d'illustrer la problématique de la calibration des cantilevers d'AFM. Pour cela, nous avons utilisé le capteur afin de déterminer la raideur de trois poutres d'AFM différentes puis nous avons



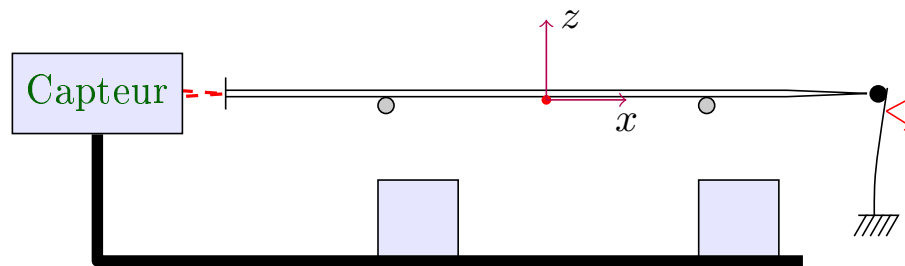


FIGURE 6.14 – Schéma d'une mesure croisée de force avec le capteur par lévitation diamagnétique et un AFM

comparé ces résultats à ceux obtenus avec d'autres méthodes. Il ressort de cette comparaison des disparités plus ou moins importantes entre les différents échantillons et les différentes méthodes ce qui montre bien la nécessité d'accorder à cette problématique une attention particulière afin d'aboutir à des calibrations fiables de ce type de dispositif. Quoiqu'il en soit, notre capteur est capable de fournir des mesures dont la fiabilité est parfaitement compatible avec le niveau d'exigence du domaine visé.

Nous envisageons plusieurs axes de recherche à la suite de ces travaux. Dans un premier temps, il va être nécessaire de confronter les résultats de mesure de micro et nanoforces à ceux obtenus à l'aide d'autres techniques et d'autres dispositifs. En l'absence d'étalon de micro et nanoforce, un bon moyen de comparer des dispositifs de mesure de force est d'effectuer une mesure croisée de force. Pour cela, on pourrait placer le maglevtube en face de l'organe sensible du capteur considéré puis en déplaçant l'un des deux dispositifs, appliquer simultanément le même effort sur les deux capteurs (voir figure 6.14). De cette façon, les deux dispositifs mesurent un effort identique et même si on ne connaît pas cet effort on peut tout de même mesurer quantitativement l'écart entre les deux valeurs de force obtenues. Ce type de mesure permettrait alors d'évaluer les performances d'un capteur par rapport à un autre en mesurant de manière fiable leurs disparités.

Là encore, en l'absence d'étalons, il sera important de procéder à l'étude détaillée des incertitudes de mesure pour chaque étape du processus de mesure de force. Lors de la calibration du capteur, basée sur l'utilisation de la réponse libre du maglevtube, il faudra notamment quantifier les incertitudes liées à l'identification des paramètres tels que la raideur et le coefficient de frottement visqueux. Le processus d'identification est actuellement réalisée avec l'hypothèse selon laquelle les forces perturbatrices extérieures autres que la force électromagnétique générée par les bobines pour obtenir la réponse libre du maglevtube sont nulles. Or on sait que le maglevtube subit continuellement des perturbations extérieures liées à l'environnement immédiat. L'enjeu consiste donc à caractériser ces perturbations afin d'en tenir compte et essayer de les compenser. Ces forces de perturbation ont des origines sismiques basses fréquences ainsi que subsoniques (la somme des deux engendrant une perturbation inférieure au nanonewton), mais aussi une origine géométrique en raison des variations d'assiette du plateau de la table anti-vibration qui sert de support au capteur. Cette perturbation géométrique engendre une dérive basse fréquence de la mesure de force qui peut atteindre plusieurs nanonewtons par minute et nécessite de « refaire le zéro » très fréquemment ce qui est difficilement concevable pour

un appareillage de haute précision. Ainsi un autre axe de recherche serait de concevoir un nouveau design au sein duquel les perturbations citées précédemment soient automatiquement compensées à chaque instant de la mesure de force. Cette évolution s'inscrit dans une démarche qui permettrait d'aboutir à un dispositif de très haute précision avec une résolution inférieure au nanonewton. Un des moyens de compenser ces forces de perturbations serait d'utiliser une force d'opposition générée par des bobines électromagnétiques pilotées par un contrôleur. Pour se faire, le nouveau design doit également permettre l'estimation des forces de perturbation avec une précision dynamique suffisante en basses fréquences. Selon une première modélisation des perturbations, un design novateur (passif et actif) comprenant deux masses sismiques doit permettre d'effectuer la mesure et la compensation des forces de perturbation. La première masse sismique en régime libre servirait à estimer la dérive ainsi que les efforts perturbateurs sismiques s'appliquant sur le deuxième maglevtube qui sera asservi pour compenser ces perturbations. Pour évaluer les potentialités d'un tel design, ce dernier pourrait dans un premier temps être modélisé théoriquement à partir du simulateur actuel pour obtenir un nouveau simulateur à six degrés de liberté incluant toutes les forces de perturbation que l'on souhaite compenser. Ainsi à partir de ce modèle, il serait possible de synthétiser le contrôleur générant la force d'opposition et d'en évaluer les performances.

Nous avons vu dans le chapitre 1 que le marché des AFM et plus spécifiquement des cantilevers d'AFM fait intervenir de nombreux acteurs commerciaux. Même si la calibration de ces cantilevers d'AFM soulèvent encore de nombreuses questions, nous avons montré dans la section 6.4 que la version avancée du capteur de micro et nanoforce par lévitation diamagnétique permettait de réaliser des mesures de raideur de leviers d'AFM avec des ordres de grandeur similaires à ceux d'autres méthodes de calibration. D'un point de vue industriel, on pourrait donc envisager de faire évoluer le design de cette version avancée du dispositif vers une plateforme dédiée à la caractérisation de raideur de cantilever d'AFM. En travaillant sur l'extrémité du maglevtube on pourrait obtenir une meilleure maîtrise du contact entre ce dernier et le cantilever et améliorer ainsi la fiabilité de la mesure. Du fait de la possibilité de faire varier la raideur du capteur il serait possible de couvrir une gamme intéressante de cantilevers.

Enfin un dernier axe de recherche serait de s'intéresser au processus de déconvolution et plus spécifiquement au modèle de force *a priori* utilisé. Nous avons vu dans le chapitre 5 que le modèle d'incertitude utilisé pour représenter l'évolution de la force est basé sur le processus de Wiener stochastique  $\dot{F}(t) = \omega(t)$ . D'autres modèles permettant notamment d'améliorer la précision dynamique de l'estimation de la force peuvent être explorés afin d'optimiser les performances du processus de déconvolution.



# BIBLIOGRAPHIE

- [1] F. Arai, T. Sugiyama, T. Fukuda, H. Iwata, and K. Itoigawa. Micro tri-axial force sensor for 3d bio-micromanipulation. In *Proc. of the IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, volume 4, pages 2744–2749, 1999.
- [2] S. Fahlbush and S. Fatikow. Micro-force sensing in a micro robotic system. *Proc. IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation*, pages 3435–3440, 2001.
- [3] Y. Shen, N. Xi, and W. J. Li. Contact and force control in microassembly. In *IEEE 5th International Symposium on Assembly and Task Planning (ISATP)*, pages 60–65, 2003.
- [4] Y. Shengyuan and S. Taher. Micromachined force sensors for the study of cell mechanics. *Review of Scientific Instruments* 044301, 76(4), 2005.
- [5] 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, Université de Franche-Comté, 2003.
- [6] 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 :2415–2428, 2010.
- [7] S. Régnier and N. Chaillet. *La microrobotique - Applications à la micromanipulation*. Hermès/Lavoisier, 2008.
- [8] P. Lambert. *Capillary Forces in Microassembly*. Springer, 2007.
- [9] K. Onda and F. Arai. Parallel teleoperation of holographic optical tweezers using multi-touch user interface. St Paul, Minnesota, USA, May 2012. IEEE International Conference on Robotic and Automation.
- [10] H. Chen and D. Sun. Automatic flocking manipulation of micro particles with robot-tweezers technologies. St Paul, Minnesota, USA, May 2012. IEEE International Conference on Robotic and Automation.
- [11] X. Li and C. Cheah. Dynamic region control for robot-assisted cell manipulation using optical tweezers. St Paul, Minnesota, USA, May 2012. IEEE International Conference on Robotic and Automation.
- [12] D H. Kim, P. Kim, A A. Julius, and M J. Kim. Three-dimensional control of engineered motile cellular microrobots. St Paul, Minnesota, USA, May 2012. IEEE International Conference on Robotic and Automation.
- [13] T. Yue, M. Nakajima, M. Kojima, and T. Fukuda. High speed cell patterning by dielectrophoresis and on-chip fabrication of microstructure embedding patterned cells. St Paul, Minnesota, USA, May 2012. IEEE International Conference on Robotic and Automation.
- [14] J. Dejeu, M. Gauthier, P. Rougeot, and W. Boireau. Adhesion forces controlled by chemical self-assembly and ph, application to robotic microhandling. *Applied Material & Interfaces*, 9 :1966–1977, 2009.

- [15] J. Dejeu, M. Bechelany, P. Rougeot, L. Philippe, and M. Gauthier. Adhesion control for micro- and nano-manipulation. *ACS Nanot*, 6 :4648–4657, 2011.
- [16] M-S. Kim, J-H. Choi, Y-K. Park, and J-H. Kim. Atomic force microscope cantilever calibration device for quantified force metrology at micro- or nano-scale regime : the nano force calibrator (nfc). *Metrologia*, 43(5) :389, 2006.
- [17] W. Fukui, M. Kaneko, S. Sakuma, T. Kawahara, and F. Arai. ?-cell fatigue test. St Paul, Minnesota, USA, May 2012. IEEE International Conference on Robotic and Automation.
- [18] J. Takadoum. *Materials and Surface Engineering in Tribology*. Materials and Surface Engineering in Tribology, 2008.
- [19] E. Meyer, R. M. Overney, K. Dransfeld, and T. Gyalog. *Nanoscience : Friction and Rheology on the Nanometer Scale*. World Scientific PUBLISHING, 2002.
- [20] J-A. Ruan and B. Bhushan. Atomic-scale friction measurements using friction force microscopy. i : General principles and new measurement techniques. *Journal of tribology*, 116(2) :378–388, 1994.
- [21] J-M. Martin, H. Liang, T ; Le Mogne, and M. Malroux. Low-temperature friction in the xps analytical ultrahigh vacuum tribotester. *Tribology Letters*, 14 :25–31, 2003.
- [22] S. G. Psakhie, Y. Horie, G. P. Ostermeyer, S. Y. Korostelev, A. Y. Smolin, E. V. Shilko, Dmitriev A. I., S. Blatnik, M. Spegel, and S. Zavsek. Movable cellular automata method for simulating materials with mesostructure. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 37 :311–334, 2001.
- [23] G. Binnig, C. F. Quate, and C. Gerber. Atomic force microscope. *Physical Review Letters*, 56 :930–933, 1986.
- [24] P. Rougeot, S. Régnier, and N. Chaillet. Forces analysis for micro-manipulation. In *Proc. of the IEEE International Symposium on Computational Intelligence in Robotics and Automation, espoo, Finland*, pages 105–110, june 2005.
- [25] N. Kato, I. Suzuki, H. Kikuta, and K. Iwata. Force-balancing microforce sensor with an optical-fiber interferometer. *Review of Scientific Instruments*, 68 :2475–2478, June 1997.
- [26] B W. Hoogenboom, M. Frederix, D. Fotiadis, H J. Hug, and A. Engel. Potential of interferometric cantilever detection and its application for sfm/afm in liquids. *Nanotechnology*, 19(38), 2008.
- [27] N A Burnham, X Chen, C S Hodges, G A Matei, E J Thoreson, C J Roberts, M C Davies, and S J B Tendler. Comparison of calibration methods for atomic-force microscopy cantilevers. *Nanotechnology*, 14(1) :1–6, 2003.
- [28] Christopher T Gibson, D Alastair Smith, and Clive J Roberts. Calibration of silicon atomic force microscope cantilevers. *Nanotechnology*, 16(2) :234–238, 2005.
- [29] R. S. Gates, M. G. Reitsma, J. A. Kramar, and J. R. Pratt. Atomic force microscope cantilever flexural stiffness calibration : Toward a standard traceable method. *Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology*, 116 :703–727, 2011.
- [30] M. Martins Vasconcelos Netto. Détermination de la raideur d'un levier d'afm par différentes méthodes : étude de l'effet des défauts. European master in mechatronics and micromechatronics systems, Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et Microtechniques, 2012.

- [31] J. M. Neumeister and W. A. Ducker. Lateral, normal and longitudinal spring constants of atomic force microscopy cantilevers. *Review of Scientific Instruments*, 65 :2527, 1994.
- [32] J. E. Sader. Parallel beam approximation for v-shaped atomic force microscope cantilevers. *Review of Scientific Instruments*, 66 :4583–4587, 1995.
- [33] S. B. Aksu and J. A. Turner. Calibration of atomic force microscope cantilevers using piezolevers. *Review of Scientific Instruments*, 78 :43704, 2007.
- [34] M Boudaoud, Y. Haddab, Y. Le Gorrec, and P. Lutz. Study of thermal and acoustic noise interferences in low stiffness atomic force microscope cants and characterization of their dynamic properties. *Review of Scientific Instruments*, 2012.
- [35] A. Torii, M. Sasaki, K. Hane, and S. Okuma. A method for determining the spring constant of cantilevers for atomic force microscopy. *Measurement Science Technology*, 7 :179–184, 1996.
- [36] J. D. Holbery, V. L. Eden, M. Sarikaya, and R. M. Fisher. Experimental determination of scanning probe microscope cantilever spring constants utilizing a nanoindentation apparatus. *Review of Scientific Instruments*, 71 :3769, 2000.
- [37] J. L. Hutter and J. Bechhoefer. Calibration of atomic force microscope tips. *Review of Scientific Instruments*, 64 :1868, 1993.
- [38] J. E. Sader, J. W. M. Chon, and P. Mulvaney. Calibration of rectangular atomic force microscope cantilevers. *Review of Scientific Instruments*, 70 :3967–3969, 1999.
- [39] J. P. Cleveland, S. Manne, D. Bocek, and P. K. Hansma. A nondestructive method for determining the spring constant of cantilevers for scanning force microscopy. *Review of Scientific Instruments*, 64 :403, 1993.
- [40] T. Gotszalk, P. B. Grabienc, and I. W. Rangelow. A novel piezoresistive microprobe for atomic and lateral force microscopy. *Sensors and Actuators*, 123-124 :370–378, 2005.
- [41] J Polesel-Maris, L. Aeschmann, A. Meister, R. Ischer, E. Bernard, T. Akiyama, M. Giazon, P. Niedermann, U. Staufer, R. Pugin, N. F. Rooij, P. Vettiger, and H. Heinzelmann. Piezoresistive cantilever array for life sciences applications. *Journal of Physics : Conference Series*, 61 :955–959, 2007.
- [42] 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 :3, 2009.
- [43] N. Bhat and W-J. Kim. Precision force and position control of ionic polymer-metal composite. In *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part I : Journal of Systems and Control Engineering*, pages 421–432, 2004.
- [44] Y. H. Anis, J. K. Mills, and W. L. Cleghorn. Vision-based measurement of microassembly forces. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 16 :1639–1652, 2006.
- [45] D. J. Cappelleri, G. Piazza, and V. Kumar. Two-dimensional, visionbased micronewton force sensor for microrobotics. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, 2009.
- [46] 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*, 20 :1–8, 2010.

- [47] C. Graetzel. *MEMS & High Speed Vision : Development and Application to Reverse-engineer Drosophila Flight Control*. PhD thesis, ETH ZURICH, 2008.
- [48] F. Beyeler, A. Neild, S. Oberti, D. J. Bell, Y. Sun, J. Dual, and B. J. Nelson. Monolithically fabricated microgripper with integrated force sensor for manipulating microobjects and biological cells aligned in an ultrasonic field. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 16 :7–16, 07.
- [49] 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 :1–8, 2008.
- [50] Y Fujii. Method for generating and measuring the micro-newton level forces. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 20 :1362–1371, 2006.
- [51] M. Boukallel, J. Abadie, and E. Piat. Levitated micro-nano force sensor using diamagnetic levitation. In *Proc. of the IEEE International Conference of Robotics and Automation (ICRA)*, pages 3219–3224, September 2003.
- [52] M. Boukallel, E. Piat, and J. Abadie. Passive diamagnetic levitation : theoretical foundations and application to the design of a micro-nano force sensor. In *Proc. of the 2003 IEEE/RSJ international Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, pages 1062–1067, October 2003.
- [53] A. Cherry. *Etude, conception et optimisation d'une plateforme de mesure de micro et nano force par flottaison magnétique*. PhD thesis, Université de Franche-Comté, 2009.
- [54] 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 :27–36, 2011.
- [55] S. Yang. Micromachined force sensors for the study of cell mechanics. *Review of Scientific Instruments*, 76 :8 pages (electronic journal), 2005.
- [56] Y. Sun, N. Fry, D.P. Potasek, D.J Bell, and B.J Nelson. Characterizing fruit fly flight behaviour using a microforce sensor with a new comb-drive configuration. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 14 :4–11, 2005.
- [57] M. Girot, M. Boukhalel, and S. Régnier. Towards a non-destructive in vitro biomechanical characterization. *ASM – IEEE EMBS Conference on Bio-, Micro- and Nanosystems, San Francisco, USA*, janvier 2006.
- [58] M. Sepaniak, P. Datskos, N. Lavrik, and C. Tipple. Microcantilever transducers : a new approach in sensor technology. *Analytical Chemistry*, pages 568–575, November 2002.
- [59] 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), 2010.
- [60] A. M. Stewart. Capacitance dilatometry attachment for a surface-force apparatus. *Measurement Science and Technology*, 11 :298–304, 2000.
- [61] S. A. Joyce and J. E. Houston. A new force sensor incorporating force feedback control for interfacial force microscopy. *Review of Scientific Instruments*, 62 :710–715, 1991.
- [62] J. R. Bonander and B. I. Kim. Cantilever based optical interfacial force microscope. *Appl. Phys. Lett*, 92, 2008.

- [63] Y. Sun, D. P. Potasek, D. Piyabongkarn, R. Rajamani, and B. J. Nelson. Actively servoed multi-axis microforce sensors. *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, pages 294–299, 2003.
- [64] C. Gosse and V. Croquette. Magnetic tweezers : Micromanipulation and force measurement at the molecular level. *Biophysical Journal*, 2002.
- [65] Hichem Lamri Chetouani. *Microsystèmes et micromanipulation à lévitation diamagnétique. Conception, réalisation et application à la microfluidique digitale et à la biologie*. PhD thesis, Institut National Polytechnique de Grenoble, Septembre 2007.
- [66] S. Earnshaw. On the nature of the molecular forces. *trans. Cambridge phil.Soc.*, pages 97–112, 1842.
- [67] A.H. Boerdijk. Technical aspects of levitation. *Philips research reports*, pages 45–46, 1956.
- [68] P. Kauffmann. *Lévitation diamagnétique sur micro-aimants : applications à la microfluidique digitale et à la biologie*. PhD thesis, Laboratoire de Génie Electrique et d'Electrotechnique de Grenoble, 2009.
- [69] J. Stepanek, H. Rostaing, S. Lesecq, J. Delmare, and O. Cugat. position control of a levitating magnetic actuator applications to microsystems. *Proceeding of the IFAC world congress*, 2005.
- [70] J.C. Radix. Quaternions : application aux rotations dans l'espace. *Techniques de l'Ingénieur*.
- [71] R.S. Gates and J.R. Pratt. Prototype cantilevers for si-traceable nanonewton force calibration. *Measurement Science and Technology*, 17(10) :2852–2860, 2006.
- [72] Min-Seok Kim, Jae-Hyuk Choi, Yon-Kyu Park, and Jong-Ho Kim. Atomic force microscope cantilever calibration device for quantified force metrology at micro- or nano-scale regime : the nano force calibrator (nfc). *Metrologia*, 43(5) :389–395, 2006.
- [73] Charles A Clifford and Martin P Seah. The determination of atomic force microscope cantilever spring constants via dimensional methods for nanomechanical analysis. *Nanotechnology*, 16(9) :1666–1680, 2005.
- [74] H. Fujimoto and Y. Fujii. Measurement of step impulse response of a force transducer. *Measurement Science and Technology*, 14 (1) :65–69, 2003.
- [75] Y. Fujii and H. Fujimoto. Proposal for an impulse response evaluation method for force transducers. *Measurement Science and Technology*, 10 (4) :N31–N33, 1999.
- [76] Y. Fujii. Proposal for a step response evaluation method for force transducers. *Measurement Science and Technology*, 14 (10) :1741–1746, 2003.
- [77] R. Kumme. Investigation of the comparison method for the dynamic calibration of force transducers. *Measurement*, 23 :239–245, 1998.
- [78] Y.K. Park, R. Kumme, and D.I. Kang. Dynamic investigation of a binocular six-component force-moment sensor. *Measurement Science and Technology*, 13 :1311–1318, 2002.
- [79] Y. Fujii. A method for calibrating force transducers against oscillation force. *Measurement Science and Technology*, 14 (8) :1253–1264, 2003.
- [80] Y.K. Park, R. Kumme, and D.I. Kang. Dynamic investigation of a three-component force-moment sensor. *Measurement Science and Technology*, 13 :654–659, 2002.
- [81] J.P. Yonnet. *Pratique des matériaux industriels. Les référentiels Dunod*, 2000.



- [82] B.I. Bleaney and B. Bleaney. *Electricity and magnetism*. Oxford University Press, Third edition, 1976.
- [83] M. Minsky. Memoir on inventing the confocal scanning microscope. *Scanning*, 10 :128–138, 1988.
- [84] Jacques Hadamard. *Lectures on Cauchy's Problem in Linear Partial Differential Equations*. Dover Publications, 1923.
- [85] G. Demoment. Image reconstruction and restoration : overview of common estimation structures and problems. *IEEE transactions on Acoustics, Speech, and Signal Processing*, 37(12) :2024–2036, 1989.
- [86] Micky Rakotondrabe and Philippe Lutz. Force estimation in a piezoelectric cantilever using the inverse-dynamics-based uio technique. In *Proc. of the IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, pages 2205–2210, 2009.
- [87] Peter S. Maybeck. *Stochastic models, estimation and control*, volume 1. Academic Press, 1979.
- [88] C.F. Van Loan. Computing integrals involving the matrix exponential. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 23 :395–404, June 1978.
- [89] Deborah Leckband. *Handbook of Molecular Force Spectroscopy*. Chapter Surface Force Apparatus Measurements of Molecular Forces in Biological Adhesion. Springer US, 2008.
- [90] C. Drummond and P. Richetti. *Fundamentals of Friction and Wear*. Chapter Surface Forces Apparatus in Nanotribology. Springer Berlin Heidelberg, 2007.
- [91] H.J. Butt, B. Cappella, and M. Kappl. Force measurements with the atomic force microscope : Technique, interpretation and applications. *Surface Science Reports*, 59 :1152, 2005.
- [92] Y. Ando. Effect of contact geometry on the pull-off force evaluated under high-vacuum and humid atmospheric conditions. *Langmuir*, 24 :1418–1424, 2008.
- [93] J. Jang, M. Yang, and G. Schatz. Microscopic origin of the humidity dependence of the adhesion force in atomic force microscopy. *The Journal of Chemical Physics*, 126 :1–6, 2007.
- [94] M. Savia, H.N. Koivo, and Q. Zhou. Evaluation of adhesion forces between arbitrary objects for micromanipulation. *Journal of Micromechatronics*, 3 :221–238, 2006.
- [95] D. Hériban, M. Gauthier, and D. Gendreau. Modular robotic platform for silicon micromechanical assembly. Evanston, Illinois, USA, October 2008. 6th int. Workshop on Microfactories.
- [96] M. A. Hopcroft, W. D. Nix, and T. W. Kenny. What is the young's modulus of silicon ? *Journal of Microelectromechanical Systems*, 19 :229–238, 2010.
- [97] C. T. Gibson, B. L. Weeks, J. R. I. Lee, C. Abell, and T. Rayment. A nondestructive technique for determining the spring constant of atomic force microscope cantilevers. *Review of Scientific Instruments*, 72 :2340, 2001.



## Résumé :

La mesure de micro- et nano-force fait partie des mesures nécessaires à la caractérisation des interactions ou des propriétés mécaniques intervenant à l'échelle micrométrique. Dans cette optique, nous avons poursuivi un travail de conception initié au Laboratoire d'Automatique de Besançon en 2002 pour développer un prototype avancé de capteur de micro- et nano-force par lévitation diamagnétique. Le transducteur force-déplacement de ce capteur est un microcapillaire rigide en verre d'une dizaine de centimètres. Ce microcapillaire est en lévitation passive stable dans l'espace grâce à l'action conjuguée de forces magnétiques et diamagnétiques créant ainsi un ressort magnétique virtuel. La mesure d'une force externe appliquée à l'extrémité du capillaire est rendue possible grâce à la connaissance de la mesure du déplacement du capillaire et de la raideur du ressort magnétique. La plage de mesure de ce capteur varie entre  $\pm 40 \mu\text{N}$  avec une résolution de l'ordre du nanonewton. Les avancées présentées dans ce manuscrit ont porté sur la détermination des efforts diamagnétiques engendrés par l'utilisation des plaques de graphite. Ce travail a permis une optimisation du design global du dispositif et son transfert à l'entreprise STIL SA. De plus un processus d'estimation par déconvolution a été développé pour tenir compte du comportement dynamique du microcapillaire et des bruits de mesure du déplacement. Les domaines d'applications potentiels de ce dispositif concernent notamment la caractérisation des interactions mécaniques quasi-statiques pouvant intervenir entre deux micro-objets et la détermination de propriétés mécaniques propres à un micro-objet.

## Abstract:

The measurement of micro- and nano-force is necessary to characterize the mechanical properties and interactions occurring at micrometer scale. In this context, we work on an advanced design of micro- and nano-force sensor based on diamagnetic levitation initiated at Laboratoire d'Automatique de Besançon in 2002. The force-displacement transducer of this sensor is a ten centimeter long glass micro capillary. This micro capillary levitates passively and stably thanks to the combined action of magnetic and diamagnetic forces which create a virtual magnetic spring. Measuring an external force applied to the end of the capillary is made possible through knowledge of the capillary displacement and the stiffness of magnetic spring. The measuring range of the sensor varies between  $\pm 40 \mu\text{N}$  with a resolution about a nanonewton. Advances presented in this thesis focused on the determination of the diamagnetic forces generated by the use of graphite plates. This work has allowed us to optimize the overall design of the device and transfer it to our industrial partner STIL SA. Moreover a deconvolution estimation process was developed to take into account the dynamic behavior of the micro capillary and measurement noises. Potential fields of application of this device concern the mechanical characterization of quasistatic interactions which may occur between two micro-objects and the determination of intrinsic mechanical properties of a micro-object.

The logo for SPIM (École doctorale SPIM) features the letters 'S', 'P', 'I', and 'M' in a large, white, sans-serif font. A thick yellow horizontal bar is positioned to the left of the 'S'.