

THÈSE

préparée au
Laboratoire d'Automatique de Besançon (UMR CNRS 6596)

présentée à
**L'U.F.R. DES SCIENCES ET TECHNIQUES DE
L'UNIVERSITÉ DE FRANCHE-COMTÉ**

pour obtenir le
GRADE DE DOCTEUR D'UNIVERSITÉ
spécialité **AUTOMATIQUE ET INFORMATIQUE**

Contribution à la micromanipulation

*Etude, Réalisation, Caractérisation et Commande
d'une Micropince Piézoélectrique*

par
Joël AGNUS

Soutenue le 26 novembre 2003 devant la commission d'examen :

Rapporteurs

Alain DELCHAMBRE (Professeur à l'Université libre de Bruxelles)
Bertrand NOGAREDE (Professeur à l'ENSEEIH, Toulouse)

Examineurs

Jean-Marc BREGUET (Adjoint Scientifique à l'EPFL, Lausanne)
Antoine FERREIRA (Maître de Conférences à l'ENSI de Bourges)

Directeurs de thèse

Alain BOURJAULT (Professeur à l'ENSMM, Besançon)
Nicolas CHAILLET (Professeur à l'Université de Franche-Comté, Besançon)

Sommaire

Introduction	1
Microrobotique et micromanipulation	1
Plan du mémoire	4
1 Etat de l'art des micropinces à deux doigts de serrage	7
1.1 Introduction	7
1.2 Micropinces actionnées par un principe électrostatique	9
1.3 Micropinces actionnées par la pression d'un fluide	13
1.4 Micropinces actionnées par des alliages à mémoire de forme	15
1.5 Micropinces actionnées par des déformations thermiques	19
1.6 Micropinces actionnées par des matériaux piézoélectriques	23
1.7 Micropinces commercialisées	29
1.8 Conclusion	32
2 Choix d'un actionneur adapté à notre micropince	35
2.1 Introduction	35
2.1.1 Fonctionnalités d'un micropréhenseur	36
2.1.2 Caractéristiques envisagées de notre micropince	38
2.2 Quel principe d'actionnement?	41
2.3 La piézoélectricité	42
2.3.1 Bref historique de la piézoélectricité	42
2.3.2 Phénomène physique de la piézoélectricité	43
2.3.3 Relations fondamentales de la piézoélectricité	44
2.3.4 Modes de déformation des céramiques piézoélectriques	48
2.4 Quel matériau pour l'actionneur?	49
2.5 Quelle structure d'actionneur pour notre micropince?	51
2.6 Conclusion	57
3 Le micro-actionneur à deux degrés de liberté de type poutre piézoélectrique	59
3.1 Introduction	59
3.2 Principe de fonctionnement d'une poutre bimorphe piézoélectrique à deux degrés de liberté	60

3.3	Modélisation d'un "duo-bimorphe" (cas général)	63
3.3.1	Présentation du système	63
3.3.2	Modélisation statique d'un "duo-bimorphe"	63
3.4	Exploitation du modèle : performances théoriques d'un duo-bimorphe	67
3.4.1	Déflexions et forces de blocage	67
3.4.2	Influence des erreurs de centrage des électrodes a et b sur le couplage entre les degrés de liberté	70
3.4.3	Influence de l'épaisseur de colle h_g sur les déflexions δ_y et δ_z	73
3.4.4	Influence du gap sans électrode w_0 sur les déflexions δ_y et δ_z	73
3.5	Comparaison des performances d'un tube piézoélectrique et d'un duo-bimorphe	75
3.6	Conclusion	79
4	Réalisation et exploitation de prototypes de micropince piézoélectrique	81
4.1	Introduction	81
4.2	Techniques de réalisation de poutres piézoélectriques	83
4.2.1	Réalisation de poutres bimorphes hors plan par découpe diamant	83
4.2.2	Réalisation de poutres bimorphes plan par usinage laser	83
4.2.3	Réalisation de poutres bimorphes plan par usinage ultrasonore	84
4.2.4	Comparaison des techniques de réalisation	85
4.3	Présentation des prototypes de micropinces	87
4.3.1	Etapes de réalisation des actionneurs duo-bimorphes de notre micropince	87
4.3.2	Adaptation des organes terminaux	89
4.3.3	Description des prototypes de micropince	93
4.3.4	Performances des prototypes de micropince	95
4.4	Quelques exemples de micromanipulation	99
4.4.1	Micromanipulation d'un pignon de montre	100
4.4.2	Micromanipulation d'objets cubiques de $300\ \mu\text{m}$ de côté sous une binoculaire	102
4.4.3	Micromanipulation d'objets sphériques de $200\ \mu\text{m}$ de diamètre dans un microscope électronique à balayage	104
4.5	Conclusion	107
5	Commande linéarisante d'actionneurs piézoélectriques	111
5.1	Introduction	111
5.2	Phénomènes non-linéaires dans les actionneurs piézoélectriques	114
5.2.1	Dérive lente de la déformation en fonction du temps	114
5.2.2	L'hystérésis dans les matériaux piézoélectriques	116
5.3	Etat de l'art des commandes linéarisantes en boucle ouverte d'actionneurs piézoélectriques	122
5.4	Commande en charge d'actionneurs piézoélectriques	124
5.4.1	Pourquoi la déformation est linéaire en fonction de la charge électrique?	124

5.4.2	Problème de la commande à charge électrique constante	125
5.5	Une commande linéarisante : la commande Q/V	129
5.5.1	Principe et mise en œuvre d'une commande Q/V	129
5.6	Conclusion	136
Conclusion		141
Annexes		147
A Etude théorique d'une poutre bimorphe piézoélectrique à deux degrés de liberté		147
A.1	Modélisation statique d'une poutre piézoélectrique duo-bimorphe	147
A.1.1	Comportement selon l'axe y (dans le plan)	150
A.1.2	Comportement selon l'axe z (hors plan)	158
B Index des vidéos disponibles sur le Cédérom		167
C Résumé des caractéristiques des micropinces piézoélectriques		169
Références bibliographiques		173
Bibliographie		181
Index		185

Table des figures

1	Amplitude des forces dans le micromonde	2
1.1	Schéma fonctionnel d'une micropince	8
1.2	Principe de fonctionnement d'un actionneur électrostatique plan	9
1.3	Configuration et principe de fonctionnement d'un actionneur de type peigne interdigité (source : Kim, 1992)	9
1.4	Micropince électrostatique d'après Chu (1994a)	11
1.5	Micropince électrostatique d'après MacDonald (1989)	11
1.6	Micropince électrostatique d'après Kim (1991)	12
1.7	Micropince électrostatique d'après Millet (2003)	12
1.8	Principe de fonctionnement des actionneurs de type <i>SDA</i>	13
1.9	Micropince pneumatique d'après Schlick (2001)	14
1.10	Micropince pneumatique d'après Bütetfisch (2000)	14
1.11	Micropince fluïdique d'après Nogimori (1997)	14
1.12	Schéma de représentation de l'effet "mémoire de forme"	15
1.13	Micropince en AMF d'après Russell (1994)	17
1.14	Micropince en AMF d'après MacKenzie (1996)	17
1.15	Micropince en AMF d'après Lee (1996)	17
1.16	Micropince en AMF d'après Hoche (1998)	17
1.17	Micropinces en AMF d'après Bellouard (1998)	18
1.18	Micropince en AMF d'après Zhang (2001)	18
1.19	Micropince en AMF d'après Hesselbach (1997)	19
1.20	Micropince en AMF d'après Kohl (2000)	19
1.21	Micropince thermique d'après Chu (1994b)	21
1.22	Micropince thermique d'après Lerch (1996)	21
1.23	Micropince thermique d'après Greitmann (1995)	22
1.24	Micropince thermique d'après Greitmann (1996)	22
1.25	Micropince thermique d'après Du (1999)	22
1.26	Micropince thermique et magnétique d'après Suzuki (1996)	23
1.27	Micropince piézoélectrique d'après Heiserman (1986)	25
1.28	Micropince piézoélectrique d'après Gengenbach (2001)	25
1.29	Micropince piézoélectrique d'après Ando (1992)	25
1.30	Micropince piézoélectrique d'après Thornell (1995)	25
1.31	Micropince piézoélectrique d'après Du (1999)	26

1.32	Micropince piézoélectrique d'après Goldfarb (1999)	26
1.33	Micropince piézoélectrique d'après Haddab (2000b)	26
1.34	Micropince piézoélectrique d'après Carrozza (1998)	26
1.35	Micropince piézoélectrique d'après Salim (1998)	27
1.36	Micropince piézoélectrique d'après Salim (1997)	27
1.37	Micropince piézoélectrique d'après Menciassi (1997)	27
1.38	Micropince piézoélectrique d'après Breguet (1997)	28
1.39	Micropince "Omega Gripper" de la société <i>Kleindiek Nanotechnik</i>	29
1.40	Micropince "NMG-S Planar Gripper" de la société <i>Klocke Nanotechnik</i>	29
1.41	Micropince "S-805-00" de la société <i>PiezoSystem Jena</i>	29
1.42	Micropince de la société <i>Bartels Microtechnik</i>	29
1.43	Micropinces "MG-1000" et "MG-2" de la société <i>Preiser Scientific</i>	31
1.44	Micropince "Micro Tweezers" de la société <i>MEMS Precision Instrument</i>	31
1.45	Micropince "Bent Beam Gripper" de la société <i>Zyvox</i>	31
1.46	Comparaison des performances de micropinces	32
2.1	Schéma des fonctionnalités d'un micropréhenseur	37
2.2	Mobilités envisagées des doigts d'une micropince	38
2.3	Structure perovskite d'une céramique piézoélectrique.	42
2.4	Interdépendance entre les phénomènes mécaniques, électriques et thermiques (Ikeda 1990)	43
2.5	Représentation du système d'axes d'un matériau piézoélectrique.	44
2.6	Schéma électrique équivalent à une structure piézoélectrique	47
2.7	Modes de déformation d'un matériau piézoélectrique	48
2.8	Diverses céramiques piézoélectriques (<i>source Ferroperm</i>).	50
2.9	Empilements piézoélectriques (<i>source Polytec-PI</i>)	51
2.10	Empilement piézoélectrique précontraint (<i>source Cedrat Recherche</i>).	52
2.11	Actionneur elliptique amplifié (<i>source Cedrat Recherche</i>).	52
2.12	Unimorphe piézoélectrique Quickpack [®] (<i>source ACX</i>)	52
2.13	Disques piézoélectriques (<i>source Polytec-PI</i>)	53
2.14	Tubes piézoélectriques	53
2.15	Actionneur piézoélectrique monolithique (Breguet 1997)	54
2.16	Caractéristiques forces/déplacements pour plusieurs actionneurs piézoélectriques commerciaux	55
3.1	Unimorphe PZT/Laiton et bimorphe PZT/PZT	60
3.2	Poutre PZT à 4 électrodes.	60
3.3	Principe de fonctionnement d'une poutre piézoélectrique à deux degrés de liberté (duo-bimorphe).	61
3.4	Schéma de la poutre duo-bimorphe.	62
3.5	Coupe transversale d'un duo-bimorphe.	62
3.6	Paramètres externes M_z , F_z , p_z , et paramètres internes α_z , δ_z et \mathcal{V}_z (exemple selon l'axe z).	65

3.7	Exemple de simulation par éléments finis d'une micropince (ouverture et fermeture symétriques des doigts)	67
3.8	Déflexions libres δ_y et force de blocage Fb_y d'un duo-bimorphe en fonction de la tension de commande V_y	68
3.9	Déflexions libres δ_z et force de blocage Fb_z d'un duo-bimorphe en fonction de la tension de commande V_z	68
3.10	Déflexion δ_y en fonction des erreurs de centrage a et b égaux et pour $V_y = 100$ V	71
3.11	Déflexion δ_y en fonction de V_z pour plusieurs erreurs de centrage tel que $a = -b$ et pour $V_y = 100$ V	72
3.12	Déflexion δ_z en fonction de V_y pour plusieurs erreurs de centrage tel que $a = -b$ et pour $V_z = 100$ V	72
3.13	Déflexions δ_y et δ_z en fonction de l'épaisseur de colle h_g , pour $V_y = 100$ V, $V_z = 100$ V et efforts extérieurs nuls	73
3.14	Courbe de Paschen dans l'air (température 20 °C)	74
3.15	Déflexions δ_y et δ_z en fonction de l'intervalle w_0 entre les électrodes adjacentes, pour $V_y = 100$ V et $V_z = 100$ V	74
3.16	Exemple de piézo-tube pour microscope à force atomique	75
3.17	Comparaison des déflexions d'un piézo-tube et d'un duo-bimorphe à tension V constante	78
3.18	Comparaison des déflexions d'un piézo-tube et d'un duo-bimorphe à champ électrique E constant	78
3.19	Configurations des tensions V_θ et V_x conduisant aux mobilités θ et δ_x	79
4.1	Réalisation de bicouches piézoélectriques par sciage diamant	82
4.2	Micropince à deux degrés de liberté usinée par laser	83
4.3	Micropince à quatre degrés de liberté (2 duo-bimorphes) usinée par ultrasons.	83
4.4	Machine d'usinage par ultrasons	84
4.5	Sonotrode permettant la réalisation d'un actionneur en "T"	84
4.6	Poutre PZT à quatre électrodes usinée par ultrasons	84
4.7	Etapes de réalisation de notre micropince piézoélectrique	86
4.8	Comparaison visuelle de la qualité de découpe d'une plaque de PZT par plusieurs procédés (diamant, laser et ultrasons)	87
4.9	Erreurs de centrage dues aux procédés de fabrication	88
4.10	Exemples d'organes terminaux de pinces (a) Plat / encoche en V; (b) Encoche circulaire / appendice en Λ ; (c) Plat / surface rugueuse.	89
4.11	Organe terminal réalisé par usinage ultrasonore	90
4.12	Organe terminal réalisé par usinage laser.	90
4.13	Organes terminaux en nickel réalisés par LIGA	90
4.14	Phase de montage d'un organe terminal sur une micropince	91
4.15	Organes terminaux composés de deux pointes métalliques	91
4.16	Mises en forme par FIB d'une pointe effilée de fibre optique (source: <i>IMFC</i>)	91
4.17	Mises en forme par FIB d'une pointe cassée de fibre optique (source: <i>IMFC</i>)	91

4.18	Angles α_y et α_z en fonction de V_y et V_z	92
4.19	MOC en version DIL (<i>Dual In Line</i>)	93
4.20	MOC en version LEMO [®]	93
4.21	Déflexions totales selon y (vue de dessus) et selon z (vue de profil) d'un doigt de pince composé de l'actionneur de l'organe terminal	94
4.22	Déflexions δ_y théorique et pratique en fonction de V_y (de -100 à +100 V) .	96
4.23	Déflexions δ_y théorique et pratique en fonction de V_y (de -150 à +150 V) .	96
4.24	Déflexions δ_z théorique et pratique en fonction de V_z (de -100 à +100 V) .	97
4.25	Réponse en fréquence des déflexions δ_y et δ_z	98
4.26	Schéma fonctionnel de la station de micromanipulation	99
4.27	Station de micromanipulation composée d'un LEMMOC et d'une table xyz de micropositionnement	100
4.28	Micropince MMOC télé-opérée au moyen d'une manette	100
4.29	Séquence de dépose, prise et rotation d'un pignon de montre	101
4.30	Rotation d'un grain de sel entre les mors de la pince	102
4.31	"Autocentrage" d'un grain de sel entre les mors de la pince	102
4.32	Construction d'une pyramide composée de trois "parpaings" de sel	103
4.33	Microscope électronique à balayage (MEB)	105
4.34	Chambre interne d'un microscope électronique à balayage	105
4.35	Micromanipulation d'un objet sphérique ($\sim 200 \mu\text{m}$) dans un MEB	106
5.1	Cycle d'hystérésis d'un actionneur piézoélectrique commandé en tension .	112
5.2	Différents types de commande d'actionneurs piézoélectriques	113
5.3	Domaines polarisés d'un matériau piézoélectrique : (a) matériau non polarisé ; (b) matériau en cours de polarisation ; (c) matériau polarisé	114
5.4	Dérive lente des actionneurs piézoélectriques (Creep)	115
5.5	Commande à tension constante d'un actionneur piézoélectrique	116
5.6	Evolution des évènements utiles à la compréhension du phénomène d'hystérésis	118
5.7	Vue de détail de la déformation en fonction de la tension appliquée	118
5.8	Relation entre le paramètre piézoélectrique d_{33} et le champ appliqué E_3 .	118
5.9	Vue globale de la courbe de déflexion en fonction de la tension appliquée .	119
5.10	Représentation des charges libres σ_f et liées σ_b dans un diélectrique	120
5.11	Relation (itérative) entre des grandeurs E , S , P , d et σ conduisant au phénomène d'hystérésis	122
5.12	Schéma de principe simplifié d'une commande en charge selon Newcomb (1982)	123
5.13	Schéma fonctionnel d'une commande en charge selon Newton (1996)	123
5.14	Circuit de commande en charge d'un actionneur piézoélectrique	126
5.15	Circuit équivalent à l'actionneur piézoélectrique et au condensateur de référence	126
5.16	Commande à charge constante d'un actionneur piézoélectrique	128
5.17	Evolution de la tension aux bornes de l'actionneur et de sa déflexion en fonction du temps	128

5.18	Commande à charge constante d'un actionneur piézoélectrique	129
5.19	Organigramme de fonctionnement d'une commande Q/V	130
5.20	Schéma de principe d'une commande Q/V	132
5.21	Chronogrammes de fonctionnement d'une commande Q/V	132
5.22	Circuit de commande en charge d'un actionneur piézoélectrique	133
5.23	Circuit de commande en tension d'un actionneur piézoélectrique	133
5.24	Déflexion d'un bimorphe en fonction de la tension appliquée par une commande en tension classique	134
5.25	Déflexion d'un bimorphe en fonction de la charge appliquée par une commande Q/V	134
5.26	Tension aux bornes de l'actionneur en fonction de la tension de consigne .	135
5.27	Interdépendance entre les grandeurs V_e , Q_{pzt} , D , S et V_{pzt}	136
5.28	Circuit de commande en charge dit "à compensation de charges"	136
5.29	Architecture d'un système haptique à deux doigts d'après Ferreira (2001)	144
A.1	Schéma de la poutre duo-ena.	148
A.2	Coupe transversale du duo-ena.	148
A.3	Paramètres externes M_y , F_z , p_z , et paramètres internes α_z , δ_z et \mathcal{V}_z (exemple selon l'axe z	150
A.4	Déformation de la poutre selon un cercle.	151

Liste des tableaux

1.1	Prototypes de micropinces actionnées par un principe électrostatique. . . .	10
1.2	Prototypes de micropinces actionnées par la pression d'un fluide.	10
1.3	Prototypes de micropinces actionnées par des alliages à mémoire de forme	16
1.4	Prototypes de micropinces actionnées par déformations thermiques	20
1.5	Prototype de micropince actionnée par effets thermique et magnétique . .	20
1.6	Prototypes de micropinces actionnées par des matériaux piézoélectriques. .	24
1.7	Caractéristiques de quelques micropinces commerciales	30
2.1	Comparaison de plusieurs principes d'actionnement	40
2.2	Équations piézoélectriques.	45
2.3	Principales caractéristiques de divers matériaux électro-actifs	49
2.4	Résumé des caractéristiques attendues pour notre micropince en vue de la manipulation d'objets submillimétriques.	56
3.1	Equations constitutives du comportement d'un duo-bimorphe	66
3.2	Caractéristiques types d'un duo-bimorphe	69
3.3	Caractéristiques des actionneurs à comparer (piézotube et duo-bimorphe) .	76
3.4	Déflexions libres et forces de blocage d'un piézotube et d'un duo-bimorphe	77
3.5	Influence d'une augmentation des valeurs des paramètres géométriques, des constantes du matériau et des tensions appliquées sur δ_y , δ_z , Fb_y et Fb_z	80
4.1	Comparatif des techniques d'usinage des matériaux piézoélectriques. . . .	85
4.2	Comparaison des caractéristiques envisagées et des performances obtenues pour notre micropince	108
5.1	Comparaison des différents types de commande d'actionneurs piézoélectriques	137
B.1	Index des vidéos disponibles sur le Cédérom	167

Remerciements

Ce travail de thèse a été effectué au Laboratoire d'automatique de Besançon avec l'autorisation de Alain Bourjault, Professeur à l'Ecole National Supérieure de Mécanique et de Micromécanique à Besançon, que je dois remercier pour m'avoir permis de mener ces travaux de recherche en parallèle à mes fonctions d'ingénieur d'études.

Je suis extrêmement sensible à l'honneur que me fait Monsieur Alain Delchambre, Professeur à l'Université libre de Bruxelles, en consacrant une partie de son temps à l'examen de ce travail et en acceptant la présidence du jury.

Je suis très honoré de l'intérêt que Monsieur Bertrand Nogarede, Professeur à l'Institut National Polytechnique de Toulouse, porte à mon travail en acceptant d'en être rapporteur.

J'adresse tous mes remerciements à Monsieur Jean-Marc Breguet, Adjoint Scientifique à l'Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, pour l'intérêt qu'il a toujours manifesté pour ce travail et les discussions intéressantes que nous avons pu avoir lors de nos différentes rencontres. Je lui suis également très reconnaissant d'avoir accepté de faire parti du jury.

Je voudrais dire à Monsieur Antoine Ferreira, Maître de Conférences à l'Ecole National Supérieure d'Ingénieur de Bourges, combien je lui sais gré d'avoir examiner mon travail.

Toute ma gratitude va à Monsieur Nicolas Chaillet, Professeur à l'Université de Franche-Comté à Besançon, pour m'avoir proposé cette étude et encadré ce travail. Pour son aide, ses conseils, son soutien et sa disponibilité, je souhaite lui exprimer toute ma reconnaissance.

J'exprime tout mes remerciement à Pierre De Lit pour sa contribution concernant l'élaboration du modèle théorique. Je tiens également à remercier Ricardo Perez pour son professionnalisme mais aussi pour les moments agréables et fructueux que nous avons échangés à l'occasion de projets communs.

Je n'aurai garde d'oublier l'aide permanente et efficace qui m'a été apporté par l'ensemble du personnel de l'Institut des Microtechniques de Franche-Comté (IMFC) , techniciens, ingénieurs et chercheurs. Je voudrais souligner l'aide précieuse du personnel de la salle blanche de l'IMFC et plus particulièrement le rôle important qu'à joué Monsieur Eric André, technicien au Laboratoire de Chronométrie d'Electronique et de Piézoélectricité mais surtout "orfèvre sur céramique piézoélectrique", pour avoir mis son savoir-faire au service de la découpe de dispositifs.

Enfin, je remercie tous ceux qui, de près ou de loin, ont contribué à la réalisation et à la rédaction de ce travail de thèse.

“Il ne faut pas juger d'un homme par ce qu'il ignore, mais par ce qu'il sait.”
Vauvenargues

*A Thibault, Rose, Isaline
et Nelly.*

Introduction

Microrobotique et micromanipulation

La microrobotique est une discipline dont l'activité est la conception, la réalisation et la commande de microrobots et de systèmes microrobotiques en vue de réaliser des opérations à l'échelle micrométrique (Chaillet 1999).

Les tâches de manipulation, c'est à dire la saisie, le maintien, le déplacement et la dépose d'objets en trois dimensions de très petite taille, sont parmi les thèmes majeurs de la microrobotique.

La "*micromanipulation*" s'adresse plus particulièrement à la manipulation d'objets de dimensions globalement comprises entre $1\ \mu\text{m}$ et $1\ \text{mm}$, objets constituant le "*micro-monde*". Ces tâches de micromanipulation posent cependant des problèmes spécifiques différents de ceux de la robotique de dimensions plus traditionnelles. En effet, dès lors que les dimensions deviennent suffisamment petites, les effets de surface deviennent prépondérants par rapport aux effets de volume. Ces forces d'adhésion font essentiellement intervenir les trois phénomènes physiques suivants (Israelachvili 1991, Zhou 1998) :

- la tension de surface entre les deux éléments en contact (liée au degré d'humidité de ces éléments),
- les forces électrostatiques (générées par tribo-électrification ou transfert de charge au moment des contacts),
- les forces de Van der Waals (forces atomiques).

La figure 1 représente l'amplitude des forces précédemment citées mises en jeu entre une microsphère de rayon r et un plan à la distance z de la microsphère dans l'air. Cette situation représente par exemple un micro-objet manipulé par un doigt d'une micropince. A travers cet exemple, on se rend ainsi compte que la force de gravité n'est pas prédominante dans les dimensions considérées ici et qu'elle devient même la plus faible pour des microsphères de rayon inférieur à $10\ \mu\text{m}$. L'effet de la tension de surface est ici prépondérant (dans la vie quotidienne, on est d'ailleurs souvent amené à humecter l'un de ses doigts, pour réussir à prendre des objets de très faibles dimensions, morceaux de papier, aiguilles, etc.).

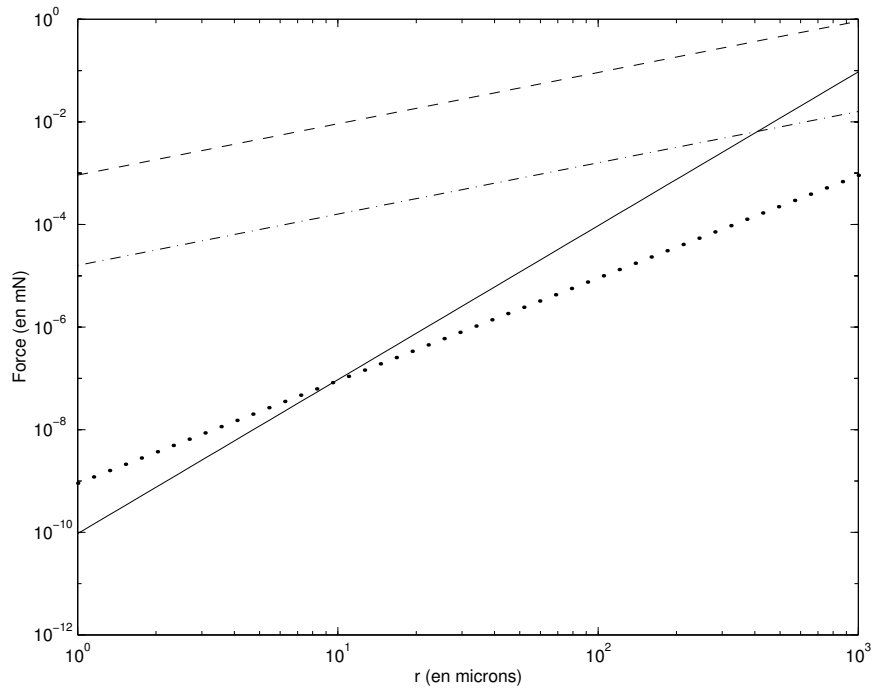


FIG. 1 – Amplitude des forces dans le micromonde (F_g : — F_{tens} : -- F_{vdw} : -.- F_{elec} : ...)

Les forces surfaciques jouent donc un rôle prépondérant dans le micromonde et les robots y intervenant doivent savoir combattre ces phénomènes - technologiquement ou par la commande - et/ou à l'inverse les utiliser judicieusement.

La micromanipulation concerne de nombreux secteurs, que ce soit l'assemblage de pièces micromécaniques rigides (microroues dentées, microlentilles optiques, circuits hybrides, etc.) ou la manipulation d'éléments biologiques pour la médecine ou les biotechnologies (micro-organismes, cellules, ADN, etc.). Pour répondre à ces besoins, il existe de nombreux principes plus ou moins adaptés aux domaines d'applications. Parmi ces principes de micromanipulation, deux grandes catégories se distinguent : *la micromanipulation sans contact* et *la manipulation avec contact*.

La micromanipulation sans contact

Nous entendons par manipulation sans contact toutes les techniques dont les effets à distance permettent la maîtrise des mouvements d'un objet. Plusieurs principes physiques ont été mis en œuvre principalement dans le cadre de la manipulation ou du tri de cellules. Parmi ces principes, nous pouvons citer :

- l'exploitation de la pression lumineuse : ce principe est plus connu sous le nom de "brucelles optiques" ou, en anglais, "laser trapping" (Ashkin 1974, Ashkin 1987) ;

- l'utilisation des forces de coulomb : deux procédés, l'*électrophorèse* (Jeong 2001) et le *cytomètre de flux* (Fulwyler 1968, Van den Engh 2000) sont principalement utilisés pour réaliser le tri d'une population de cellules ;
- l'exploitation des propriétés diélectriques : la diélectrophorèse par exemple est également utilisée pour la séparation de cellules cancéreuse dans le sang (Gascoyne 1997) ;
- et l'utilisation d'une surpression : ce principe s'applique tout particulièrement à la manipulation d'objet plats comme par exemple la mise en place de circuits électroniques (Wuthrich 2000).

La micromanipulation par contact

Dans cette catégorie, chacune de ces solutions met en œuvre un préhenseur, c'est à dire, un organe dont un ou plusieurs points de contact sont nécessaires pour saisir un micro-objet. Nous rencontrons plusieurs principes de fonctionnement :

- la manipulation par dépression, plus couramment appelé "*vacuum*" ;
- la manipulation par interface acqueuse : l'objet est par exemple saisi et maintenu par le gel d'une fine pellicule d'eau (El-Khoury 1997, CSEM) ou par les forces de tension de surface d'une gouttelette d'eau (Lambert 2003) ;
- la manipulation par adhésion électrostatique : ce sont ici les forces surfaciques qui assurent la prise de l'objet par adhésion sur une poutre (Zhou 1998). Le lâcher, souvent plus problématique à ces échelles, peut être obtenu par une accélération importante de la poutre (Haliyo 2001) ;
- la manipulation par poussée : citons en particulier les travaux de Gauthier (2002) concernant un dispositif mettant en œuvre un "*pousseur*" (pièce intermédiaire en contact avec l'objet à manipuler) déplacé par un champ magnétique. Nous retrouvons également dans cette catégorie le laser trapping qui est capable de déplacer un pousseur (Arai 2000) ;
- enfin, la manipulation par doigts de serrage qui restent des outils universels, intuitifs pour l'utilisateur et encore exploitables à ces échelles. Un état de l'art des nombreuses micropinces existantes, fondées sur différents principes d'actionnement, est présenté dans le premier chapitre.

Il existe à ce jour bon nombre de micromanipulateurs à doigts de serrage à l'état de prototypes de recherche (Fatikow 1999, Tanikawa 1999) mais aussi au stade de produits commercialisés, qui permettent de réaliser des tâches de micromanipulation. Ils sont généralement composés de multiples axes dont la commande peut être distribuée ou synchronisée lorsque deux doigts indépendants coopèrent (Fatikow 1999), mais elles est le plus souvent "centralisée". Ces systèmes microrobotiques, aussi performants soient-ils, sont des systèmes hybrides, constitués de plusieurs microcomposants mécaniques (plus, le cas échéant, électroniques) assemblés. On peut dès lors imaginer que de tels systèmes sont difficiles et coûteux à produire en grande quantité.

Il y a plusieurs années, le *Laboratoire d'automatique de Besançon* a initié des recherches en microrobotique. Il s'intéresse, entre autres, à plusieurs principes de micromanipulation par contact : notamment par adhésion, par poussée et par doigts de serrage. Cette dernière catégorie constitue le champ d'investigation de ce travail de thèse. Aussi, nous imaginons un système de micromanipulation composée :

- d'un préhenseur, c'est à dire l'organe en contact avec l'objet à manipuler, qui assure la saisie, le maintien et le lâcher mais aussi le positionnement et l'orientation de l'objet ;
- et de plusieurs degrés de liberté (plate-formes mobiles, axes linéaires ou rotatifs) qui permettent le déplacement et le positionnement du préhenseur dans l'espace de travail et, par voie de conséquence, de l'objet.

Dans le cadre de cette étude, nous concentrons en particulier nos efforts sur le préhenseur. Le sujet de cette thèse, débutée en septembre 1999, concerne alors l'étude, la réalisation, la caractérisation et la commande d'une micropince à deux doigts de serrage pour la micromanipulation.

Plan du mémoire

Le premier chapitre est consacré à "*L'état de l'art des micropinces à deux doigts de serrage*". Nous les classons en fonction de leur mode d'actionnement (électrostatique, pneumatique, hydraulique, à mémoire de forme, thermique, piézoélectrique). Nous dédions également un paragraphe aux micropinces commerciales.

Le second chapitre est dévolu aux "*Choix d'un actionneur adapté à notre micropince*". Nous justifions les choix que nous avons opérés : notamment le type d'actionnement piézoélectrique que nous avons retenu, les matériaux utilisés et la structure d'actionneur adoptée. Nous définissons également les caractéristiques souhaitées pour la micropince.

Le troisième chapitre présente la "*Modélisation d'un micro-actionneur de type poutre piézoélectrique*" offrant deux degrés de liberté. Ce modèle a été principalement développé par Pierre De Lit, post-doctorant au laboratoire de juin 2001 à décembre 2001. Nous poursuivons ce chapitre par l'étude de l'influence de plusieurs paramètres sur les performances de l'actionneur. Enfin, nous comparons ce dernier à un tube piézoélectrique, lequel offre également deux mouvements indépendants.

Le quatrième chapitre, "*Réalisation et exploitation de prototypes de micropince piézoélectrique*", détaille les techniques de réalisation des actionneurs et de la micropince. Nous présentons les prototypes réalisés ainsi que leurs performances réelles. Nous exploitons ces pinces à des fins de micromanipulation d'objets submillimétriques dans le cadre de trois exemples :

1. la micromanipulation d'un pignon de montre dont l'arbre mesure $150\ \mu\text{m}$ de diamètre ;

2. la micromanipulation d'objets cubiques de $300\ \mu\text{m}$ de côté sous une binoculaire ;
3. et enfin, la micromanipulation d'objets sphériques de $200\ \mu\text{m}$ de diamètre dans un microscope électronique à balayage.

Dans le cinquième chapitre, "*Commande linéarisante d'actionneurs piézoélectriques*", nous présentons les non-linéarités inhérentes aux actionneurs piézoélectriques, les moyens pour y remédier et nous proposons une solution qui assure un contrôle fin en boucle ouverte des déplacements de l'actionneur par la juxtaposition d'une commande en charge et en tension.

Enfin, nous exposons en conclusion les travaux qu'il nous semble intéressant de mener pour optimiser les performances des actionneurs et faire évoluer les fonctionnalités de la micropince. Nous abordons également le concept de "*microrobot sur puce*" (Chaillet 2002), c'est à dire des composants modulaires intégrant des fonctions microrobotiques tels que la micropréhension (c'est le cas de la micropince présentée dans ce document) mais aussi le micropositionnement.

★ ★ ★

Chapitre 1

Etat de l'art des micropinces à deux doigts de serrage

1.1 Introduction

La prise et la dépose d'objets sont des opérations largement répandues dans le monde industriel. Ces tâches, bien maîtrisées pour des pièces de quelques millimètres de côté et plus, deviennent très délicates lorsqu'on désire manipuler des objets de quelques dizaines à plusieurs centaines de micromètres, notamment en raison des forces surfaciques d'adhésion qui deviennent prépondérantes à ces échelles au regard des forces volumiques. Si certaines catégories d'objets peuvent être manipulées par des procédés qui ont fait leurs preuves, en particulier les ventouses à dépression pour la mise en place de composants électroniques montés en surface ou encore l'emballage/conditionnement de produits agro-alimentaires, les préhenseurs à doigts de serrage restent des outils universels, intuitifs pour l'utilisateur et tiennent une part importante dans la résolution des problèmes de manipulation.

En ce qui concerne la micromanipulation, nous avons recensé plusieurs dizaines de micropinces, principalement des prototypes issus des laboratoires de recherche. Il existe en effet dans la littérature scientifique de nombreux prototypes assez différents les uns des autres que nous classons dans les lignes qui suivent en fonction du principe d'actionnement utilisé. Parmi ces principes, nous passons en revue dans ce chapitre des micropinces actionnées par :

- un principe électrostatique ;
- la pression d'un fluide ;
- des alliages à mémoire de forme ;
- des déformations thermiques ;
- et enfin, par des matériaux piézoélectriques.

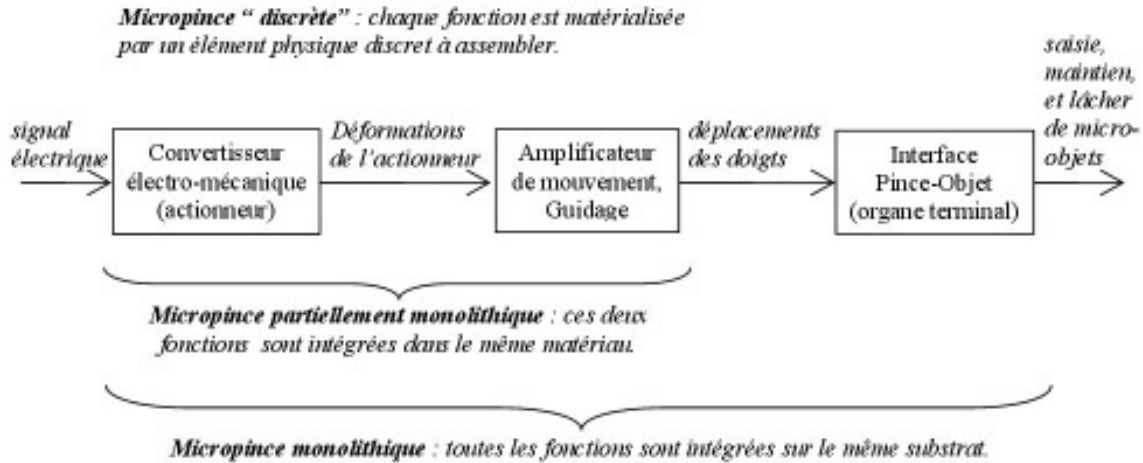


FIG. 1.1 – Schéma fonctionnel d'une micropince

Au delà de ces différences, il existe des similitudes entre ces nombreuses réalisations. En effet, nous pouvons classer ces prototypes en deux grandes catégories selon le type de structure (figure 1.1), à savoir :

- les micropinces “multicomposants”, qui sont constituées d’un ou plusieurs actionneurs, lesquels déforment une structure compliant passive réalisée dans un matériau tel que le nickel, l’acier, le silicium ou même le verre pour ne citer que les exemples les plus répandus, et d’une interface spécifique, entre les extrémités des actionneurs de la pince et l’objet à manipuler, que nous appelons “organe terminal” dans la suite de ce document ;
- les micropinces partiellement ou totalement monolithiques, pour lesquelles le matériau actif joue le rôle à la fois de structure mécanique, permettant, le cas échéant, d’amplifier le mouvement, mais aussi d’actionneur(s) ; les déformations peuvent alors être directement exploitées afin de générer les mouvements utiles aux tâches de micromanipulation.

Dans les deux cas, ces structures sont souvent encastrées à leur base (ou supposées comme telle) et libres à leur extrémité. Aussi, nous désignons par “doigts de pince” les deux portions, passives ou actives, discrètes ou monolithiques, qui s’étendent de l’encastrement des parties mobiles à l’extrémité des organes terminaux. Enfin, pour être précis, nous utilisons parfois le terme de “mors” qui correspond à une zone des organes terminaux en contact avec les objets à manipuler.

En fin de chapitre, nous présentons quelques micropinces disponibles à ce jour sur le marché.

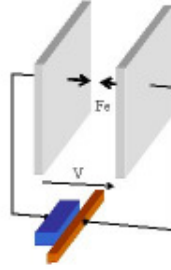


FIG. 1.2 – *Principe de fonctionnement d'un actionneur électrostatique plan*

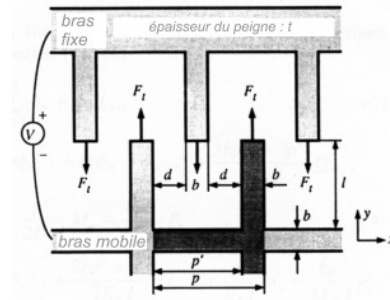


FIG. 1.3 – *Configuration et principe de fonctionnement d'un actionneur de type peigne interdigité (source : Kim, 1992)*

1.2 Micropinces actionnées par un principe électrostatique

Toutes ces pinces utilisent les forces d'attraction coulombiennes présentes entre deux plaques chargées, soumises à une différence de potentiel. La force électrostatique peut être calculée à partir de l'expression de l'énergie emmagasinée U_e :

$$U_e = \frac{1}{2}CV^2 \quad (1.1)$$

où C est la capacité électrostatique du système et V la tension appliquée. La force générée est donnée par :

$$F_e = -\nabla U_e \quad (1.2)$$

Dans tous les cas, le système tend à maximiser la capacité C . Cependant, il existe plusieurs manières de générer et d'exploiter les forces électrostatiques. Nous avons recensé trois types de structures d'actionnement :

- *Les structures de pince composées de deux faces planes en regard*

Dans le cas d'un condensateur plan (figure 1.2) la force électrostatique entre les deux armatures est égale à :

$$F_e = \varepsilon \frac{SV^2}{2d^2} \quad , \quad (1.3)$$

où ε est la constante diélectrique du milieu, S est la surface des armatures en regard, V est la différence de potentiel entre les armatures et d , la distance entre ces armatures.

Quelques exemples de pince exploitent ce principe, parmi lesquelles nous pouvons citer Chu (1994a) et MacDonald (1989).

TAB. 1.1 – Prototypes de micropinces actionnées par un principe électrostatique.

<i>Références</i>	<i>Fig.</i>	<i>Structure en</i>	<i>Principe</i>	<i>Course</i>	<i>Force</i>	<i>Dimensions</i>
MacDonald (1989)	1.5	tungstène	poutres en regard	6 μm à 150 V	NC ^a	200×9×2,5 μm^3
Kim (1991, 1992)	1.6	polysilicium	peigne interdigité	10 μm à 20 V	104 nN à 50 V	9×5×0,4 mm^3 (hors tout)
Chu (1994a)	1.4	polysilicium	deux plaques de 0,09 mm^2 en regard	< 100 μm	50 μN	NC
Millet (2003)	1.7	polysilicium	scratch drive actuator	fermeture totale de 550 μm en 14 s	135 μN	1,2×0,8×0,01 mm^3

TAB. 1.2 – Prototypes de micropinces actionnées par la pression d'un fluide.

<i>Références</i>	<i>Fig.</i>	<i>Structure en</i>	<i>Fluide</i>	<i>Course</i>	<i>Force</i>	<i>Dimensions</i>
Bütefisch (2000)	1.10	Si (ou SU8)	air	600 μm à 120 mBar ^b	10 mN à 120 mBar ^b	6,6×5×1,5 mm^3 ^b
Schlick (2001)	1.9	aluminium	air	1200 μm à 1 Bar	1,4 N à 2 Bar	~ 40×30×15 mm^3
Nogimori (1997)	1.11	résine acrylique ^c	mercure chauffé par laser	900 μm à 9,6 J	2,3 mN à 9,6 J	3,4×1,4×0,56 mm^3 ^c 25 mm × 2 mm ^d

^a information non communiquée.^b caractéristiques données pour un piston réalisé en silicium.^c matériau de l'organe terminal uniquement.^d pour le piston (actionneur) mais sans le laser de commande.

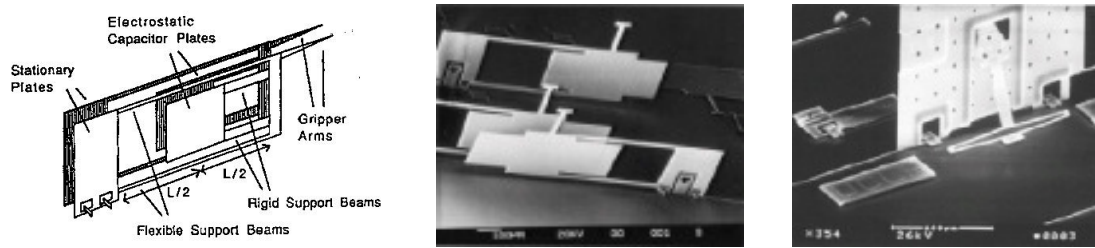


FIG. 1.4 – *Chu (1994a, University of California, Los Angeles, Etats Unis)*

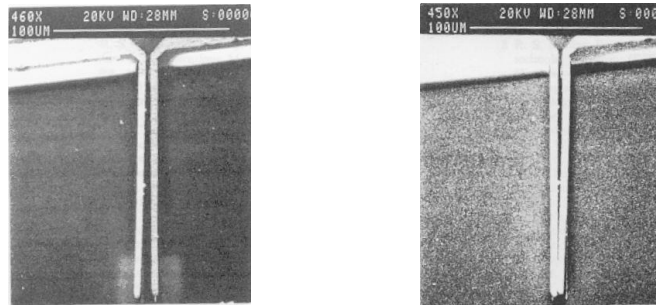


FIG. 1.5 – *MacDonald (1989, Cornell University, Ithaca, Etats Unis)*

Sur la figure 1.4, on imagine la complexité de réalisation de la pince de Chu puisque la structure est obtenue par déploiement de deux plaques en polysilicium étudiées pour intégrer l'actionneur électrostatique, les poutres de rappel et les organes terminaux de la pince. L'écartement initial des doigts au repos est de $100\ \mu\text{m}$. Outre le challenge technologique, l'originalité de cette réalisation repose aussi sur une commande judicieuse permettant la fermeture quasi totale des mors de la pince. Pour cela, une grandeur intermédiaire de commande est introduite pour laquelle la tension limite de "pull-in" (qui caractérise le collage des armatures) dépend de la position courante. En pratique, cette nouvelle condition d'équilibre permet de calculer la tension réelle à appliquer sur les armatures. Sa mise en œuvre conduit à un écartement résiduel entre les mors de la pince de $10\ \mu\text{m}$ pour une centaine de Volts.

La seconde réalisation (figure 1.5) en tungstène se présente sous la forme de deux poutres en regard ; ces dernières mesurent $200\ \mu\text{m}$ de longueur et sont légèrement inclinées. Son fonctionnement est quasiment "tout ou rien" : les doigts commencent à bouger à $145\ \text{V}$ et se "collent" à $150\ \text{V}$ (tension de pull-in) ; la pince s'ouvre de nouveau pour une tension de commande inférieure à $60\ \text{V}$.

Ces pinces sont généralement rapides : Chu annonce par exemple un temps de fermeture de $500\ \mu\text{s}$ et la pince de MacDonald est "quasi-instantané".

En revanche, ces pinces ne sont pas en mesure de générer des forces importantes : à titre d'exemple la force de serrage est de $50\ \mu\text{N}$ pour la pince de Chu.

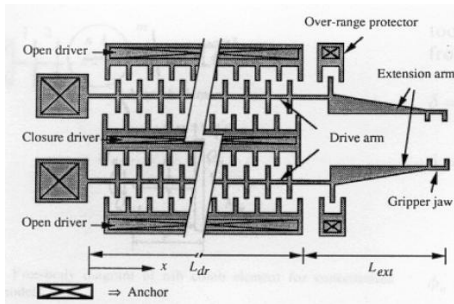


FIG. 1.6 – Kim (1991, University of California, Berkeley, Etats Unis)

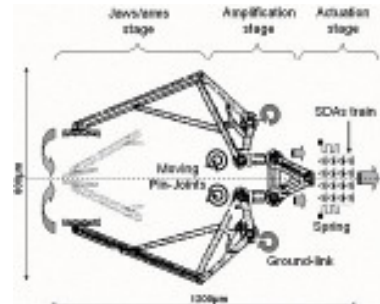


FIG. 1.7 – Millet (2003, IEMN, Lille, France)

– Les structures actionnées par un peigne inderdigité

Dans ce cas, c'est un mouvement latéral des armatures qui a tendance à maximiser la capacité. Selon la configuration de la figure 1.3, la force générée est égale à :

$$F_t = \varepsilon \frac{tV^2}{d} \quad (1.4)$$

Kim (1991, 1992, 1992a) propose une réalisation en polysilicium (figure 1.6). La pince, allongée d'une poutre de 1,5 mm de longueur pour des raisons d'accessibilité des doigts, est solidaire d'un substrat en silicium lui même intégré dans un boîtier ressemblant à un composant électronique. Il est ainsi facile à insérer ou à retirer d'un support à force d'insertion nulle. Le résultat est éloquent et s'insère tout à fait dans le cadre de la réalisation de ce que nous qualifions de "*composant microrobotique sur puce*"¹.

Les performances de cette micropince s'adresse à la manipulation de très petits objets puisque l'amplitude d'ouverture-fermeture des doigts totalise 10 µm sous une tension de 50 V et la force générée atteint 104 nN, toujours sous 50 V.

– Les micropinces actionnées par des actionneurs électrostatiques à interaction de contact, appelés SDA²

Une réalisation récente, entièrement monolithique (figure 1.7), est présentée par Millet (2003). la figure 1.8 illustre le fonctionnement d'un SDA. La juxtaposition de plusieurs de ces actionneurs permet d'obtenir un mouvement de translation dont les performances semblent intéressantes pour actionner des structures micromécaniques.

A titre d'exemple, seize actionneurs élémentaires de type SDA équipent la pince de Millet. Ils sont capables de se déplacer d'une cinquantaine de micromètres et de générer 800 µN. Le déplacement de ce moteur est amplifié d'un facteur 5,9 et transmis aux doigts de la pince. La commande impulsionnelle des actionneurs (±75 V

1. Le concept de "*composant microrobotique sur puce*", en anglais "*Microrobot On Chip*" (MOC), est présenté en perspective, page 144.

2. En anglais: *Scratch Drive Actuator*

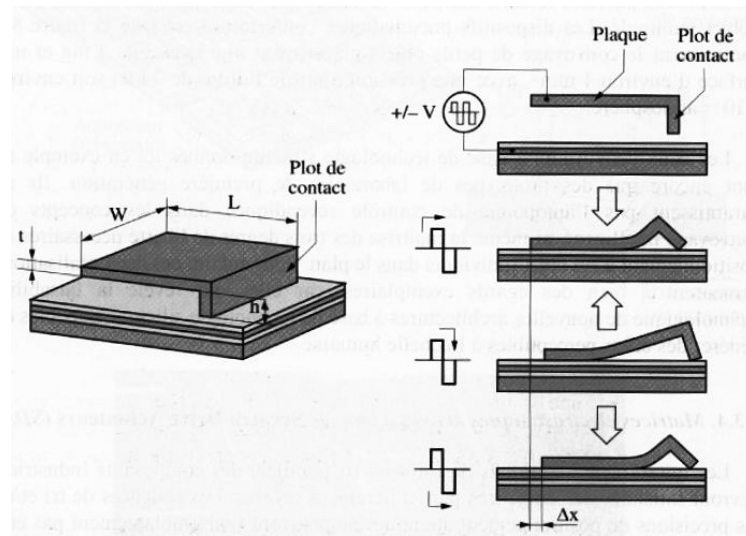


FIG. 1.8 – Architecture mécanique et principe de fonctionnement des actionneurs à interaction de contact de type "Scratch Drive Actuator" (source : Bourjault et Chaillet 2002, d'après Akiyama 1993)

à 45 Hz) engendre la fermeture totale de la pince ($550 \mu\text{m}$) en 14 s. D'après les auteurs, pour être parfaitement fonctionnelle, cette micropince nécessite quelques améliorations : en particulier, les liens flexibles reliant les actionneurs à la structure ne disposent pas d'une force de rappel suffisante pour permettre la ré-ouverture des doigts. Elle n'est par conséquent utilisable qu'une seule fois pour maintenir en position un micro-objet.

1.3 Micropinces actionnées par la pression d'un fluide

Ces pinces exploitent la pression d'un fluide pour engendrer la déformation d'une ou plusieurs parties flexibles d'une configuration mécanique qui permet l'ouverture et la fermeture des doigts de pinces. Ce principe d'actionnement, d'une grande densité d'énergie, permet d'envisager de larges déformations et des forces importantes. Nous classons les prototypes selon la nature du fluide utilisé, un gaz ou un liquide :

– *Les pinces pneumatiques* (Bütefisch 2000, Schlick 2001)

Le gaz sous pression est, dans les exemples présentés, de l'air. Schlick (2001) utilise un piston conventionnel du commerce pour actionner une structure déformable dite à quatre barres assurant ainsi une ouverture-fermeture parallèle des doigts. Le mécanisme, en aluminium, est usiné par des techniques conventionnelles. Cette réalisation quelque peu massive (figure 1.9) permet des courses de $1200 \mu\text{m}$ pour une pression de 1 Bar et force de serrage de 1400 mN pour 2 Bar.

Bütefisch (2001, 2000) présente une micropince monolithique (figure 1.10) composée de deux pistons, l'un pour l'ouverture et l'autre pour la fermeture, et d'une

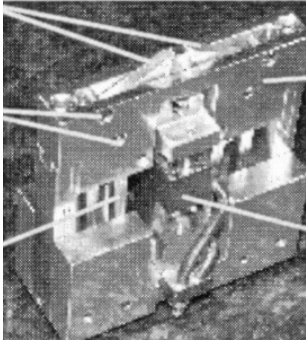


FIG. 1.9 – Schlick (2001, University of Kaiserslautern, Allemagne)

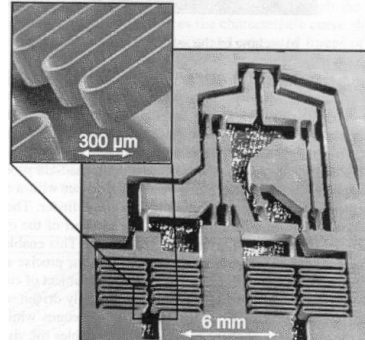


FIG. 1.10 – Bütetfisch (2000, Technical University of Braunschweig, Allemagne)

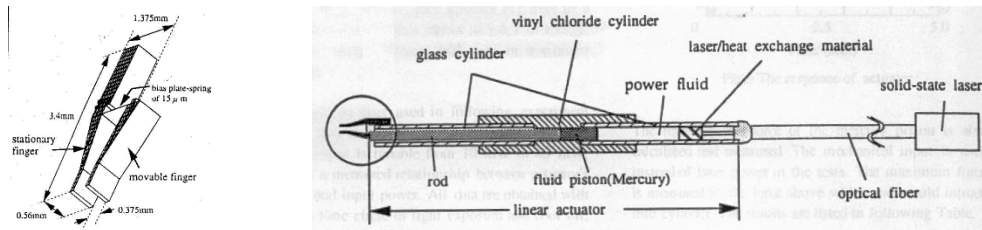


FIG. 1.11 – Nogimori (1997, AISIN-COMOS RD Ltd., Aichi, Japon)

structure flexible également “à quatre barres” pour amplifier les mouvements parallèles des doigts. Tous ces éléments sont micro-usinés soit dans du silicium par une technique de gravure ionique profonde³ ou dans une résine (SU8) par un procédé de lithographie profonde⁴. Son monolittisme en fait une pince simple à fabriquer par des méthodes collectives et évite les étapes d’assemblage. Cette pince affiche des courses de $600\ \mu\text{m}$ et une force de blocage de $10\ \text{mN}$ pour une pression de $120\ \text{mBar}$. Le comportement dynamique est très honorable puisque l’auteur communique une amplitude des mouvements des doigts de $500\ \mu\text{m}$ à une fréquence de $150\ \text{Hz}$ et ajoute que cette limitation est due à la micropompe.

– *Les pinces hydrauliques* (Nogimori 1997)

Nogimori présente une micropince (figure 1.11) fort différente des précédentes. Tout d’abord, elle utilise un “principe hydraulique” avec pour fluide du mercure. En outre, Le déplacement du piston est engendré dans ce cas par une élévation de température du fluide dans une chambre déformable. Le chauffage est quant à lui obtenu sous l’action d’un flux lumineux provenant d’un laser sur une interface en contact avec le mercure. Enfin, l’actionneur ainsi constitué déforme un organe terminal en résine acrylique.

3. En anglais: *Reactive Ion Etching (RIE)*

4. En anglais: *UV Deep Lithography*

1.4 Micropinces actionnées par des alliages à mémoire de forme

Les alliages à mémoire de forme, ou AMF, désignent des matériaux qui, après déformation permanente à basse température, retrouvent leur forme initiale non déformée par simple chauffage. Cette propriété est appelée “effet à mémoire de forme” et est illustrée par la figure 1.12.

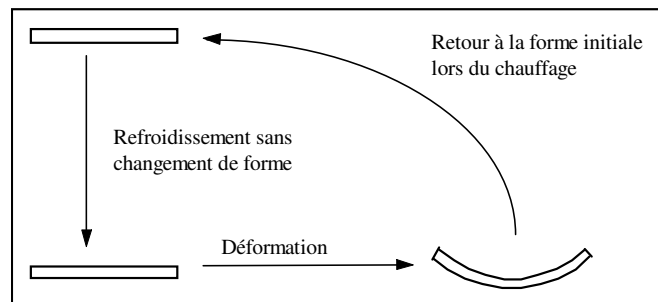


FIG. 1.12 – Schéma de représentation de l'effet “mémoire de forme”

Il convient de souligner que c'est lors du retour à sa forme initiale par chauffage qu'un AMF est capable de générer un travail mécanique et donc d'entraîner une charge. C'est cet effet que l'on exploite lorsque l'on souhaite mettre en œuvre un AMF pour l'actionnement, la densité d'énergie du matériau étant considérable (voir le tableau 2.1 comparatif de différents actionneurs au chapitre 2, page 40).

Nous rencontrons trois grandes catégories de pinces actionnées par des alliages à mémoire de forme :

- Les pinces composées d'une structure compliant actionnée par des alliages à mémoire de forme (Russell 1994, Lee 1996, MacKenzie 1996, Bütetisch 2000)

Toutes ces pinces utilisent l'effet mémoire d'un alliage soumis à une contrainte pour générer un travail mécanique afin de déformer une structure compliant.

La structure compliant peut être en acier (Russell 1994), en matière plastique (MacKenzie 1996) ou en silicium (Lee 1996, Bütetisch 2000, Hoche 1998). Bütetisch propose une structure à quatre barres permettant un mouvement parallèle des doigts. Les actionneurs sont dans la plupart des cas des fils en nickel-titane exceptée la réalisation de Lee, pour laquelle les actionneurs sont des couches déposées d'alliage de nickel-titane-cuivre. Le principe de chauffage le plus souvent exploité est l'effet Joule occasionné par le passage d'un courant électrique directement dans l'alliage conducteur. Quant à la pince de Lee, elle est chauffée par une source de chaleur extérieure comme par exemple un film résistif déposé sur la couche d'alliage à mémoire de forme.

TAB. 1.3 – Prototypes de micropinces actionnées par des alliages à mémoire de forme (AMF).

<i>Références</i>	<i>Fig.</i>	<i>Structure</i>	<i>Principe de chauffage</i>	<i>Course</i>	<i>Force</i>	<i>Dimensions</i>
Russell (1994)	1.13	acier et fil AMF ($\varnothing 0,3$ mm) assemblé	effet Joule direct ^b	0,3 à 2,8 mm @ 0,8 A	NC ^a	$50 \times 20 \times 5$ mm ³
Lee (1996)	1.15	silicium et AMF (film NiTiCu déposé)	conduction	110 μ m	40 mN	$1 \times 0,2 \times 0,38$ mm ³
MacKenzie (1996)	1.14	plastique ABS et fil AMF ($\varnothing 76$ μ m) assemblé (usinage trad. et assemblage)	effet Joule direct	1 mm	NC ^a	$50 \times 20 \times 5$ mm ³
Hesselbach (1997)	1.19	monolithique en AMF mécanisme 4 bars	effet Joule direct	2 mm	100 mN	$15 \times 10 \times 5$ mm ³
Bellouard (1998)	1.17	monolithique en AMF	laser	100 à 150 μ m	NC ^a	$1,4 \times 1,8 \times 0,1$ mm ³
Kohl (2000)	1.20	monolithique en AMF	effet Joule direct	180 μ m	17 mN	$2 \times 3,9 \times 0,1$ mm ³
Bütefisch (2000, 2001) Hoche (1998)	1.16	silicium et AMF (feuille 50 μ m collée) mécanisme 4 bars	effet Joule direct	200 μ m	20 mN	$7 \times 4,2 \times 0,36$ mm ³
Zhang (2001)	1.18	monolithique en AMF	effet Joule direct	63 μ m @ 700 mA	qq mN	NC ^a

^a Information non communiquée.^b L'effet Joule "direct" correspond au passage direct d'un courant dans l'AMF.

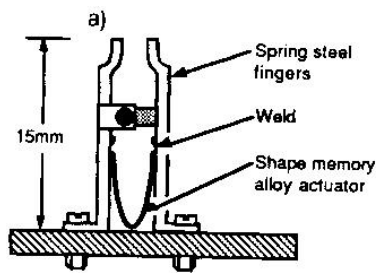


FIG. 1.13 – Russell (1994, Monash University, Clayton, Australie)

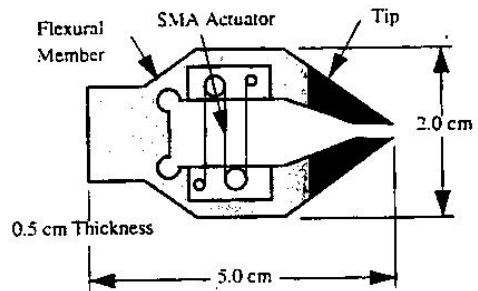


FIG. 1.14 – MacKenzie (1996, University of California, Berkeley, Etats Unis)

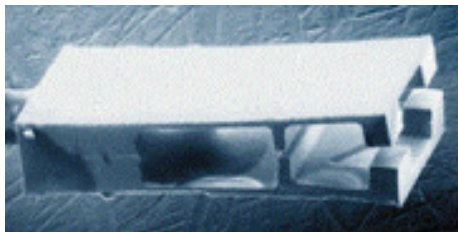


FIG. 1.15 – Lee (1996, Microtechnology Center, Livermore, Etats Unis).

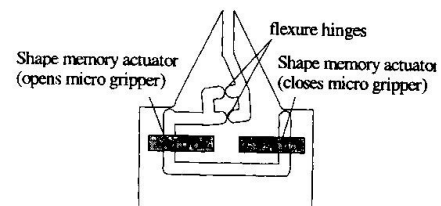


FIG. 1.16 – Hoche (1998, Schott Glas, Mayence, et Technical University of Braunschweig, Allemagne)

Les courses affichées par ces micropinces commencent à $110\ \mu\text{m}$ pour la plus petite d'entre elles, à savoir la pince de Lee, et atteignent $2,5\ \text{mm}$ pour la pince de Russell (objets manipulables de $0,3$ à $2,8\ \text{mm}$). Les forces capables d'être générées sont de quelques dizaines de milli-Newton : plus exactement, $20\ \text{mN}$ pour l'exemplaire de Bütefisch et $40\ \text{mN}$ pour le prototype de Lee. Enfin, ces pinces, fondées sur une transformation de phase en fonction de la température, sont assez lentes : pour preuve, MacKenzie fait état d'un temps de prise de $1,75\ \text{s}$ et de dépose de $4,5\ \text{s}$; et Bütefisch annonce un temps d'ouverture-fermeture de $1\ \text{s}$.

- Les pinces monolithiques réalisées dans un alliage à mémoire de forme (Hesselbach 1997, Bellouard 1998, Kohl 2000, Zhang 2001)

Ces pinces sont dites "monolithiques" car elles intègrent les fonctions de structure mécanique, d'actionnement, de joints flexibles et d'organes terminaux dans le même matériau. Dans ce cas, pour obtenir un mouvement réversible, le "ressort de rappel" peut être obtenu par (Bellouard 1998) :

- un effet mémoire double sens : un traitement thermo-mécanique ad hoc introduit des contraintes internes induisant une orientation préférentielle des plaques de martensite lors du refroidissement. Cela revient à dire qu'une seconde forme est mémorisée à basse température ;
- un chauffage local du matériau (une seule zone est active) : une partie du matériau est dans un état martensitique alors qu'une autre partie est dans un état austénitique. La zone martensitique est utilisée comme ressort de rappel ;

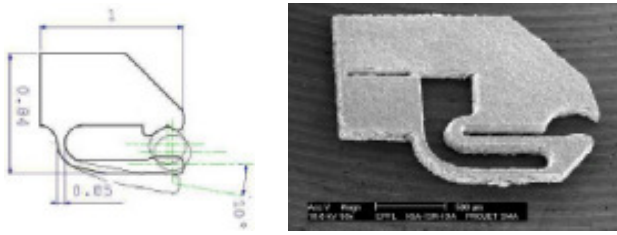


FIG. 1.17 – Deux micropincettes monolithiques en AMF d'après Bellouard (1998, EPFL, Lausanne, Suisse).

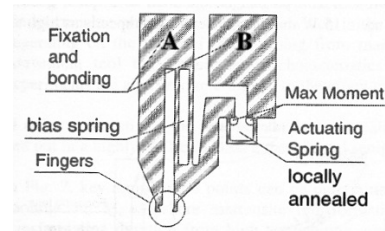


FIG. 1.18 – Pince à mémoire de forme localisée (Zhang 2001, University of Singapore et EPFL, Lausanne, Suisse)

- une structure antagoniste (les deux zones sont alternativement actives puis passives) : le but est de chauffer une seule zone du matériau à la fois. En fonction de la zone chauffée, le système se déforme dans une direction ou dans la direction opposée ;
- un effet mémoire localisé : le principe consiste à rendre active une zone particulière du matériau où l'effet mémoire de forme est utile. Le chauffage de toute la structure aura ainsi pour effet de se déformer uniquement dans la zone traitée.

Une pince fondée sur un effet mémoire double sens est présentée par Bellouard (1998, figure 1.17, image de gauche). L'amplitude d'ouverture-fermeture de la pince atteint $150\ \mu\text{m}$. L'application visée est l'assemblage de microlentilles de $250\ \mu\text{m}$ de diamètre et $500\ \mu\text{m}$ de longueur.

Le même auteur propose également une pince monolithique composée d'un actionneur chauffé localement et d'un ressort de rappel (figure 1.17, image de droite et figure 1.18). Une originalité de cette réalisation réside dans le mode de chauffage, lequel est obtenu par un faisceau laser pointé sur la zone d'actionnement.

Concernant les techniques de fabrication de ces pincettes monolithiques, une technique couramment employée consiste à découper la structure par électro-érosion à fil dans de fines plaques d'alliage (le plus souvent en nickel-titane).

- *Les pincettes composées d'une structure compliant actionnée de manière antagoniste par des alliages à mémoire de forme* (Hesselbach 1997, Kohl 2000)

Des exemples de structures antagonistes sont proposés par Hesselbach (1997, figure 1.19) et Kohl (2000, figure 1.20). Ces structures sont aussi appelées "différentielles" ou "push-pull" : un actionneur est utilisé pour la fermeture des doigts et un second, qui s'oppose au premier, pour l'ouverture des doigts. Les actionneurs utilisent l'effet mémoire simple sens du matériau et les joints flexibles de la structure exploitent la super-élasticité de l'alliage à mémoire de forme, qui a l'avantage d'offrir des déformations élastiques bien plus importantes que les métaux et présentent une

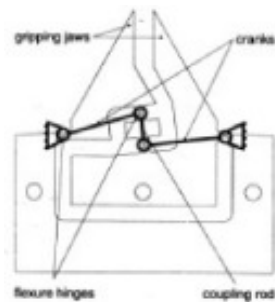


FIG. 1.19 – Hesselbach (1997, Technical University of Braunschweig, Allemagne)

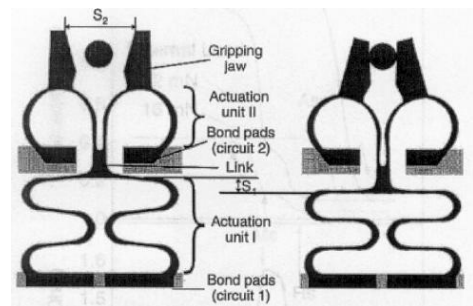


FIG. 1.20 – Kohl (2000, Institut of Microtechnik, Karlsruhe, Allemagne)

meilleure stabilité dans le temps que les plastiques (notamment concernant la dérive due au fluage). Ce type de structure différentielle a aussi pour avantage d'accélérer le temps d'ouverture-fermeture : il est de 0,5 s pour la pince de Hesselbach et de 332 ms pour le prototype de Kohl (2000) (32 ms pour l'ouverture et 300 ms pour la fermeture, qui correspond à la phase de refroidissement).

Zhang (2001, figure 1.18) présente un modèle monolithique et antagoniste de micro-pince fondé sur un effet mémoire localisé. Ce dernier est obtenu par un traitement thermique (par laser) d'une zone que l'on désire rendre active. Ainsi, lors du passage d'un courant électrique, toute la structure subit une élévation de température mais seule la zone traitée et précontrainte tend à retrouver sa forme mémorisée et génère une force utile au mouvement de la structure.

1.5 Micropinces actionnées par des déformations thermiques

Les micropinces actionnées par ce principe exploitent une dissymétrie que nous pouvons dissocier en deux catégories :

- *La dissymétrie relative aux propriétés thermiques de deux matériaux*

En d'autres termes, ce sont des pinces qui utilisent un effet bilame dont le principe est le suivant : deux matériaux différents solidaires l'un de l'autre, généralement sous la forme de poutre élancée, sont portés à la même température ; la différence des propriétés thermo-mécaniques engendre une dilatation différente des deux couches : il en résulte alors une flexion de l'ensemble du bilame. Ainsi, plus l'écart entre les coefficients d'expansion thermique des matériaux est important, meilleure sera l'amplitude de la déflexion de la bilame. Le procédé de chauffage mis en œuvre dans ce type de système est, dans la plupart des cas, l'effet Joule au moyen d'un courant traversant la bilame. Un choix judicieux de matériaux conducteurs constitue une solution très pratique pour apporter les calories nécessaires afin d'élever la température de l'actionneur.

TAB. 1.4 – *Prototypes de micropinces actionnées par déformations thermiques*

<i>Références</i>	<i>Fig.</i>	<i>Structure/principe</i>	<i>Matériaux</i>	<i>Course</i>	<i>Force</i>	<i>Dimensions</i>
Chu (1994b)	1.21	bimorphe	Si ^{p+} /Au	200 μm à 30 mW	15 μN à 40 mW	3 × 3 × 0,275 mm ³
Greitmann (1995)	1.23	bimorphe	Si/Al	200 μm à 150 mW	0,5 mN	1,5 × 0,25 × 0,012 mm ³
Greitmann (1996)	1.24	bimorphe amplifié	Si/Al	800 μm à 250 mW	1 mN	1,6 × 0,24 × 0,012 mm ³
Lerch (1996)	1.22	expansion thermique localisée	acier ou Ni	175 μm à 2 A	NC ^a	3 × 1 × 0,2 mm ³
Du (1999)	1.25	expansion thermique localisée	Si	120 μm à 100 ° c	5 mN	6 × 1,5 × 0,04 mm ³

TAB. 1.5 – *Prototype de micropince actionnée par effets thermique et magnétique*

<i>Références</i>	<i>Fig.</i>	<i>Structure et principe d'actionnement</i>	<i>Course</i>	<i>Force</i>	<i>Dimensions</i>
Suzuki (1996, 1994)	1.26	effet bilame Si/Au et force de Lorentz	750 μm	NC ^a	0,8×0,16× 0,001 mm ³ (dimension d'un doigt)

^a Informations non communiquées



FIG. 1.21 – Chu (1994b, Case Western Reserve University, Cleveland)

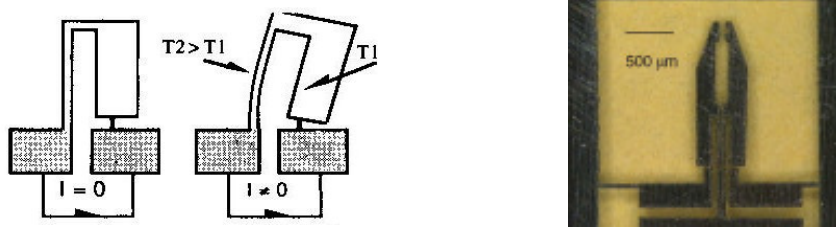


FIG. 1.22 – Lerch (1996, EPFL, Lausanne, Suisse): principe de fonctionnement et prototype de micropince

- La différence de température, donc une dissymétrie de dilatation, entre deux zones d'un même matériau

Ce principe, utilisé notamment par Lerch (1996) et Du (1999), est illustré par la figure 1.22. Le bras droit porté à une température plus élevée que le bras gauche se dilate davantage, ce qui provoque une déformation latérale de toute la structure compliant.

A l'instar des bilames, l'élévation de température est obtenue par effet Joule. Dans ce cas, c'est la forme géométrique de l'actionneur (rétrécissement d'un bras par rapport à l'autre par exemple) qui conditionne la résistance électrique d'un bras, donc la puissance électrique dissipée dans cette zone. Il en résulte une température d'équilibre supérieure dans cette partie de l'actionneur.

Les techniques de réalisation de ces micropinces sont différentes selon l'un ou l'autre des deux principes de fonctionnement cités précédemment

- Pour les bilames, ce sont les microtechnologies de type salle blanche qui sont mises à profit. Chu (1994b) et Greitmann (1995, 1996) réalisent des bilames composées d'une couche d'aluminium déposée sur un substrat de silicium. Quant à Suzuki (1994, 1996), il utilise un couple de matériaux Or-Silicium.
- La seconde méthode de fabrication concerne les pinces exploitant l'expansion thermique localisé. Dans ce cas, nous sommes en présence d'un seul matériau et les techniques de microfabrication plus traditionnelles donnent satisfaction. Nous pouvons citer la découpe laser (Lerch 1996) ou l'usinage par électro-érosion (Du 1999). Cependant, il est également possible de réaliser ces structures par des procédés

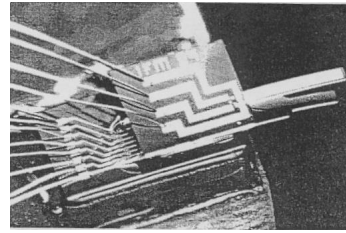
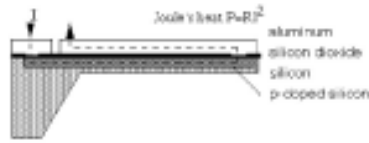


FIG. 1.23 – Greitmann (1995, Institute of Mechanics, Zürich, Suisse)

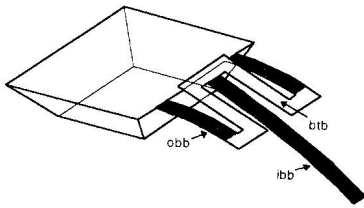


FIG. 1.24 – Greitmann (1996, Institute of Mechanics, Zürich, Suisse)

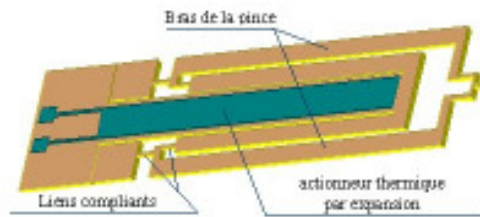


FIG. 1.25 – Du (1999, Nanyang Technological University, Singapore)

microtechnologiques tels que l'électrodéposition de nickel (Lerch 1996) ou encore la technique *LIGA*⁵, etc...

Le tableau 1.4 relate les caractéristiques de plusieurs de ces micropinces. Les performances en terme de déflexions varient de 120 à 800 μm selon les modèles. A noter l'amélioration sensible de la pince de Greitmann (1996) passant de 200 μm pour la première version à 800 μm pour la nouvelle pince par le biais d'une structure de "bimorphe amplifié" originale (figure 1.24). Ce résultat est d'autant plus appréciable que la force maximale disponible est également multipliée par deux par rapport au premier prototype et ce dans des dimensions comparables. Concernant cette force maximale disponible en bout de pince, nous remarquons une grande dispersion en fonction des réalisations. Elle varie très largement de 15 μN pour une pince fondée sur des bimorphes (Chu 1994b) et peut atteindre 5 mN pour une pince à expansion thermique localisée (Du 1999). Les auteurs communiquent peu quant à la dynamique de ces pinces. Chu (1994b) avance un temps d'ouverture et de fermeture de 60 ms \pm 2 ms ; Du (1999) fait état d'un temps d'établissement de 160 ms pour l'ouverture et 100 ms pour la fermeture.

Enfin, la micropince de Suzuki (1996) (tableau 1.5, figure 1.26) mérite qu'on s'y attarde quelques instants. En effet, elle est non seulement actionnée par une bilame thermique mais aussi par une force de Lorentz selon la loi :

$$\delta = k_{\text{bilame}} \cdot \frac{V^2}{R} + k_{\text{lorentz}} \cdot \frac{V}{R} \quad (1.5)$$

5. L'acronyme *LIGA* viens de l'allemand *Lithographie Galvanoformung Abformung*. C'est un procédé de fabrication de moulage microtechnique. L'empreinte du moule est réalisée par une gravure profonde de résine suivi d'un électroformage dans les motifs évidés de la résine.

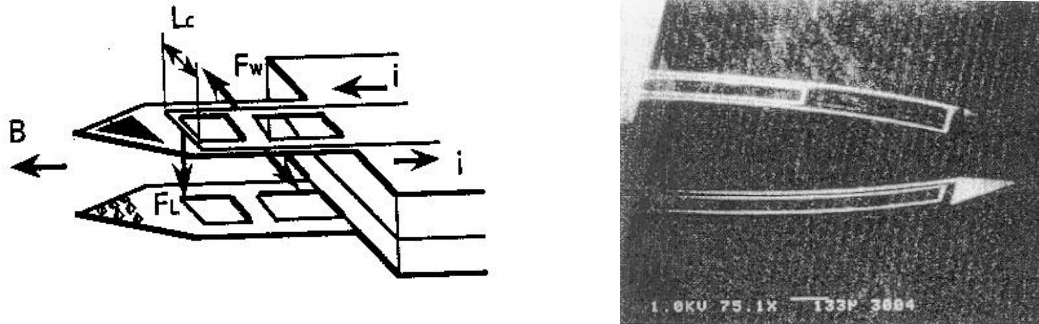


FIG. 1.26 – Suzuki (1996, Nikon Corporation, Tokyo, Japon)

L'idée est intéressante : comme il faut faire passer un courant pour chauffer les bilames, l'auteur utilise ce courant qui, en présence d'un champ magnétique, amplifie la déflexion par une force supplémentaire de Lorentz. Il identifie les constantes $k_{bilame}/R = 114 \mu\text{m}/\text{V}^2$ et $k_{lorentz}/R = 98 \mu\text{m}/\text{V}$ pour un champ magnétique \vec{B} de 0,1 Tesla, colinéaire aux doigts de la pince (à une distance de 10 mm de l'aimant). Ces deux valeurs sont proches et montrent la pertinence de la solution. Il est à noter que la contribution de l'effet thermique sur la déflexion est proportionnelle au carré de la tension, alors que la part de la force de Lorentz est proportionnelle à cette même tension. Ainsi, cette force améliore effectivement les performances du doigt.

1.6 Micropinces actionnées par des matériaux piézoélectriques

La piézoélectricité⁶, est sans conteste l'un des modes d'actionnement les plus prisés dans le cadre de la réalisation de micropinces. La littérature abondante traitant de micropinces actionnées par un principe piézoélectrique en atteste. Ce relatif engouement pour ce mode d'actionnement n'est pas un hasard. En effet, la piézoélectricité offre bon nombre d'avantages : une grande rapidité et une haute résolution font parties de ses principales qualités. En outre, la bonne connaissance du principe physique, la large disponibilité de matériaux piézoélectriques de synthèse ainsi que les progrès de la recherche concernant les techniques d'actionnement (par déformation linéaire, par interaction de contact...) favorisent l'exploitation de ces matériaux dans de nombreux domaines et en particulier la microrobotique. C'est pourquoi, les premières réalisations de micropinces utilisent la piézoélectricité. Très en avance au regard des besoins en micromanipulation, nous pouvons citer par exemple le brevet de Heiserman (1986) qui propose une structure à deux doigts de serrage composés de bilame en polymère piézoélectrique (figure 1.27).

6. La piézoélectricité est plus largement présentée au chapitre 2, section 2.3

TAB. 1.6 – *Prototypes de micropinces actionnées par des matériaux piézoélectriques.*

<i>Références</i>	<i>Fig.</i>	<i>Structure compliant</i>	<i>actionneur</i>	<i>Course</i>	<i>Force</i>	<i>Dimensions</i>
Umetani (1978)	-	bimorphe contre un doigt fixe		qq. 100 ^{aine} mm	1 μ N	NC ^a
Ando (1992)	1.29	cuivre beryllium	stack piézo	77 μ m à 100 V 160 μ m à 300 V	8 mN à 50 V	20 \times 10 \times 2,75 mm ³ b
Seki (1992)	-	bimorphe et org. term. en acier-inox		600 μ m à 50 V	22 mN	35 \times 6 \times 0,3 mm ³
Thornell (1995)	1.30	titane	stack piézo	\simeq 1 mm	20 mN	11 \times 4 \times 0,1 mm ³ b
Chonan (1996)	-	bimorphe multicouche commercial		400 μ m à 30 V (600 μ m max.)	20 mN à 30 V	65 \times 12 \times 1 mm ³ (par doigt)
Salim (1997)	1.36	verre	élongation d'une lame piézo	240 μ m @ 250 V	50 mN à 250 V	5 \times 10 \times 0,3 mm ³
Salim (1998)	1.35	silicium	élongation d'une lame piézo	250 μ m 50 μ m	1 mN 15 mN	5 \times 10 \times 0,3 mm ³
Carrozza (1998)	1.34	nickel	stack piézo	80 μ m à 900V	10mN	17 \times 7,6 \times 0,2 mm ³ b
Goldfarb (1999)	1.32	aluminium	stack piézo	500 μ m	600 mN	36 \times 16,5 \times 5 mm ³ b
Menciassi (1997)	1.37	laiton	stack piézo	70 μ m	NC ^a	10 \times 20 \times 1 mm ³ b
Breguet (1997)	1.38	monolithique en PZT		\pm 18 μ m	\sim 100 mN	30 \times 10 \times 1 mm ³
Du (1999)	1.31	acier inox.	stack piézo	60 μ m à 200 V	NC ^a	60 \times 15 \times 2 mm ³ b
Haddab (2000b)	1.33	bimorphe PZT/Laiton		16 μ m à 100 V	7,6 mN à 100 V	4 \times 1 \times 0,3 mm ³
Gengenbach (2001)	1.28	mécanisme à 4 barres en alliage de titane		1200 μ m	conçue pour 50 mN	40 \times 30 \times 5 mm ³ b

^a Information non communiquée.^b Dimensions de la structure mécanique déformable et amplificatrice (sans l'actionneur).

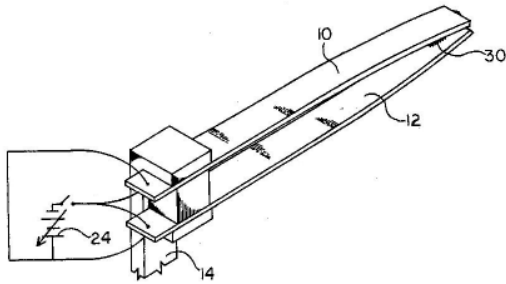


FIG. 1.27 – Heiserman (1986, Microflex Technology Inc., Etats Unis)

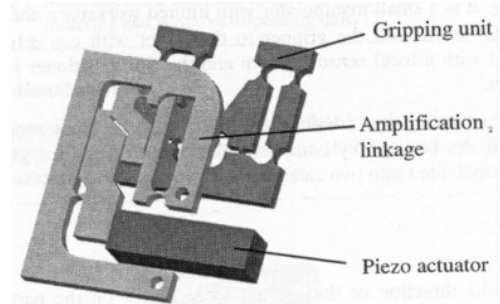


FIG. 1.28 – Gengenbach (2001, Institute of Applied Computer Science, Karlsruhe, Allemagne)

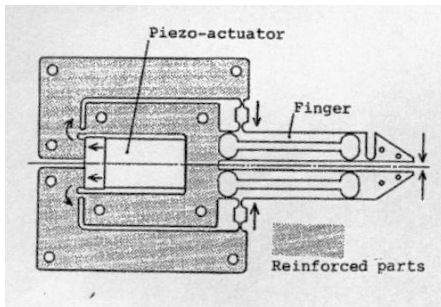


FIG. 1.29 – Ando (1992, Institute for Machinery Technology, Tsukuba, Japon)

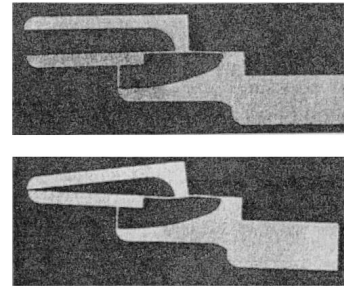


FIG. 1.30 – Thornell (1995, Uppsala University, Suède)

Afin de simplifier la lecture du tableau 1.6 qui regroupent les principaux prototypes existants, nous proposons de les classer selon trois catégories :

- *Les pinces à structure compliant déformées par un actionneur piézoélectrique*

La majorité de ces réalisations sont des pinces “discrètes”. Les pinces de Gengenbach (2001, figure 1.28) ou Ando (1992, figure 1.29) sont deux exemples qui illustrent bien le principe de fonctionnement. Elles sont composées d’un actionneur piézoélectrique et d’une structure déformable pour amplifier le mouvement des doigts de la pince. Un actionneur piézoélectrique soumis à un champ électrique est le siège d’une faible déformation de ses dimensions mais peut générer des forces importantes. A titre d’exemple, un “empilement piézoélectrique”⁷ de petite taille (de l’ordre du centimètre cube) et travaillant en compression génère typiquement un déplacement de quelques micromètres à plusieurs dizaines de micromètres et des forces d’au moins quelques dizaines Newtons.

7. Actionneur composé de fines couches de matériau piézoélectrique, lesquelles sont positionnées en série et alimentées en parallèle afin d’obtenir la somme des déplacements élémentaires de chaque couche (voir au chapitre 2 section 2.5. Ils sont aussi communément appelé “stack piézoélectrique”).

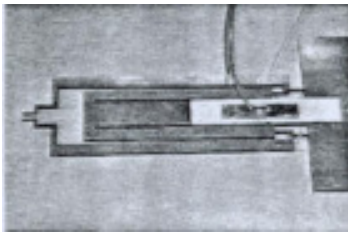


FIG. 1.31 – Du (1999, Nanyang Technological University, Singapore)

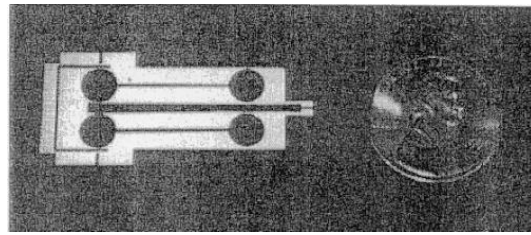


FIG. 1.32 – Goldfarb (1999, Vanderbilt University, Nashville, Etats Unis)

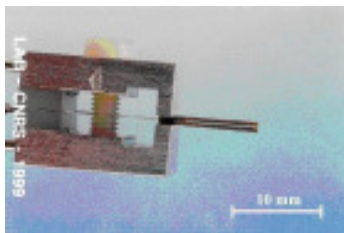


FIG. 1.33 – Haddab (2000b, LAB, Besançon, France)

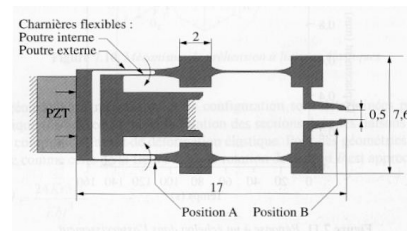


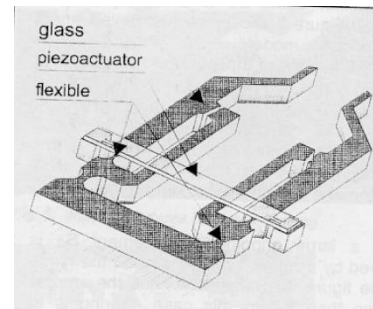
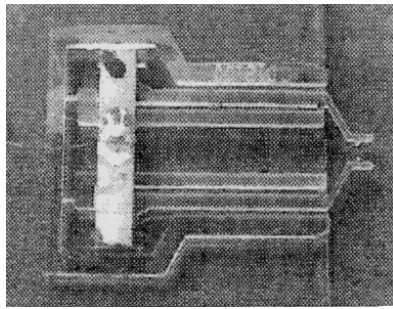
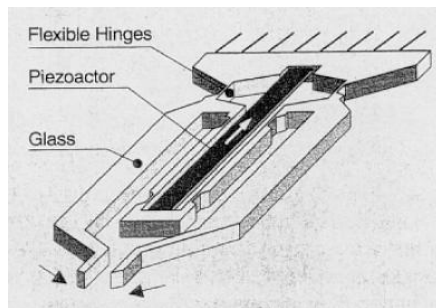
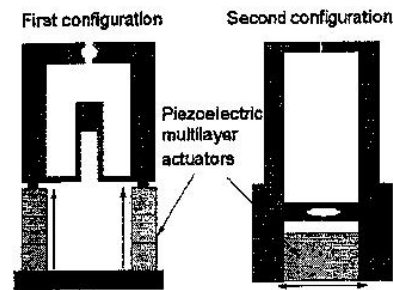
FIG. 1.34 – Carrozza (1998, MiTech Lab, Pise, Italie)

La plupart des auteurs utilisent ces empilements piézoélectriques commerciaux (Ando 1992, Thornell 1995, Salim 1997, Goldfarb 1999, Menciacsi 1997, Gengenbach 2001). Salim (1998) et Du (1999) exploitent un mode d'élongation transversale⁸ d'une lame piézoélectrique. Ces déformations sont alors amplifiées, typiquement par un coefficient d'amplification entre 20 et 50, afin d'obtenir des déplacements significatifs en bout des organes terminaux de quelques dizaines de micromètres à plusieurs centaines de micromètres selon les prototypes. La micropinçe de Du (1999) offre une course de $60\ \mu\text{m}$ alors que les prototypes de Thornell (1995) et Gengenbach (2001) atteignent, voire dépassent, le millimètre d'excursion.

Alors que les déformations sont amplifiées, les forces de serrage en bout des organes terminaux de la pince sont en revanche amoindries d'autant par rapport à la force générée par l'actionneur. La gamme de force pour ce type de pinces varie de 8 mN (Ando 1992) à 600 mN (Goldfarb 1999), ce qui reste a priori suffisant pour manipuler des objets submillimétriques.

Les systèmes d'amplification sont souvent réalisés dans des matériaux métalliques (titane, acier, aluminium, cuivre, laiton, etc.) mais peuvent aussi être en verre (Salim 1997) ou en silicium (Salim 1998). Ces structures donnent parfois lieu à quelques originalités : ce dernier auteur présente une structure compliant à gain variable en appuyant chacun des doigts sur une butée, actionnant un joint flexible plus rigide (figure 1.35). Plus classique mais qui mérite d'être signalée, la pince de Gengenbach (2001, figure 1.28) utilise une structure compliant équipée d'un

8. Configuration qui consiste à utiliser les déformations dans le plan d'une plaque alors que le champ électrique est appliqué dans l'épaisseur de ce matériau, selon l'axe de polarisation.

FIG. 1.35 – *Salim (1998, Technical University of Ilmenau, Allemagne)*FIG. 1.36 – *Salim (1997, Technical University of Ilmenau, Allemagne)*FIG. 1.37 – *Menciassi (1997, MiTech Lab, Pise, Italie)*

mécanisme à quatre barres qui permet une ouverture-fermeture des doigts parallèles entre eux.

Les techniques de réalisation sont aussi variées que les matériaux utilisés : les structures sont soit découpées dans des plaques par des techniques conventionnelles, usinage laser et électro-érosion essentiellement, soit produites par électroformage (Carrozza 1998) ; le verre est quand à lui photostructuré⁹ tandis que le silicium est usiné par des techniques de gravure désormais classiques en microtechnologie.

- les pinces de type bimorphe piézoélectrique (*Umetani 1978, Seki 1992, Chonan 1996, Haddab 2000b*)

Elles font parties de la catégorie des pinces partiellement monolithiques puisque, par nature, elles jouent à la fois le rôle d'actionneur et de structure amplificatrice, seuls les organes terminaux sont reportés en bout des poutres bimorphes. Leur principe de fonctionnement est fondé sur la déformation d'une bilame piézoélectrique, à savoir : deux lames, sous la forme d'une poutre élancée, mécaniquement

9. Le Foturan[®] est un exemple de produit commercial qui permet la réalisation de pièces millimétriques à submillimétrique en verre avec un haut niveau de détail et un facteur de forme important (Dietrich 2002).

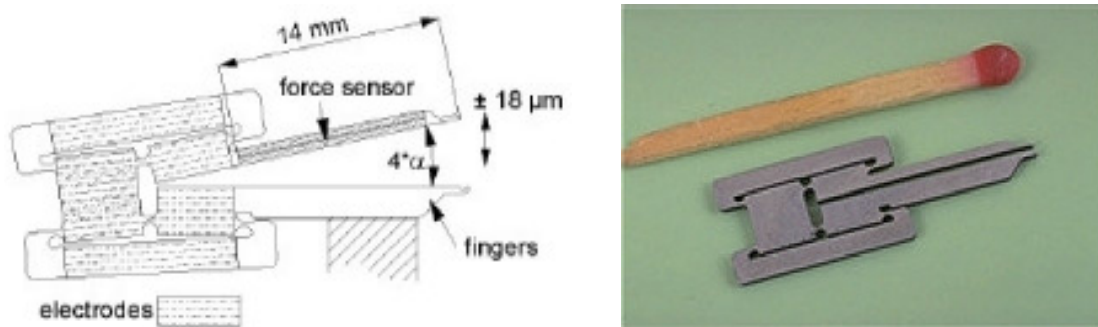


FIG. 1.38 – Breguet (1997, EPFL, Lausanne, Suisse)

solidaires l'une de l'autre, sont sollicitées par des champs électriques de telle sorte qu'une lame se contracte alors que l'autre s'étend provoquant ainsi une flexion de la poutre.

Pour la réalisation de ces pinces, Seki (1992) et Chonan (1996) utilisent par exemple des bilames piézoélectriques commerciales sur lesquelles ils rajoutent des organes terminaux en acier-inox. La pince de Haddab (2000b) est équipée de deux bilames PZT/laiton dont l'extrémité des poutres jouent le rôle d'organes terminaux.

En ce qui concerne les performances, les pinces de Seki (1992) et Chonan (1996) atteignent respectivement $400\ \mu\text{m}$ pour une tension de commande de seulement $30\ \text{V}$ et $600\ \mu\text{m}$ à $50\ \text{V}$. Enfin, ces pinces présentent une faible rigidité mais peuvent générer tout de même une force d'une vingtaine de milli-newtons.

– *les micropinces monolithiques à déformations localisées*

Dans cette catégorie nous pouvons citer la réalisation originale de Breguet (1997, figure 1.38), la seule à être totalement monolithique parmi les micropinces piézoélectriques. En effet, elle intègre les fonctions d'actionnement, d'amplification et d'organes terminaux, le tout réalisé dans une plaquette de céramique piézoélectrique massive (typiquement de $0,5$ à $1\ \text{mm}$ d'épaisseur).

Son principe de fonctionnement est le suivant : des électrodes réparties sur chacune des faces de la céramique sont alimentées dans le but d'allonger et de contracter localement une structure rendue flexible par le biais de charnières élastiques. La structure est étudiée pour obtenir une amplification substantielle du mouvement des doigts de la pince.

Pour réaliser de telles structures, les étapes de fabrication commencent par le façonnage des électrodes. Les techniques les plus courantes sont l'ablation laser ou encore la gravure chimique. Ensuite, une étape de détournage par usinage laser permet d'obtenir la forme désirée de la pince. Cette approche est très intéressante puisque cette réalisation très compacte est issue d'un matériau massif en quelques étapes technologiques et ne nécessite aucun assemblage de pièces mécaniques supplémentaires (excepté la connectique et la mise en boîtier).



FIG. 1.39 – Micropince “Omega Gripper” de la société Kleindiek Nanotechnik (Allemagne)

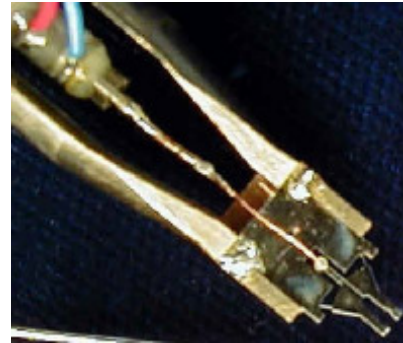


FIG. 1.40 – Micropince “NMG-S Planar Gripper” de la société Klocke Nanotechnik (Allemagne)



FIG. 1.41 – Micropince “S-805-00” de la société PiezoSystem Jena (Allemagne)

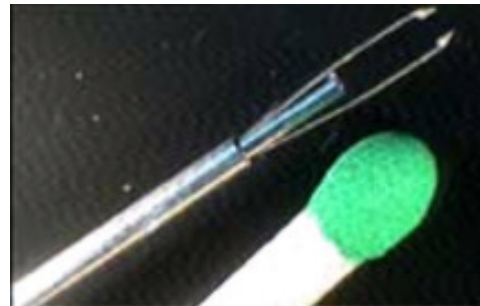


FIG. 1.42 – Micropince de la société Bartels Microtechnik (Allemagne)

Concernant ses caractéristiques, sa structure assez rigide permet d’obtenir des forces de l’ordre de la centaine de milli-Newton et l’excursion maximale des doigts de pince est de $36\ \mu\text{m}$ pour le modèle présenté.

1.7 Micropinces commercialisées

Alors que nous avons recensé de nombreuses réalisations de micropinces issues de laboratoires de recherche, force est de constater qu’il existe une offre commerciale peu abondante. Vraisemblablement non exhaustif, le tableau 1.7 regroupe les micropinces que nous avons trouvées sur le marché.

Parmi les principes physiques utilisés, la piézoélectricité remporte de nouveau les suffrages avec quatre exemplaires sur huit présentés :

TAB. 1.7 – *Caractéristiques de quelques micropinces commerciales*

<i>Entreprises (pays)/ Références</i>	<i>Fig.</i>	<i>Principe d'actionnement</i>	<i>Course</i>	<i>Force</i>	<i>Dimensions</i>	Prix HT (juillet 2003)
Kleindiek Nanotechnik (D) "Omega Gripper"	1.39	piézoélectrique	2 mm ^g	200 mN	40 mm × 8 mm	4770 € ^f
Klocke Nanotechnik (D) "NMG-S Planar Gripper"	1.40	piézoélectrique	700 μm	20 mN	45 mm × 10 mm	4291 € ^c 1793 € ^d
PiezoSystem Jena (D) "S-805-00"	1.41	piézoélectrique	275 μm	NC ^a	54,5 × 38 × 7 mm ³	NC
Preiser Scientific (USA) "MG-1000"	1.43	piézoélectrique brevet US 4 610 475 de Heiserman (1986) et US 4 666 198 de Heiserman (1987)	NC	NC	50 × 22 × 22 mm ³	1295 \$ ^c 895 \$ ^d 120 \$ ^e
Preiser Scientific (USA) "MG-2"	1.43	moteur à courant continu	635 μm	556 mN	190 mm de long	4900 € ^b 1100 € ^d 100 € ^e
Bartels Mikrotechnik (D)	1.42	micromoteur synchrone	500 μm	jusqu'à 150 mN ^h	31 mm × 2,4 mm	NC
MEMS PI (D)	1.44	expansion thermique d'une structure compliant en silicium	35 μm à 75 mW	NC	NC	500 \$ ^c
Zyvex (USA) "Bent Beam Gripper"	1.45	expansion thermique d'une structure compliant en silicium	50 μm	0,55 mN	NC	495 \$ ^{c, i}

^a Information non communiquée

^b Prix de vente d'une micropince seule (sans organes terminaux)

^c Prix de vente d'une micropince équipée d'organes terminaux

^d Prix de vente du contrôleur de commande

^e Prix de vente d'un organe terminal

^f Prix de vente comprenant une pince complète et son électronique de commande

^g Course standard qui peut être étendue à 4 mm

^h Force de serrage sur un objet de 500 μm

ⁱ Prix pour 1 à 5 unités; 295 \$ pour plus de 11 unités

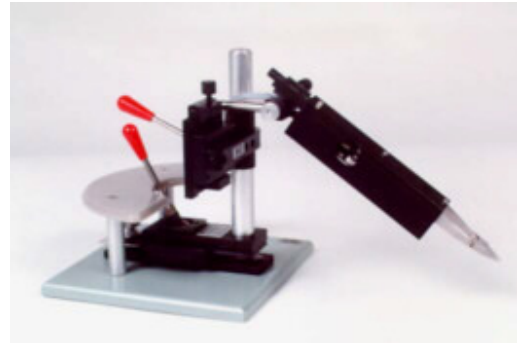
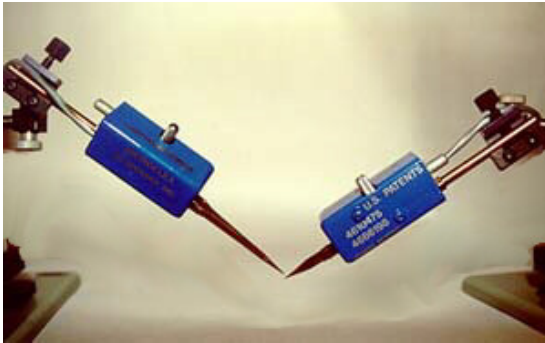


FIG. 1.43 – Micropincettes “MG-1000” (à gauche) et “MG-2” (à droite) de la société Preiser Scientific (Etats Unis)



FIG. 1.44 – Micropincette “Micro Tweezers” de la société MEMS Precision Instrument (Etats Unis)

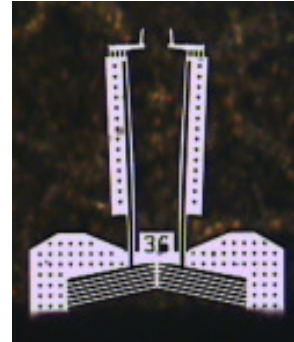


FIG. 1.45 – Micropincette “Bent Beam Gripper” de la société Zyvex (Etats Unis)

- PiezoSystem Jena propose une structure compliant actionnée par un empilement piézoélectrique (figure 1.41);
- le principe de fonctionnement des pinces vendues par Kleindiek Nanotechnik (figure 1.39) et Klocke Nanotechnik (figure 1.40) repose sur un mode d’actionnement par interaction de contact pour les mouvements grossiers et sur un mode de déformation linéaire pour les mouvements fins. Une différence dans la mise en œuvre de ces principes existe entre les deux réalisations : le premier constructeur intègre dans ses applications des moteurs rotatifs et le second des moteurs linéaires ;
- enfin, la pince MG-1000 (figure 1.43, image de gauche) proposée par Preiser Scientific repose sur l’exploitation du brevet américain n° *US 4 610 475* de Heiserman (1986) qui décrit une pince composée de deux bilames en polymère piézoélectrique.

Les pinces de la société MEMS Precision Instrument utilisent l’expansion thermique pour actionner une structure compliant réalisée en polysilicium ou en silicium cristallin.

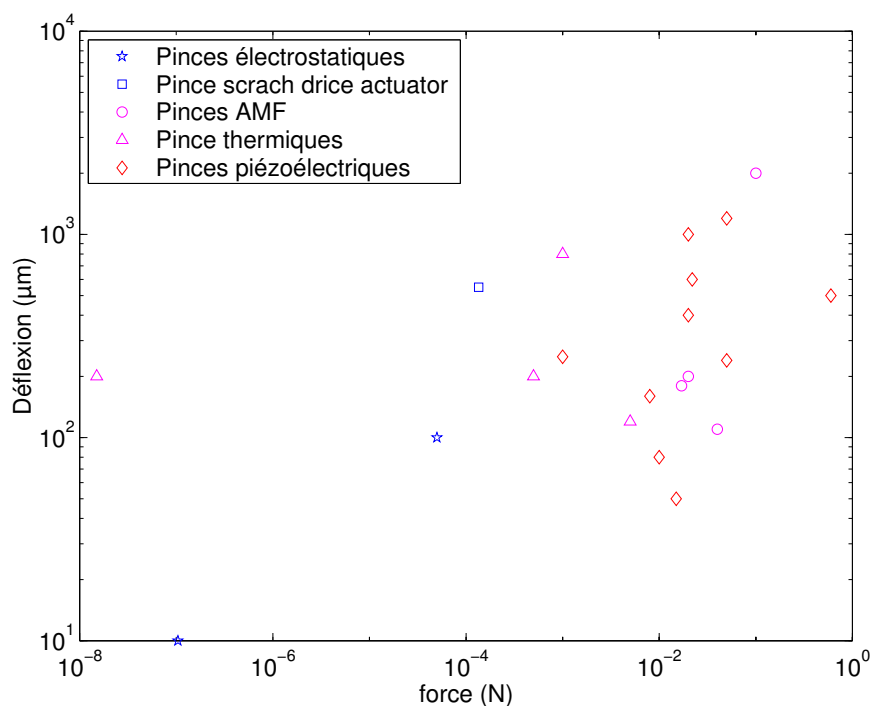


FIG. 1.46 – *Comparaison des performances de micropincers - $Course_{max} = g(force_{max})$ par catégorie de pincers*

Ces micropincers, très compactes (et d'une géométrie très esthétique ! figure 1.44), offrent une course de $35 \mu\text{m}$ et disposent d'une large palette d'organes terminaux en silicium également.

Enfin, nous terminons par deux pincers plus classiques dans le sens où elles utilisent des moteurs électromagnétiques rotatifs. Ces deux produits se différencient par l'utilisation d'un moteur à courant continu (et d'un codeur) pour la pince MG-2 de chez Preiser Scientific alors que Bartel intègre un micromoteur synchrone. Dans les deux cas, le mouvement de rotation est a priori converti en un mouvement linéaire pour déformer la structure flexible des organes terminaux.

1.8 Conclusion

En conclusion, comparons un instant les performances des micropincers à deux doigts de serrage présentées dans ce chapitre. La figure 1.46 situe sur un graphique toutes les pincers pour lesquelles nous disposons des informations de courses et de forces maximales. À l'exception de deux modèles de pince, nous constatons que l'essentielle de l'offre se situe pour des gammes de courses maximales de l'ordre de $50 \mu\text{m}$ à environ 2 mm et des amplitudes maximales de forces comprises entre $0,1 \text{ mN}$ à 600 mN .

Aussi, il est inutile de notre point de vue d’opposer une catégorie de pinces à une autre. Chaque structure, chaque principe d’actionnement présentent des avantages dans une configuration donnée.

Cependant, nous constatons que la plupart des micropinces présentées dans ce chapitre n’offrent qu’un seul degré de liberté, à savoir l’ouverture/fermeture des doigts ou, dans le meilleur des cas, deux degrés de liberté lorsque les deux doigts peuvent être commandés indépendamment. Ce type de pinces autorise la prise, le maintien et le lâcher d’un objet. Le déplacement de ce dernier dans l’espace de travail est habituellement assuré par les degrés de liberté du “robot porteur”. Il nous semble alors intéressant d’étendre les fonctionnalités de base d’une micropinçe (prise, maintien et lâcher d’un objet) vers de nouvelles fonctionnalités intégrées dans celle-ci comme par exemple l’orientation d’un objet entre les mors de la pince. Nous proposons de développer les caractéristiques d’une telle micropinçe dans le chapitre suivant.

★ ★ ★

Chapitre 2

Choix d'un actionneur adapté à notre micropince

2.1 Introduction

De nos jours, divers fabricants proposent des systèmes de micropositionnement disposant de bonnes caractéristiques (notamment une résolution submicrométrique). En revanche, comme nous l'avons souligné dans le chapitre précédent, peu de micropinces sont disponibles sur le marché.

Nous avons recensé déjà un grand nombre de prototypes issus de laboratoires mais nous constatons toujours un fort engouement de la communauté scientifique pour le domaine des micropinces. Un engouement justifié car le domaine de la micropréhension est loin d'être tari et les besoins sont grandissants. En effet, la micromanipulation, c'est à dire la manipulation d'objets de dimensions variant de $1\mu\text{m}$ à 1mm , et le micro-assemblage concernent de nombreux secteurs. Parmi ces domaines, nous pouvons citer :

- *l'assemblage* de pièces micromécaniques rigides comme par exemple des micro-roues dentées, des microlentilles optiques, des micro-composants pour la réalisation de circuits hybrides, etc...
- *la manipulation d'échantillons* dans le but de les tester ou les caractériser. En effet, des pièces de très petite taille réalisées par des procédés microtechniques (pour l'industrie horlogère notamment) ne présentent pas forcément les mêmes caractéristiques que leurs homologues obtenues par des procédés plus traditionnels sous une forme massive. Lors de la fabrication de pièces microtechniques, il est alors nécessaire de réaliser des essais sur le même substrat (par exemple des tests de nanoscratching¹ ou de nano-indentation²) afin de caractériser le matériau ainsi élaboré ;

1. Le nanoscratching est une méthode de caractérisation des paramètres d'un matériau qui consiste à analyser des rayures réalisées en surface de la matière au moyen d'un nanolevier.

2. La nano-indentation est une méthode de caractérisation analogue à la précédente à la différence que c'est un "poinçon" qui marque le matériau avec une force contrôlée.

- *la manipulation d'éléments biologiques* pour la médecine ou les biotechnologies, qui s'effectue souvent en milieu liquide et qui ne favorise pas la préhension, le micro-objet à manipuler ayant tendance à s'échapper dès que le micromanipulateur s'en approche ;
- enfin, *la chirurgie* pour laquelle certaines interventions requièrent une précision que le bras humain ne peut atteindre. C'est le cas par exemple de la chirurgie ophtalmique et de la neurochirurgie. Par ailleurs, la chirurgie devient de moins en moins invasive, le praticien a besoin d'intervenir dans des endroits inaccessibles. Si ce confinement se cumule à des besoins tels que la précision dans le geste, voire de mouvements chirurgicaux infaisables avec la mobilité d'une main d'un homme, alors des outils spécifiques téléopérés sont dans ce cas nécessaires.

Un des points communs entre ces exemples d'application est sans nul doute la nécessité de contrôler les forces de serrage. En effet, il n'est pas concevable que les outils de préhension détériorent les pièces destinées à un assemblage ; ou encore, il n'est pas imaginable de déformer un échantillon micrométrique, donc fragile, avant d'être caractérisé. Pis encore, il n'est pas envisageable d'endommager une cellule vivante lors de sa manipulation. Enfin, plus généralement, le téléopérateur a besoin des informations de force pour ressentir les efforts appliqués.

2.1.1 Fonctionnalités d'un micropréhenseur

Un micropréhenseur regroupe un ensemble de fonctionnalités plus ou moins complexes, que l'on peut résumer par le schéma de la figure 2.1. Cette représentation est l'un des résultats d'un consortium allemand composé d'utilisateurs, de fabricants et d'institutions de recherche issus du projet "Gripper Construction Kit" (Gengenbach 2001). Sur ce modèle, nous pouvons distinguer quatre blocs fonctionnels :

- *Les modules fonctionnels*, lesquels regroupent les actionneurs, les organes terminaux et les modules du type éjection ou aide à la dépose d'objets, etc... Les actionneurs génèrent les forces et assurent les mouvements de la micropince tandis que les organes terminaux, c'est à dire les pièces disposées en bout de la pince, sont étudiées pour venir en contact avec les objets à manipuler ;
- *Les capteurs* : ils sont utiles à la mesure des interactions entre la micropince et les pièces à manipuler ainsi qu'entre la micropince et son environnement. Parmi les mesurandes possibles, nous pouvons citer la mesure de force qui permet de connaître, de ressentir ou de limiter la force exercée sur l'objet manipulé. Les mesures de position extéroceptives (caméra) et proprioceptives (microcapteurs intégrés) peuvent quant à elles être utilisées pour mesurer la position des pièces à saisir ou encore la position relative de la pince par rapport à un référentiel. Enfin, la détection de présence est une information importante pour être certain que l'objet soit réellement pris ;
- *Le traitement du signal* : selon les capteurs et actionneurs embarqués, plusieurs composants peuvent être intégrés dans la micropince. En particulier, l'électronique

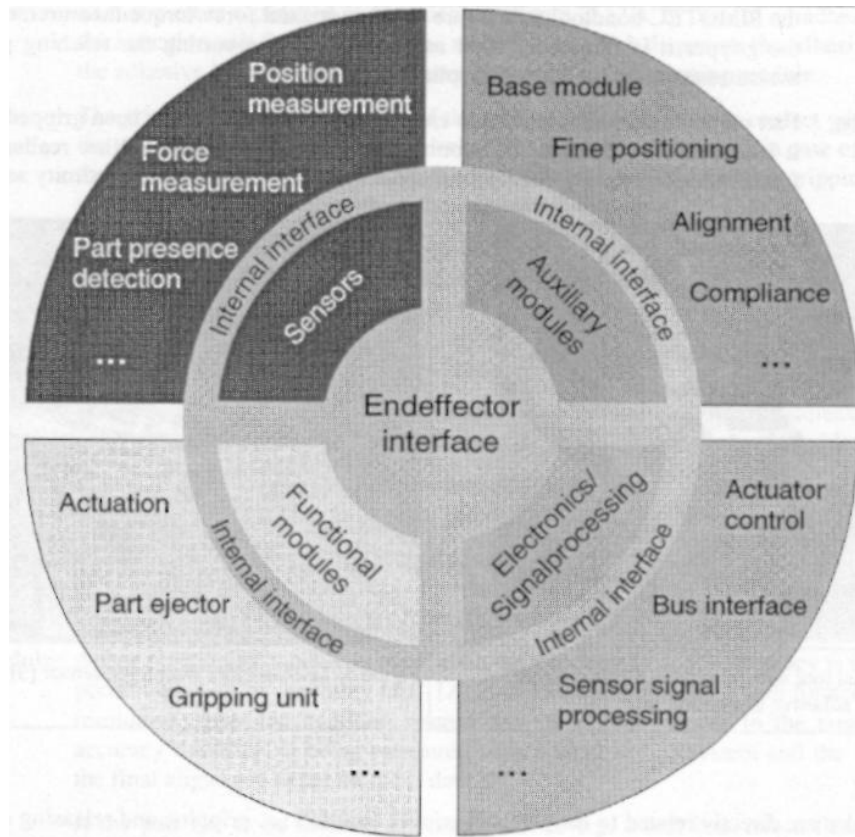


FIG. 2.1 – Schéma des fonctionnalités d'un micropréhenseur selon Gengenbach (2001)

de conditionnement, de conversion et de traitement des informations provenant des capteurs, l'électronique de commande des actionneurs (par exemple, les amplificateurs hautes tensions pour les actionneurs piézoélectriques) mais aussi l'électronique de communication (bus d'interface) afin de limiter le nombre de liaisons électriques par câble et éviter les problèmes de transmission d'un signal analogique ;

- *Les modules auxiliaires* : ce sont tous les modules qui ne sont pas directement liés à la fonction de préhension mais plutôt à des fins d'ajustement de la micropince par rapport à son système de maintien ou à la cible. Par exemple, un module d'alignement peut être mis en œuvre pour ajuster l'alignement et l'orientation par rapport au système de coordonnées de l'espace de travail. Un module de positionnement fin peut être utile lorsque la précision du robot porteur n'est pas suffisante. Un tel module peut correspondre à un petit manipulateur offrant une faible course et une résolution élevée. Un module de compliance (active ou passive) peut avoir tout son sens lors des phases d'insertion. Dans le cas d'une compliance active, le système mesure la force de contact du robot sur son environnement et opère

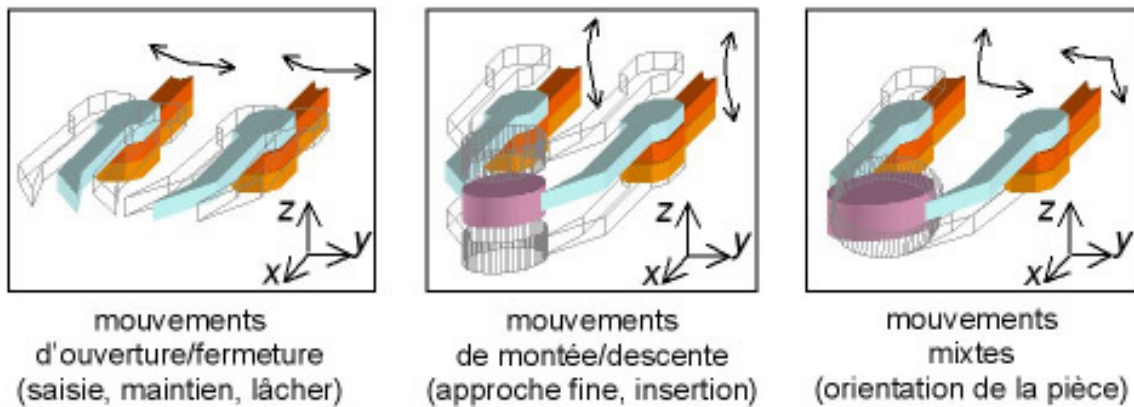


FIG. 2.2 – *Mobilités envisagées des doigts d'une micropince*

un mouvement dans le sens opposé. Ces mouvements peuvent parfaitement être exécutés par le module de positionnement fin évoqué dans les lignes précédentes. Une compliance passive utilise une déformation élastique pour réduire la force de contact en modifiant la position de la pince sans actionnement externe.

A ce stade de l'étude, il serait illusoire d'imaginer un micropréhenseur disposant de toutes les fonctionnalités présentées ci-avant. Dans la suite de ce travail, nous allons plutôt porter nos efforts sur le "module fonctionnel" d'une micropince à deux doigts de serrage, en particulier les actionneurs qui la composent, la structure de ces derniers et les organes terminaux utiles à la réalisation de tâches de micromanipulation.

2.1.2 Caractéristiques envisagées de notre micropince

Loin d'être un cahier des charges rigoureux, les caractéristiques énumérées dans cette section donnent un cadre qualitatif et quantitatif aux objectifs que nous aimerions atteindre. Ainsi, nous listons et chiffrons, dans la mesure du possible, les contraintes et les choix suivants :

- *les degrés de liberté* : les réalisations existantes offrent souvent un seul et unique degré de liberté, à savoir l'ouverture/fermeture simultanée des deux doigts de serrage (figure 2.2, dessin de gauche). Sur d'autres modèles, l'ouverture/fermeture de chacun des doigts peut être commandée indépendamment. Cette configuration est intéressante car elle permet de corriger localement un défaut de centrage de la pince par rapport à l'objet. Nous pouvons imaginer le scénario suivant : lorsqu'un premier doigt est en contact avec l'objet, il s'arrête ; le second doigt quant à lui continue son mouvement jusqu'à la saisie complète de l'objet. Aucune contrainte indésirable n'est alors soumise à l'objet ou aux doigts. Nous retenons pour notre étude le principe d'une telle micropince.

Aussi, nous pensons aller encore plus loin dans les mobilités des doigts d'une pince. Il nous semble en effet intéressant de disposer également de mouvements indépendants de montée/descente des doigts. Utilisés conjointement, cela permettrait

par exemple à la pince de réaliser une opération d'insertion (figure 2.2, dessin au centre). Commandés de manière antagoniste, il serait alors possible d'orienter un objet entre les mors de la pince (figure 2.2, dessin de droite) et, accessoirement, d'ajuster également un éventuel défaut d'alignement des doigts ;

- *les courses* : la manipulation des objets de dimensions supérieures au millimètre s'accommodent parfaitement des techniques déjà disponibles. Le cas des objets de dimensions inférieures à la dizaine de micromètres relève davantage des technologies dérivées de la microscopie à champ proche. Notre champ d'investigation concerne donc la manipulation d'objets de dimensions comprises entre la dizaine de micromètres et le millimètre.

Les courses d'ouverture et de fermeture ainsi que de montée et de descente doivent par conséquent atteindre plusieurs centaines de micromètres ;

- *les forces* : à ce stade de l'étude, elles sont difficiles à chiffrer tant les limites et les plages utiles sont différentes d'une application à une autre. Pour ne citer qu'un exemple, en médecine ou en biologie, certaines cellules vivantes ne supportent pas des forces supérieures à quelques dizaines de nano-Newton (Suzuki 1996, l'auteur chiffre la déformation d'un oeuf de poisson de $100\ \mu\text{m}$ à 80% de sa taille initiale avec une force de 30 nN).

Nous pouvons cependant estimer la force maximale nécessaire à la micromanipulation d'objets rigides de taille submillimétrique. Pour cela, considérons le cas extrême qui, dans le cadre de notre étude, correspond à un objet de 1mm de côté et de forte densité³, de l'ordre de 20 par exemple. Avec une hypothèse basse d'un coefficient de frottement de 0,1 entre les mors de la pince et l'objet, nous aboutissons à une force de serrage de 2 mN environ pour assurer le maintien statique de cet objet soumis à la gravité.

Ce chiffre est intéressant puisqu'il laisse sous-entendre qu'il n'est pas nécessaire de disposer d'une force de serrage importante pour des pinces destinées à des tâches lentes de micromanipulation unitaire. Cette force doit être cependant considérée comme un ordre de grandeur. Des opérations comme par exemple la prise-dépose rapide de microcomposants nécessitent en revanche des forces plus importantes : en effet, les robots industriels affichent de nos jours des accélérations pouvant atteindre $10\ \text{g}^4$ conduisant, pour notre cube de 1 mm de côté, à des forces de serrage nécessaires de près de 20 mN. Enfin, des tâches de microassemblage peuvent requérir des forces plus importantes encore.

Ainsi, nous retenons une force de serrage de plusieurs dizaines de milli-Newton pour notre micropince.

- *la résolution* : l'objectif de manipuler des objets de quelques dizaines de micromètres pour les plus petits d'entre eux nous conduit à une résolution de positionnement submicronique ;

3. A titre d'exemple, la densité de l'acier est de 8 environ ; celle de l'or est de 19,32 et enfin, elle peut atteindre 22,5 pour l'iridium.

4. Caractéristique du robot IRB340 de la société ABB (www.abb.com/robotics).

TAB. 2.1 – *Comparaison de plusieurs principes d'actionnement d'après Kornbluh (1998) (sauf AMF)*

type d'actionneur	déformation (%)	densité d'énergie ($\text{J} \cdot \text{cm}^{-3}$)	rendement (%)	vitesse
thermique (<i>aluminium</i>)	1	0,4	<10	lente
AMF ^a (<i>nickel-titane</i>)	6 à 8	>10	<1	lente
piézoélectrique (<i>céramique PZT</i>)	0,2	0,1	>90	rapide
magnétostriction (<i>terfenol-D</i>)	0,2	0,025	60	rapide
électrostriction (<i>silicone</i>)	32	0,034	90	rapide
électrostatique	50	0,0015	>90	rapide
électromagnétique	50	0,025	>90	rapide
muscle naturel	>40	0,07	>35	moyenne

^a d'après Benzaoui (1998)

- *La bande passante* : des progrès sensibles ont été réalisés dans le monde des robots. L'avènement de robots très rapides, fondés sur des structures parallèles (Delta par exemple), permettent des cadences élevées, 150 coups/min (Caractéristique du robot IRB340 de la société *ABB*), que les systèmes de préhension peinent à suivre. Une bande passante de plusieurs centaines de Hertz nous semble nécessaire ;
- *les dimensions* : ce critère n'est pas forcément une fin en soi. Nous nous efforcerons tout de même d'aboutir à une solution la plus compacte possible ;
- *les matériaux* : l'environnement dans lequel les outils de micromanipulation sont utilisés est un critère important à prendre en considération (Zhou 2001). Il s'agit notamment d'environnements tels qu'une "salle blanche" ou de milieux plus confinés comme une chambre à vide d'un microscope électronique à balayage. Des précautions doivent alors être prises : par exemple, les matériaux utilisés ne doivent pas (ou peu) dégazer pour une utilisation dans une chambre à vide et ne doivent d'une manière générale émettre aucune particule solide.

Nous présentons désormais le cheminement qui nous a permis de choisir les actionneurs. Après un rappel des principes physiques du mode d'actionnement retenu, nous passons en revue les actionneurs existants pour finalement définir la structure mécanique la plus appropriée à nos besoins.

2.2 Quel principe d'actionnement ?

Pour nous aider dans ce choix, le tableau 2.1 donne une comparaison succincte de différents principes d'actionnement. Des informations complémentaires pourront être obtenues dans les articles de Kornbluh (1998) et de Benzaoui (1998).

Comme nous l'avons déjà mentionné, les domaines d'applications des micropinces sont variés et s'étendent des manipulations unitaires de laboratoire à l'assemblage industriel automatisé. Aussi, nous privilégions des principes d'actionnement réputés pour leur rapidité. Par conséquent, nous écartons d'emblée les actionneurs thermiques (dilatation de matériaux, alliage à mémoire de forme).

Parmi les principes restants, nous ne retenons pas les actionneurs électromagnétiques et magnétostrictifs. En effet, ces deux principes nécessitent de générer des champs magnétiques par le biais de bobines, lesquelles ne disposent pas d'un rapport d'échelle favorable à des réalisations de très petites tailles (Minotti 1998). En outre, l'utilisation d'un principe magnétique exclurait l'exploitation d'un tel outil de micromanipulation dans un microscope électronique à balayage dans lequel le champ magnétique perturberait le faisceau d'électrons.

A l'inverse, l'actionnement électrostatique se prête parfaitement aux petites dimensions mais offre une faible densité d'énergie mécanique.

A ce stade, notre choix se réduit à deux principes électro-actifs : la piézoélectricité et l'électrostriction. Notre choix se tourne vers un principe d'actionnement piézoélec-

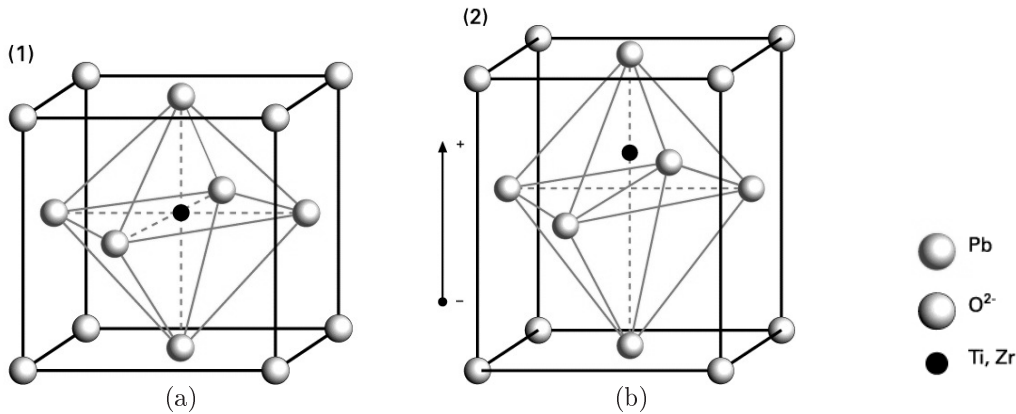


FIG. 2.3 – Structure perovskite d'une céramique piézoélectrique.

trique, qui est, non seulement rapide, mais dispose aussi d'une densité d'énergie mécanique appréciable (ce mode d'actionnement se classe sur ce plan juste après les principes thermiques) et supérieure aux actionneurs électrostrictifs. De plus, les matériaux piézoélectriques sont largement disponibles sur le marché et ont acquis une grande maturité industrielle. Enfin, le principe physique à l'origine de la piézoélectricité, la déformation des mailles cristallines (pour plus de détails, voir la section suivante), offre une résolution quasi infinie.

2.3 La piézoélectricité

2.3.1 Bref historique de la piézoélectricité

Le préfixe «*piézo*» vient du grec et signifie «*serrer*» ou «*presser*». Mais, selon une étude sur l'histoire de la piézoélectricité réalisée par Ballato (1996), c'est Coulomb (1815) qui le premier démontre que l'électricité peut être produite par l'application d'une pression. Lorsque cette dernière est remplacée par une traction, la polarisation change de sens. La première observation qualitative de ce phénomène est attribuée à Haüy (1817). L'étude systématique est entreprise par les frères Pierre et Jacques Curie (1880) à qui l'on attribue la découverte de la piézoélectricité, à savoir que certains cristaux se polarisent sous l'action d'une contrainte mécanique qui les déforme. Il s'agit dans ce cas de l'effet *piézoélectrique direct*. Ce n'est qu'en 1881 que Hankel propose le terme «*piézoélectricité*» qui sera accepté par la communauté scientifique pour décrire ce phénomène. Également en 1881, Lippmann suggère l'effet *piézoélectrique inverse*, à savoir qu'un cristal piézoélectrique soumis à un champ électrique doit subir une déformation. Les frères Curie ne tardent pas à vérifier ces prédictions et montrent que les coefficients piézoélectriques du quartz ont les mêmes valeurs pour l'effet inverse que pour l'effet direct. En 1893, Kelvin énonce une théorie phénoménologique de la piézoélectricité fondée sur les principes de thermodynamique. La formulation mathématique est développée par Duhem et Pockels, puis complétée par Voigt (1894) qui propose une formulation dans laquelle les équations de comportement des cristaux piézoélectriques sont décrites par des tenseurs.

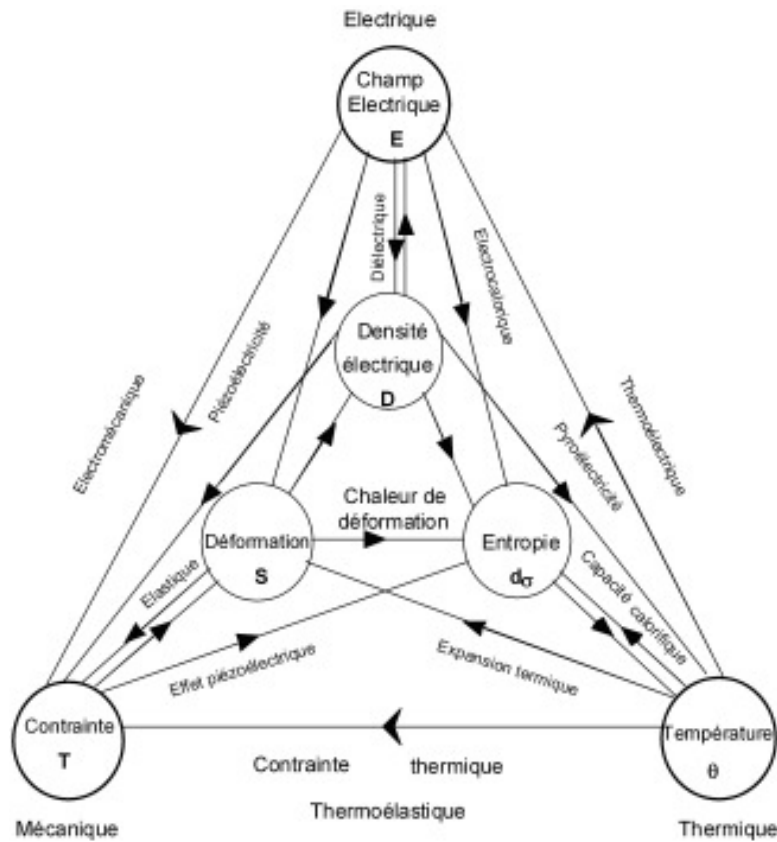


FIG. 2.4 – *Interdépendance entre les phénomènes mécaniques, électriques et thermiques (Ikeda 1990)*

2.3.2 Phénomène physique de la piézoélectricité

La piézoélectricité est liée à la *structure cristalline* du matériau : elle ne peut apparaître que dans un cristal ne présentant pas de centre de symétrie. Dans un tel cristal, une contrainte de compression ou de cisaillement dissocie les barycentres des charges positives et négatives et fait apparaître un moment dipolaire par unité de volume, c'est à dire une *polarisation*.

Sur 32 classes cristallines, 20 classes sont piézoélectriques parmi lesquelles 10 possèdent une polarisation spontanée en l'absence de champ électrique externe, dont l'amplitude peut varier en fonction de la température : c'est l'effet *pyroélectrique*. Enfin, à l'intérieur de ces 10 classes pyroélectriques, on peut distinguer les matériaux ferroélectriques.

On appelle *matériau ferroélectrique*, un matériau diélectrique dans lequel les moments dipolaires sont couplés. Toutes leurs propriétés sont très sensibles à la température. La ferroélectricité disparaît au-delà d'une température appelée *température de Curie*.

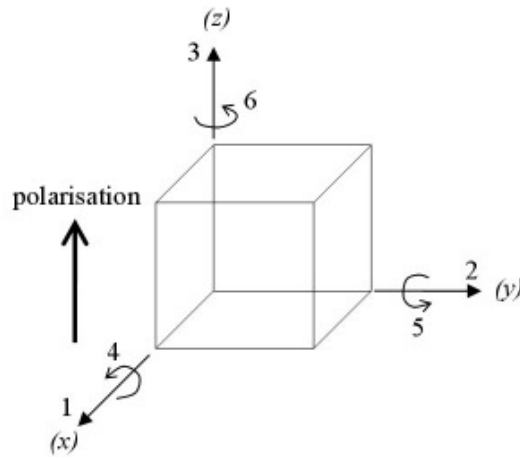


FIG. 2.5 – Représentation du système d’axes d’un matériau piézoélectrique.

La ferroélectricité ne se rencontre que dans quelques structures cristallines particulières. A titre d’exemple, le PZT de formule $Pb(Zr_xTi_{1-x})O_3$, souvent utilisé comme actionneur, est composé d’une structure perovskite (figure 2.3). Les huit ions plomb sont placés aux sommets d’un cube, dont les centres des faces contiennent les ions oxygène. L’ion titane occupant le centre du cube, le moment dipolaire de la structure est égal à zéro (figure 2.3.a). Nous sommes dans ce cas au dessus de la température de Curie. Au dessous de cette température, après polarisation, cette structure se déforme légèrement, passant de cubique à tétragonale (figure 2.3.b). La dissymétrie de la maille cristalline confère à la structure déformée un moment dipolaire.

Les interactions entre les différents phénomènes, mécaniques, électriques et thermiques, peuvent être résumé sous la forme d’un diagramme (figure 2.4). La piézoélectricité met en jeu le champ électrique E , la déformation S , le déplacement électrique D et la contrainte T . En pratique, les effets mécano-thermiques et électro-thermiques sont faibles dans les matériaux utilisés. Aussi, dans la suite de cette étude, ces aspects seront négligés pour s’intéresser au seul couplage électromécanique.

2.3.3 Relations fondamentales de la piézoélectricité

En premier lieu, il convient de définir un système d’axes pour repérer le matériau polarisé, par convention, selon l’axe 3 (ou z). Conformément à la norme IEEE (“*IEEE Standard of Piezoelectricity*”), on définit un trièdre de référence orthogonal $Oxyz$ (figure 2.5).

Caractéristiques mécaniques :

Les indices 1, 2 et 3 de la figure 2.5 correspondent respectivement aux directions des axes Ox , Oy et Oz pour les composantes normales et les indices 4, 5 et 6 aux plans yOz , xOz et xOy pour les composantes tangentielles ou de cisaillement.

TAB. 2.2 – Équations piézoélectriques.

<i>Variables indépendantes</i>	<i>Relations piézo-électriques</i>	<i>Forme</i>
T, E	$S = s^E T + d^t E$ $D = dT + \varepsilon^T E$	forme d
S, E	$T = c^E S - e^t E$ $D = eS + \varepsilon^S E$	forme e
T, D	$S = s^D T + g^t D$ $E = -gT + \beta^T D$	forme g
S, D	$T = c^D S - h^t D$ $E = -hS + \beta^S D$	forme h

Les contraintes et les déformations sont représentées par des tenseurs de composantes T_{ij} et S_{kl} respectivement (i, j, k et l variant de 1 à 3). Ces deux grandeurs sont reliées par un tenseur de rigidité de composantes c_{ijkl} (ou de souplesse s_{ijkl}) dans le cadre d'une relation linéaire entre la contrainte et la déformation conformément à la loi de Hooke :

$$T_{ij} = \sum c_{ijkl} S_{kl} = \sum \frac{S_{kl}}{s_{ijkl}} \quad (2.1)$$

T_{ij} représente la contrainte appliquée sur les faces orthogonales à la direction i et dans une direction parallèle à j . Sous la forme matricielle, la loi devient :

$$[T_m] = [c_{mn}][S_n] = \frac{[S_n]}{[s_{mn}]} \quad \text{avec } m, n = 1 \text{ à } 6 \quad (2.2)$$

Caractéristiques électriques :

Dans un diélectrique isotrope placé dans un champ électrique E , il apparaît une induction électrique D , colinéaire au champ, telle que :

$$\vec{D} = \varepsilon \vec{E} \quad (2.3)$$

Dans le cas de cristaux diélectriques anisotropes, l'induction électrique et le champ ne sont plus colinéaires et la permittivité est un tenseur de dimension 3×3 . La relation entre ces deux grandeurs devient :

$$D_i = \sum \varepsilon_{ij} E_j \quad \text{avec } m, n = 1 \text{ à } 6 \quad (2.4)$$

Caractéristiques piézoélectriques :

Les équations piézoélectriques décrivent l'interaction entre les propriétés élastiques et électriques d'un matériau. Elles peuvent être résumées en huit équations d'état différentes (TAB. 2.2). Chaque couple d'équations (d , e , g et h) fait intervenir des coefficients piézoélectriques différents qui définissent la forme de l'écriture du couple.

Les constantes sont définies pour certaines conditions électriques ou mécaniques (précisées en exposant sur les constantes) :

- D : déplacement électrique constant (ou circuit ouvert) ;
- E : champ électrique constant (ou court-circuit) ;
- T : contrainte constante (ou libre mécaniquement) ;
- S : déformation constante (ou bloqué mécaniquement).

Les matériaux qui présentent un effet piézoélectrique sont anisotropes. Il existe cependant des symétries cristallines qui laissent invariantes les propriétés physiques, réduisant alors le nombre de coefficients indépendants pour une classe donnée de symétrie cristalline. A titre d'exemple, les relations piézoélectriques d'un matériau de la classe $6mm$ (ou *système hexagonal*) sont données par :

$$\begin{bmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \\ S_4 \\ S_5 \\ S_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} s_{11} & s_{12} & s_{13} & 0 & 0 & 0 \\ s_{12} & s_{11} & s_{13} & 0 & 0 & 0 \\ s_{13} & s_{13} & s_{13} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & s_{14} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & s_{14} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & s_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 0 & 0 & d_{31} \\ 0 & 0 & d_{31} \\ 0 & 0 & d_{33} \\ 0 & d_{15} & 0 \\ d_{15} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} D_1 \\ D_2 \\ D_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & d_{15} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & d_{15} & 0 & 0 \\ d_{31} & d_{31} & d_{33} & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{11} & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{bmatrix}$$

$$\text{avec : } s_{66} = 2(s_{11} - s_{12}) \quad (2.5)$$

Les matériaux piézoélectriques sont aussi caractérisés par d'autres coefficients : le coefficient de couplage et les facteurs de qualité mécanique et électrique.

Le *coefficient de couplage* k traduit l'aptitude d'un matériau à transformer l'énergie mécanique en énergie électrique ou vice-versa. Il est défini par :

$$k^2 = \frac{\text{énergie électrique convertie en énergie mécanique}}{\text{énergie électrique absorbée}} \quad (2.6)$$

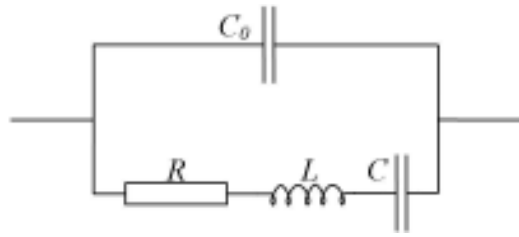


FIG. 2.6 – Schéma électrique équivalent à une structure piézoélectrique - Modèle de Masson

Ce coefficient varie suivant la forme de l'échantillon piézoélectrique (lame, disque, tige, tube...) et le mode de vibration sollicité (épaisseur, radial, cisaillement, longitudinal).

Le *facteur de qualité mécanique* Q_m renseigne sur les pertes mécaniques du matériau. Un élément piézoélectrique soumis à un champ électrique alternatif subit des déformations alternatives. Ces oscillations sont très faibles, sauf lorsque la fréquence d'excitation coïncide avec la fréquence de résonance mécanique propre de l'élément. Il est généralement défini par :

$$Q_m = \frac{f_r}{\Delta f} \quad (2.7)$$

où Δf est la largeur de bande à 3dB, ce qui correspond à une réduction d'amplitude des oscillations mécaniques par rapport à la résonance dans un rapport $1/\sqrt{2}$.

Le facteur de qualité peut être également défini en fonction d'un circuit équivalent. La figure 2.6 représente un tel schéma appelé modèle de Masson. Il est composé des éléments suivants :

1. C_0 représente la capacité statique du matériau ;
2. la branche RLC est appelée *branche motionnelle* où :
 - L est proportionnelle à la masse du matériau ;
 - C est proportionnelle à l'inverse de la raideur du matériau ;
 - R est proportionnelle aux pertes mécaniques dans le matériau.
3. ce modèle peut être complété par une résistance R_0 , en parallèle à C_0 , qui rend compte des pertes diélectriques statiques ;

On peut alors écrire le coefficient de qualité par rapport aux éléments de la branche motionnelle :

$$Q_m = \frac{1}{R} \sqrt{\frac{L}{C}} \quad (2.8)$$

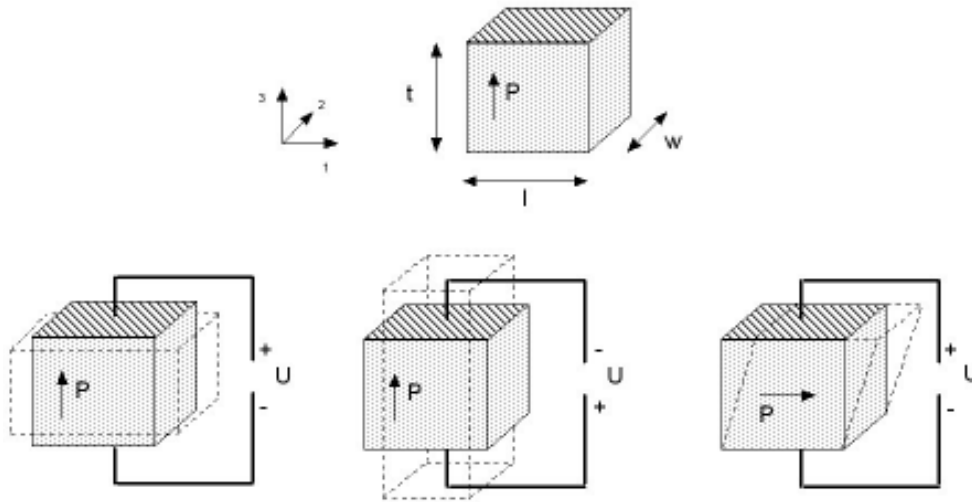


FIG. 2.7 – Modes de déformation d'un matériau piézoélectrique : de gauche à droite, modes dits “transversal”, “longitudinal”, “en cisaillement”

Enfin, l'angle de pertes électriques $\tan \delta$ caractérise la qualité d'un diélectrique. Le quartz par exemple est un diélectrique de très bonne qualité alors que d'autres matériaux comme le PZT présentent des pertes plus importantes. Sur la base du schéma équivalent de la figure 2.6, complété par une résistance R_0 en parallèle à C_0 matérialisant les pertes diélectriques statiques dans le matériau, ce paramètre s'exprime par :

$$\tan \delta = \frac{1}{R_0 C_0 \omega} \quad (2.9)$$

2.3.4 Modes de déformation des céramiques piézoélectriques

La figure 2.7 montre les modes possibles de déformation d'un matériau piézoélectrique :

- *le mode transversal* : dans ce cas, le champ électrique et de déplacement sont perpendiculaires (image de gauche) ;
- *le mode longitudinal* : c'est le cas où le champ électrique et le déplacement produit sont parallèles (image du milieu). Pour bénéficier de déformations plus importantes, cette configuration est utilisée par empilement de couches ;
- enfin, *le mode de cisaillement* : le champ est ici perpendiculaire à la polarisation pour donner des déformations de cisaillement comme le montre l'image de droite de la figure 2.7. Ces déformations peuvent être mise à profit pour obtenir un déplacement parallèle à une surface avec une raideur importante.

Nous venons de présenter le phénomène, les relations constitutives de la piézoélectricité et les modes de déformation d'un matériau muni de telles propriétés. Comme nous l'avons

TAB. 2.3 – Principales caractéristiques de divers matériaux électroactifs selon TRS Ceramics Inc pour le PZN 4,5 % PT et Camus (1999) pour les autres

Référence	PZT 5H	PVDF	PMN	CFA	PZN 4,5 %PT
Type d'actionneur	<i>Céramique piézo-électrique</i>	<i>Film piézo-électrique</i>	<i>Céramique électro-strictive</i>	<i>Composite à fibres actives</i>	<i>monocristal piézo-électrique</i>
Déformation maximale	0,11 %	0,07 %	0,13 %	0,18 %	0,5 %
Module d'Young	60,6 GPa	2 GPa	64,5 GPa	35 GPa	12,2 GPa
Densité	7,50	1,78	7,80	4,65	8,3
Densité d'énergie mécanique	6,83 J/kg	0,275 J/kg	4,13 J/kg	12,2 J/kg	0,84 J/kg
Hystérésis	15 %	>10 %	<1 %	15 %	<5 %

^a D'autres auteurs font état de densités d'énergie mécanique plus importantes.

vu, c'est un principe connu de longue date et somme toute assez simple puisqu'il fait appel à des équations linéaires entre les grandeurs mécaniques et électriques. Toutefois, il ne faut pas perdre de vue qu'en pratique, ce type de matériau présente une hystérésis entre la tension appliquée à ses bornes et la déformation résultante⁵.

Nous présentons dans la section suivante un tour d'horizon des différents matériaux piézoélectriques existants à ce jour dans le but de choisir le plus adapté à nos besoins.

2.4 Quel matériau pour l'actionneur ?

Parmi les matériaux qui présentent un effet piézoélectrique, on trouve des *monocristaux*, comme par exemple la tourmaline et le quartz, pour lesquels l'effet résulte directement de leur structure cristalline. On rencontre également des *structures polycristallines*, à savoir des céramiques comme le Titanate Zirconate de Plomb, usuellement

5. Les effets non-linéaires des matériaux piézoélectriques sont abordés au chapitre 5, page 111.



FIG. 2.8 – Diverses céramiques piézoélectriques (source Ferroperm).

appelés PZT, ou des polymères comme le Polyvinylidène fluoride, généralement appelés PVDF. Plus récemment sur le marché, on voit apparaître des *cristaux relaxeurs* issus de l'ingénierie cristallographique comme les PZN-PT ou encore les PMN-PT. Les structures polycristallines ainsi que les cristaux relaxeurs sont quant à eux rendus piézoélectriques par des traitements électriques et thermiques appropriés. Le tableau 2.3 résume les principales caractéristiques de divers matériaux piézoélectriques.

Les céramiques électrostrictives présentent à température ambiante des niveaux de déformation légèrement supérieurs à ceux des matériaux piézoélectriques. Cependant, nous n'utiliserons pas ce type de matériau car les céramiques électrostrictives massives sont très délicates à élaborer à un niveau industriel et les propriétés sont très sensibles à la température et à la fréquence d'excitation. De plus, même si l'hystérésis est plus faible que celle rencontrée dans les céramiques piézoélectriques, le comportement est nettement non linéaire. Une autre différence réside dans l'absence de polarité réduisant ainsi par deux les déformations que nous pourrions obtenir avec un signal bipolaire.

Les films piézoélectriques présentent une déformation maximale réduite mais surtout une densité d'énergie beaucoup trop faible pour être utilisés comme actionneurs. Ce type de matériau est plutôt utilisé dans l'élaboration de capteurs.

Les composites à fibres actives disposent de nombreux atouts, en particulier leur déformation importante au regard des matériaux précédemment cités mais aussi leur densité d'énergie. Malgré ces avantages apparents, nous n'exploiterons pas ce type de matériau pour des raisons de disponibilité. En effet, ces composites n'existent pas sur catalogue ; pour concevoir de telles structures, il faut se procurer les fibres, élaborer le composite puis le polariser pour le rendre piézoélectrique.

Les cristaux relaxeurs (PZN) sont des matériaux récents et les techniques d'élaboration restent à ce jour relativement coûteuses. Ils offrent de larges déformations et possèdent des coefficients piézoélectriques bien supérieurs aux autres matériaux électroactifs. En revanche, il est impossible d'appliquer un champ électrique inverse sur ce type de matériau réduisant d'autant le potentiel de déformation d'un actionneur. La température de Curie est également plus faible, ce qui ne facilite pas les étapes de réalisation de structures d'actionnement. Pour ces raisons, nous ne choisissons pas ce matériau.

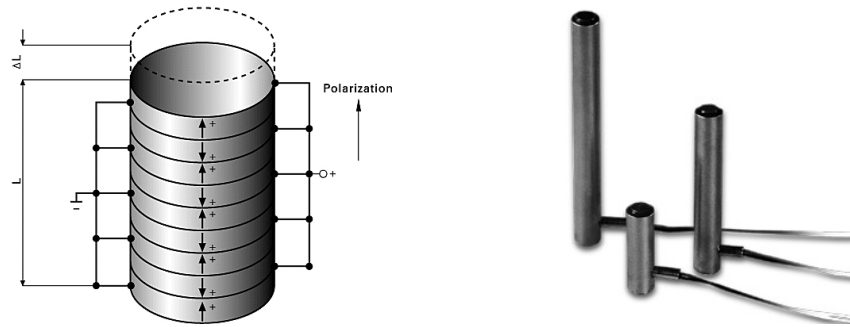


FIG. 2.9 – *Empilements piézoélectriques : schéma de principe ; actionneur commercial (source Polytec-PI).*

Notre choix se porte alors sur des céramiques piézoélectriques de type PZT. Ces matériaux sont en fait les plus utilisés en raison de leur large disponibilité sous diverses formes (figure 2.8) et de leur facilité de mise en œuvre. Les matrices de souplesse, de permittivité et de coefficients piézoélectriques de ce type de matériau sont données par la relation 2.5.

2.5 Quelle structure d'actionneur pour notre micropince?

Avant de procéder à un quelconque choix, nous proposons de présenter les actionneurs piézoélectriques les plus utilisés et disponibles sur le marché, parmi lesquels nous trouvons :

- *Les empilements libres* (ou non contraints, figure 2.9) : ces actionneurs ayant un mode de travail en d_{33} sont supposés fournir les énergies les plus importantes. On distingue les stacks piézoélectriques basse tension (100 V à 400 V) et haute tension (1000 V à 2000 V). Les stacks basse tension sont réalisés par l'assemblage collé de composants élémentaires obtenus par co-frittage de 20 à 40 lamelles d'épaisseur 80 à 120 μm . Les stacks haute tension sont réalisés directement par le collage d'éléments d'épaisseur 0,5 à 2 mm ;
- *Les empilements précontraints* : ces actionneurs linéaires intègrent pratiquement exclusivement des céramiques PZT douces privilégiant la course à l'effort et/ou la réponse dynamique. Les stacks de ces actionneurs sont contenus dans une enveloppe protectrice et précontraints lors du montage.

Deux structures se distinguent : les enveloppes cylindriques réalisées en acier inoxydable dans lesquelles les stacks sont précontraints par un empilement de rondelles Belleville ; ou encore les enveloppes réalisées dans la masse d'un matériau et conçues pour appliquer une précontrainte par leur propre rigidité après y avoir logés l'empilement piézoélectrique (figure 2.10).

Cette mise en contrainte permet de faire travailler l'actionneur tant en compression qu'en traction ;

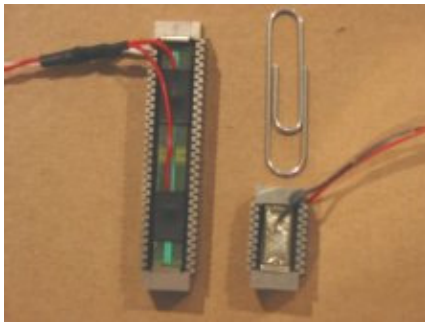


FIG. 2.10 – *Empilement piézoélectrique précontraint (source Cedrat Recherche).*



FIG. 2.11 – *Actionneur elliptique amplifié (source Cedrat Recherche).*

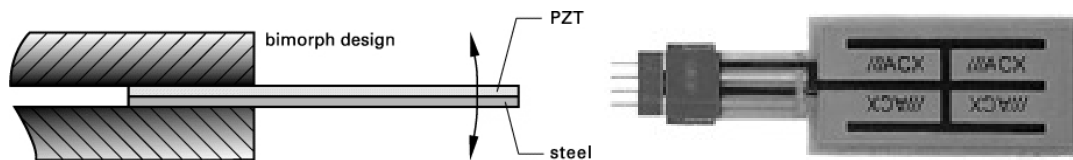


FIG. 2.12 – *Unimorphe piézoélectrique : schéma de principe ; actionneur commercial Quickpack[®] (source ACX)*

- *Les actionneurs amplifiés elliptiques* basse tension (développés par Cedrat Recherche pour le positionnement, figure 2.11) présentent des courses élevées en conservant des possibilités de transmission d’effort intéressantes. Il existe une large gamme de produit qui privilégie soit l’effort, soit le déplacement ;
- *Les unimorphes et bimorphes piézoélectriques* (figure 2.12) : les unimorphes sont composés d’une couche de matériau piézoélectrique généralement collée sur une lame métallique. Les bimorphes quant à eux sont constitués de deux couches de matériau piézoélectrique et parfois munis d’une très fine lame métallique entre les deux couches afin de rendre l’actionneur moins fragile. Le mode transversal (exploitation du mode transversal d_{31}) est ici mis à contribution pour allonger le matériau piézoélectrique. La liaison mécanique entre ce dernier et le matériau support implique une flexion de l’ensemble. Dans le cas du bimorphe, les deux lames sont soumises à un champ électrique (l’une fonctionne en élongation et l’autre en contraction) et permet un travail plus important qu’un unimorphe où une seule lame est motrice. Ces actionneurs offrent des courses importantes mais les forces de blocage⁶ restent faibles par rapport aux actionneurs précédents ;
- *Les disques piézoélectriques* (figure 2.13) : ces actionneurs sont composés de deux disques, unimorphes ou bimorphes, encastrés sur leur périmètre. L’excitation des disques donne naissance à la flexion des “membranes” piézoélectriques. Il en résulte une translation dans l’axe perpendiculaire aux faces des disques.

6. La force de blocage est définie comme étant la force extérieure à appliquer sur l’actionneur pour maintenir une déformation nulle lorsque celui-ci est alimenté.

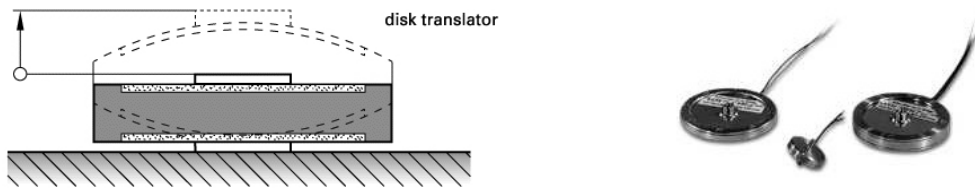


FIG. 2.13 – Disques piézoélectriques : schéma de principe ; actionneurs commerciaux (source Polytec-PI)



FIG. 2.14 – Tubes piézoélectriques ; exemple pour une configuration xyz ; produits commerciaux

Cette structure d'actionneur est, lorsqu'elle peut être utilisée, un excellent compromis déflexion-force-encombrement. Elle permet en effet d'obtenir des courses importantes comparées aux déplacements des structures de type empilements et comparables aux actionneurs de type unimorphe et génère des forces bien supérieures à ces mêmes unimorphes ;

- *Les tubes piézoélectriques* (figure 2.14) : ces actionneurs cylindriques creux peuvent fonctionner tant en élongation qu'en flexion pour les modèles munis de quatre électrodes équi-réparties sur leur périphérie.

Ces tubes offrent cependant des déplacements moindres comparés aux empilements piézoélectriques puisqu'ils exploitent un mode de déformation transversale (dans ce cas, le coefficient d_{31} est mis à contribution). En revanche, la multiplicité des degrés de liberté en fait un actionneur complet et compact. Ils sont souvent utilisés dans des systèmes de microscopie à champ proche comme par exemple les têtes de microscope à force atomique ;

- *Les actionneurs monolithiques*⁷ (figure 2.15) : ils sont de conception très différentes des actionneurs précédents puisqu'ils sont réalisés directement dans la masse du matériau. Ce dernier remplit à la fois le rôle de structure mécanique déformable, par le biais de bras de levier et de charnières élastiques par exemple (figure 2.15, image de droite), et d'actionneur aux endroits précis où les électrodes sont présentes et alimentées. A leur crédit, ces actionneurs sont très compacts et limitent

⁷ Communément appelé par l'auteur (Breguet 1997) *Piézo-Actionneur Monolithique (PAM)* ; en anglais : *Monolithic Piezo-Actuator (MPA)*.

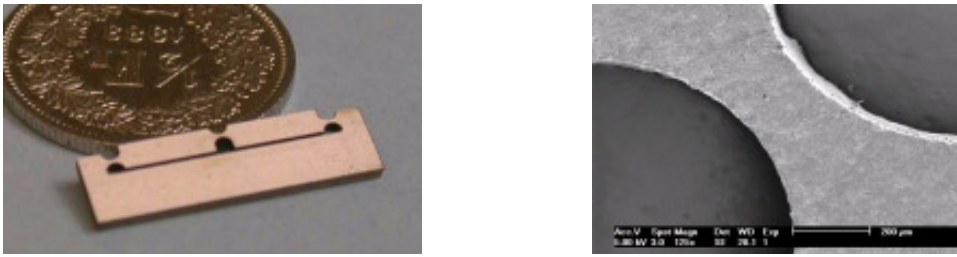


FIG. 2.15 – Un actionneur piézoélectrique monolithique (Breguet 1997) et le détail d'une charnière élastique (Perez 2001)

les opérations d'assemblage de petites pièces. En revanche, deux inconvénients restreignent leur utilisation : en particulier, la relative fragilité du matériau ainsi que des configurations d'actionnement limitées aux structures planaires. Enfin, précisons également qu'il faut les élaborer à partir de matériau massif.

Tous ces actionneurs trouvent leur utilisation dans une application ou une autre en fonction de leurs avantages et de leurs caractéristiques intrinsèques. À ce sujet, la figure 2.16 présente les performances importantes pour des actionneurs, en l'occurrence le couple composé de la force et de la course maximales. Les lignes en pointillés sur ce graphique représentent les limites supérieures correspondants aux besoins de notre étude.

Nous constatons sur le graphique de la figure 2.16 les grandes tendances suivantes :

- des forces maximales importantes accompagnées de faibles courses pour les empilements libres et précontraints ;
- à l'inverse, des déflexions conséquentes et des forces limitées pour les structures de type bimorphe ;
- les caractéristiques des disques piézoélectriques se situent entre les deux types d'actionneurs précédents ;
- enfin, les actionneurs elliptiques amplifiés tirent leur épingle du jeu puisque certains modèles affichent à la fois des courses et des forces maximales importantes, parmi les plus élevées.

Finalement, sur la base des caractéristiques attendues de notre pince (manipulation d'objets compris entre quelques dizaines de micromètres et le millimètre) et par conséquent de chacun des doigts (force de serrage de plusieurs dizaines de millinewtons), deux possibilités largement utilisées dans les exemples de micropinces exposés dans le chapitre 1 nous sont offertes :

- l'exploitation d'un ou plusieurs actionneurs piézoélectriques (de type empilements, disques, etc.) couplés à une structure déformable qui permet un mouvement amplifié des doigts ;
- l'utilisation de structures de type bimorphe.

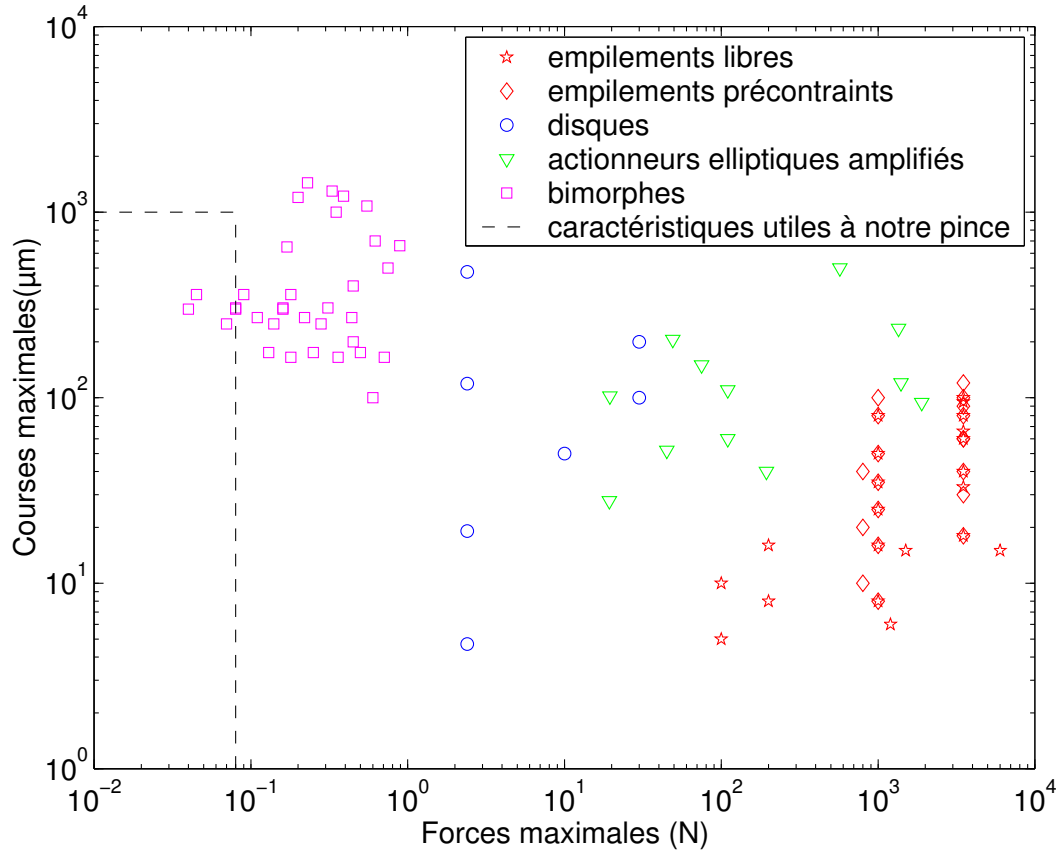


FIG. 2.16 – *Caractéristiques forces/déplacements pour plusieurs actionneurs piézo-électriques commerciaux (sources : APC International Inc., Cedrat Technologies, Piezosystem Jena GmbH, Physik Instrumente)*

Ces deux solutions exploitent les déformations élastiques de certaines parties de la structure. Ce principe a pour effet de ne pas faire intervenir d'autre frottement que celui interne à la matière. En outre, dans les petites dimensions, l'assemblage des différents composants d'un microrobot est en général très délicat. Il est donc important de minimiser ces étapes coûteuses et fastidieuses en privilégiant une structure suffisamment monolithique. Pour ces raisons, nous optons pour des bimorphes qui ont l'avantage de jouer à la fois le rôle de structure mécanique d'une partie des doigts et d'actionneurs amplifiés.

TAB. 2.4 – *Résumé des caractéristiques attendues pour notre micropince en vue de la manipulation d'objets submillimétriques.*

<i>Critères</i>	<i>Caractéristiques essentielles</i>	<i>Remarques</i>
Principe d'actionnement	piézoélectrique	matériau de type PZT
Structure mécanique	monolithique et compliant	Structure bimorphe
Mobilités	ouverture/fermeture indépendante sur chaque doigts montée/descente synchrone des doigts ^a montée/descente asynchrone des doigts ^b	ces fonctionnalités dépendent de la structure et du principe d'actionnement
Course	plusieurs centaines de micromètres pour chacune des mobilités	nécessite une amplification du mouvement
Résolution	submicrométrique	“théoriquement infinie” ^c pour un actionnement piézoélectrique
Force	quelques dizaines de mN	Les forces générées par une structure bimorphe piézoélectrique sont suffisantes pour les applications visées
Bande passante	plusieurs centaines de Hertz	le principe actif piézoélectrique est rapide mais une attention particulière sera portée sur la structure mécanique
Encombrement	le plus compact possible	la structure monolithique compliant permet un gain de place

^a Permet une insertion ou un positionnement fin de haut en bas.

^b Permet une orientation de l'objet ou une correction du défaut d'alignement des organes terminaux.

^c En pratique, la résolution obtenue correspond au plus petit incrément de commande permis par le système de commande.

2.6 Conclusion

Pour conclure, le tableau 2.4 résume les principales caractéristiques envisagées pour notre micropince. Le fondement repose sur une structure monolithique compliant de type bimorphe, actionnée par un principe piézoélectrique. Cet actionnement confère à la micropince une grande résolution ainsi qu'une dynamique importante.

Les caractéristiques les plus originales envisagées dans le cadre de cette étude sont sans conteste l'intégration de plusieurs mobilités dans une même micropince :

- tout d'abord les mouvements dans le plan, d'ouverture et de fermeture des doigts, pour assurer la fonction première d'une pince, à savoir la saisie, le maintien et le lâcher d'un objet ;
- mais aussi, les mouvements hors plan, de montée et de descente synchrone ou asynchrone des doigts, pour permettre une insertion, un positionnement fin, un ajustement de l'alignement des organes terminaux ou encore une orientation d'un objet entre les mors de la pince.

Enfin, nous exposons dans le chapitre suivant comment il est possible de générer deux mobilités sur une seule poutre active.

★ ★ ★

Chapitre 3

Le micro-actionneur à deux degrés de liberté de type poutre piézoélectrique

3.1 Introduction

Pour répondre aux besoins de la microrobotique, il est très utile non seulement de connaître les principes physiques des matériaux actifs mais également d'expérimenter la plupart d'entre eux pour générer des mouvements contrôlés. C'est dans cet esprit que nous nous sommes intéressés pour la première fois au principe d'actionnement piézoélectrique et plus particulièrement à l'occasion du projet européen "TMR"¹.

Dans le cadre de ce projet, nous avons notamment initié l'étude, la réalisation et la caractérisation d'unimorphes et de bimorphes piézoélectriques encastrés-libres (figure 3.1) dans le but d'apprécier leur aptitude à la locomotion d'un microrobot de type insecte (Bonvilain 2002). Ces structures, somme toute assez classiques², n'offrent qu'une déflexion dite "hors plan". Il nous était alors apparu nécessaire de réfléchir à des solutions offrant une déflexion dite "dans le plan". La réalisation de bimorphes composés d'électrodes localisées sur ses faces (figure 3.2) nous a permis d'atteindre cet objectif.

Plus généralement, les unimorphes et bimorphes piézoélectriques ont été largement étudiés ces dernières années, et les équations comportementales de tels systèmes ont été rapportées par plusieurs auteurs (Smits 1989, Smits 1991, Belforte 1998, Yao 1999, Had-dab 2000b). De même que les premiers prototypes que nous avons réalisés, ces dispositifs n'offrent qu'un degré de liberté : soit un déplacement "hors plan", ou soit un mouvement "dans le plan".

1. "Training and Mobility of Researchers (TMR), Access to Large Scale Facilities: Microfabrication for users"; le projet est intitulé *Study and realization of microlegs for an autonomous mobile robot* (Bourjault 2000) et réalisé à l'*Institut des Microtechniques de Mayence* en Allemagne de avril 1998 à juillet 2000.

2. Les actionneurs commerciaux de type unimorphes ou bimorphes sont présentés au chapitre 2 , section 2.5, page 52.

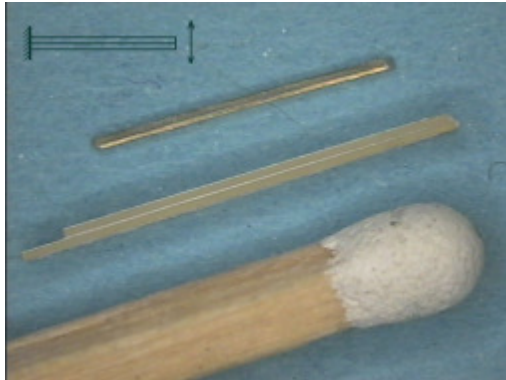


FIG. 3.1 – *Unimorphe PZT/Laiton (dessus) et bimorphe PZT/PZT (dessous)*

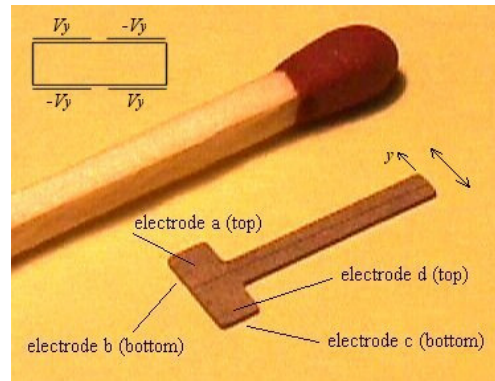


FIG. 3.2 – *Poutre PZT à 4 électrodes.*

La section suivante montre comment il est possible, par une configuration judicieuse des électrodes sur un bimorphe piézoélectrique, de commander deux degrés de liberté. D'après nos recherches, une telle configuration n'apparaît dans aucune publication jusqu'à ce jour et un cas particulier est succinctement traité dans un brevet américain (Fulton 1992). Ensuite, nous présentons le modèle mathématique du comportement de l'actionneur pour plusieurs types de sollicitations, principalement développé par Pierre De Lit, post-doctorant au laboratoire de juin 2001 à décembre 2001. Nous préférons reporter les détails de calcul en annexe A, pour nous consacrer dans ce présent chapitre aux influences de plusieurs paramètres sur les performances de l'actionneur. Enfin, nous comparons ce dernier à un tube piézoélectrique, lequel offre également deux mouvements indépendants.

3.2 Principe de fonctionnement d'une poutre bimorphe piézoélectrique à deux degrés de liberté

La figure 3.3 présente le principe de fonctionnement du dispositif proposé à l'aide de trois vues de face d'une poutre encastree à sa base et libre à son extrémité (cette dernière correspond à la face visible sur la figure). Deux lames piézoélectriques (les flèches en gras représentent le vecteur de polarisation) sont solidaires l'une de l'autre ; quatre électrodes permettent d'appliquer des différences de potentiel différentes sur le dispositif (flèches en traits fins). L'interface entre les deux plaques est mise à la masse dans toutes les configurations de potentiels comme le montre la figure 3.3. Nous adoptons les notations standards de la piézoélectricité (IEEE Standard of piezo-electricity) pour les axes du cristal piézoélectrique : le vecteur de polarisation définit l'axe 3 (ou z), les axes 1 (x) et 2 (y) formant avec 3 un trièdre tri-rectangle. L'axe z est perpendiculaire à la face large de l'élément piézoélectrique et l'arête longue de la poutre définit l'axe x .

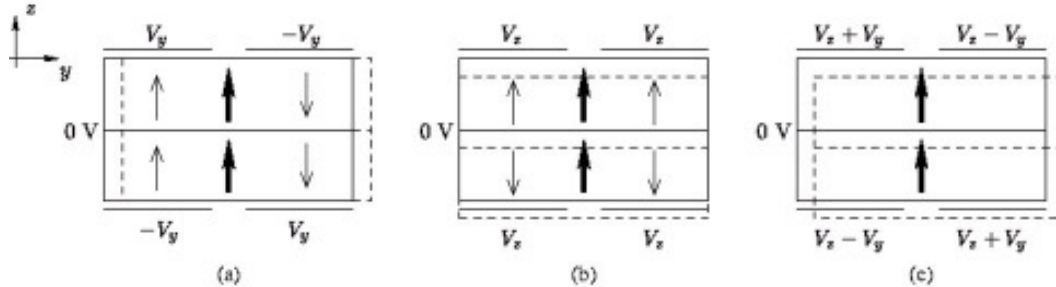


FIG. 3.3 – Principe de fonctionnement d'une poutre piézoélectrique à deux degrés de liberté (duo-bimorphe).

Sur cette figure, la structure au repos est présentée en traits pleins, la poutre déformée en traits pointillés. Pour expliquer le principe de fonctionnement d'un duo-bimorphe, nous différencions trois configurations de potentiels :

- dans une première configuration (figure 3.3a), les potentiels sont tels que deux électrodes adjacentes et deux électrodes opposées sont à des potentiels V_y pour l'une et $-V_y$ pour l'autre ; les champs sous deux électrodes opposées, orientés selon $z \equiv 3$, ont la même direction, tandis que les champs sous deux électrodes opposées ont des directions opposées. En première approximation, la partie supérieure de la poutre sous l'électrode portée au potentiel V_y se déforme selon l'axe $x \equiv 1$ proportionnellement à la constante piézoélectrique du matériau, d_{31} : $S_1 = -d_{31}V_y/h_p$, où h_p est l'épaisseur de la lame piézoélectrique. Généralement $d_{31} < 0$, et cette partie de la poutre s'allonge. Comme le champ sous l'électrode adjacente est opposé au premier, la partie de la poutre sous cette électrode se contracte, ce qui provoque la flexion de l'ensemble selon l'axe y (dans le plan de la poutre).

En appliquant le même raisonnement pour la partie inférieure de la poutre, on arrive à la même conclusion. Les deux flexions agissent donc simultanément dans le même sens ;

- dans une deuxième situation (figure 3.3b), les quatre électrodes sont portées à un potentiel V_z . La lame piézoélectrique supérieure s'allonge selon $x \equiv 1$ proportionnellement à d_{31} tandis que la lame inférieure se contracte, ce qui provoque, puisque les lames sont collées l'une sur l'autre, une flexion selon $-z$ (hors plan) ;
- enfin, dans une troisième situation (figure 3.3c), les électrodes sont portées à des potentiels $V_z + V_y$ et $V_z - V_y$, ce qui provoque des déformations simultanées dans les deux directions y et z .

Dans la suite de ce document, nous appelons cette poutre un "duo-bimorphe" dans la mesure où son principe de fonctionnement repose sur deux bimorphes orthogonaux intégrés en une seule poutre.

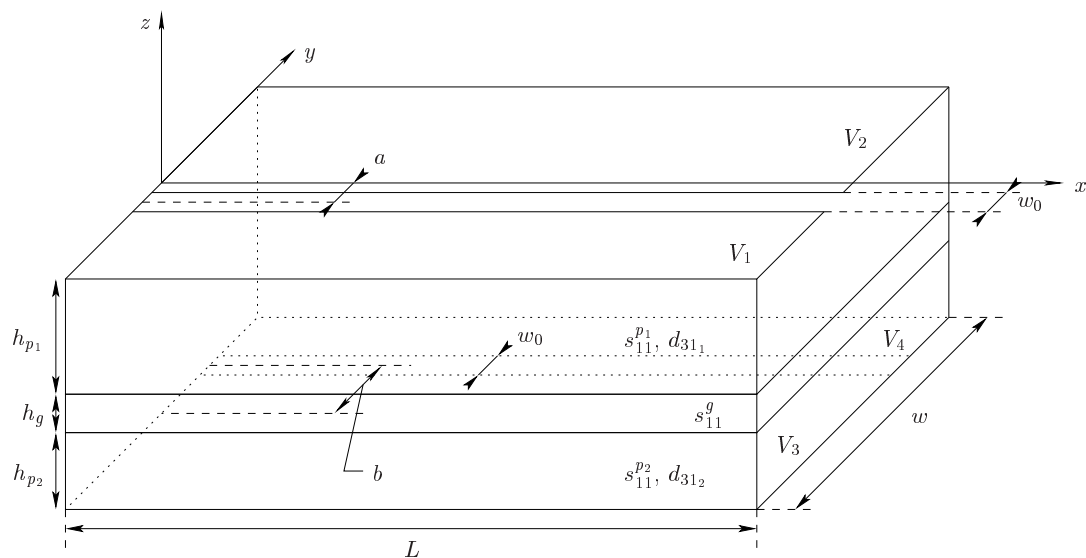


FIG. 3.4 – Schéma de la poutre duo-bimorphe.

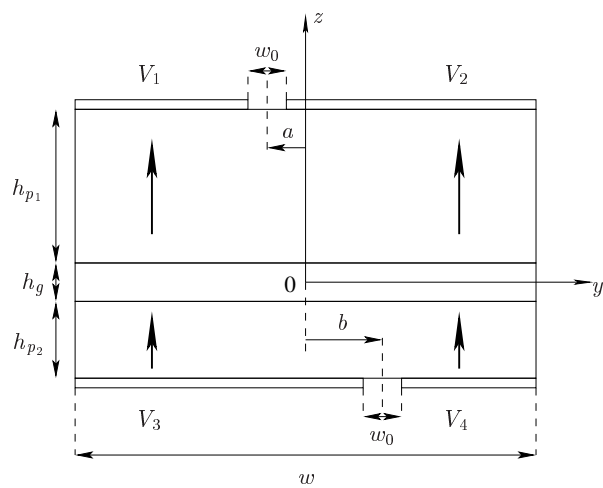


FIG. 3.5 – Coupe transversale d'un duo-bimorphe.

3.3 Modélisation d'un "duo-bimorphe" (cas général)

3.3.1 Présentation du système

Une vue en perspective du duo-bimorphe est proposée à la figure 3.4, tandis que la figure 3.5 présente une coupe transversale. Les flèches représentent les directions de polarisation dans le matériau piézoélectrique. Pour le calcul du modèle du duo-bimorphe, nous nous sommes placés dans un contexte très général dans lequel le système est constitué de trois couches superposées :

- une couche de matériau piézoélectrique ;
- une couche de colle ;
- et une couche de matériau piézoélectrique (qui peut être différent de celui utilisé pour la première couche).

Ainsi, dans la suite de cette modélisation, il est fait référence à ces différents matériaux à l'aide d'indices (ou d'exposants) p_1 , p_2 pour les deux matériaux piézoélectriques.

La qualité de la liaison mécanique entre les deux lames d'un bimorphe est de première importance. Un "défaut d'accroche", une colle inadaptée ou encore une épaisseur mal contrôlée peuvent entacher sensiblement les performances de l'actionneur. C'est pourquoi nous avons pris en compte l'interface de colle d'indice (ou d'exposant) g entre les deux lames piézoélectriques dans le modèle de comportement du duo-bimorphe.

Toutes les couches sont supposées présenter les mêmes longueurs L et largeurs w (figure 3.4) ; leurs hauteurs sont respectivement h_{p_1} , h_{p_2} et h_g . Quatre électrodes conductrices sont déposées sur les faces piézoélectriques et s'étendent sur toute la longueur de la poutre, excepté sur une bande de largeur w_0 et de longueur L . Notons que l'épaisseur de ces électrodes, typiquement de 500 nm, est négligée dans le modèle proposé.

Enfin, puisque les techniques de réalisation peuvent introduire des erreurs d'alignement entre les électrodes³, nous considérons leurs défauts de centrage⁴, notés a et b , respectivement pour les faces supérieure et inférieure. Ces défauts conditionnent en particulier le couplage entre les axes, c'est à dire le déplacement δ_y de l'extrémité de la poutre le long de l'axe y lorsqu'une tension V_z est appliquée et le déplacement δ_z le long de l'axe z pour une tension V_y .

3.3.2 Modélisation statique d'un "duo-bimorphe"

La résolution du problème est menée selon une approche similaire à celle utilisée en résistance des matériaux, à savoir :

- le milieu est homogène et isotrope ;

3. Les techniques de réalisation sont abordées au chapitre 4, et nous traitons des erreurs de centrage à la section 4.3.1, page 87.

4. Les calculs développés n'ont de sens que si $-w/2 + w_0/2 < a, b < w/2 - w_0/2$.

- le matériau est élastique linéairement (hypothèse des petites déformations) ;
- et en l'absence de sollicitations extérieures, il n'y a ni déformation, ni contrainte.

L'effet piézoélectrique, le long de l'axe $x \equiv 1$ provoqué par l'application de potentiels sur les électrodes, est régi par les équations suivantes :

$$S_1^p = s_{11}^{E,p} T_1^p + d_{31} E_3 \quad (3.1)$$

$$D_3^p = d_{31} T_1^p + \varepsilon_{33}^T E_3 \quad (3.2)$$

où $s_{11}^{E,p}$, ε_{33}^T et d_{31} représentent respectivement la souplesse à champ électrique constant, la permittivité électrique à contrainte constante, et la constante piézoélectrique.

Dans un souci de lisibilité, nous adoptons dans la suite la notation s_{11}^p à la place de $s_{11}^{E,p}$. S_1^p et T_1^p représentent respectivement les déformations et les contraintes élastiques du matériau, D_3 est la composante selon l'axe 3 du champ de déplacement.

Pour la colle, on peut écrire :

$$S_1^g = s_{11}^g T_1^g \quad (3.3)$$

Nous proposons d'écrire les équations constitutives du duo-bimorphe sous une forme similaire à celle de Smits (1991) pour décrire le comportement des unimorphes et bimorphes :

$$\begin{pmatrix} \alpha_y \\ \delta_y \\ \mathcal{V}_y \\ \alpha_z \\ \delta_z \\ \mathcal{V}_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} e_{11} & e_{12} & e_{13} & e_{14} & e_{15} & e_{16} & e_{17} & e_{18} & e_{19} & e_{1\ 10} \\ e_{21} & e_{22} & e_{23} & e_{24} & e_{25} & e_{26} & e_{27} & e_{28} & e_{29} & e_{2\ 10} \\ e_{31} & e_{32} & e_{33} & e_{34} & e_{35} & e_{36} & e_{37} & e_{38} & e_{39} & e_{3\ 10} \\ e_{41} & e_{42} & e_{43} & e_{44} & e_{45} & e_{46} & e_{47} & e_{48} & e_{49} & e_{4\ 10} \\ e_{51} & e_{52} & e_{53} & e_{54} & e_{55} & e_{56} & e_{57} & e_{58} & e_{59} & e_{5\ 10} \\ e_{61} & e_{62} & e_{63} & e_{64} & e_{65} & e_{66} & e_{67} & e_{68} & e_{69} & e_{6\ 10} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} M_z \\ F_z \\ p_z \\ M_y \\ F_y \\ p_y \\ V_1 \\ V_2 \\ V_3 \\ V_4 \end{pmatrix} \quad (3.4)$$

Dans cette formulation, α est la pente de la poutre à son extrémité, δ la déflexion de l'extrémité de la poutre et \mathcal{V} le volume déplacé (figure 3.6). Nous allons étudier le comportement du duo-bimorphe dans les directions y et z .

Nous déterminons les différents coefficients e_{ij} de (3.4) en considérant la structure comme une poutre encastree à l'une de ses extrémités et libre à l'autre et en lui appliquant différents types de sollicitations. Nous supposons que le principe de superposition peut s'appliquer et que la déformation de la poutre sous l'effet des différentes sollicitations est donc égale à la somme des déformations résultant de ces sollicitations considérées

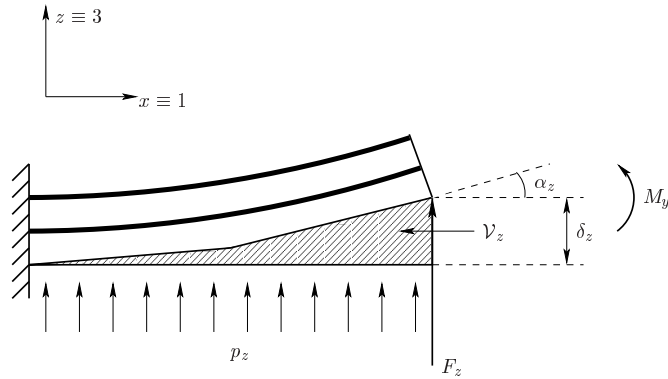


FIG. 3.6 – Paramètres externes M_z , F_z , p_z , et paramètres internes α_z , δ_z et V_z (exemple selon l'axe z).

isolément. Ainsi, nous pouvons décomposer l'étude des déformations selon l'axe y (dans le plan) puis selon l'axe z (hors plan). Les cas de charge considérés sont les suivants :

– **Poutre soumise à un moment extérieur**

Un moment M est appliqué à la poutre. Les coefficients e_{i1} , e_{i4} , avec $i = 1 \dots 6$, seront déterminés à l'aide de ce cas de charge.

– **Poutre soumise à une force extérieure**

Une force F est appliquée à l'extrémité libre de la poutre, perpendiculairement à l'une de ses faces latérales. Ce cas de charge permet de déterminer les coefficients e_{i2} , e_{i5} , avec $i = 1 \dots 6$.

– **Poutre soumise à une charge uniforme**

Une densité de force uniforme p est appliquée perpendiculairement à l'une des faces latérales de la poutre. Ce cas de charge permet de déterminer les coefficients e_{i3} , e_{i6} , avec $i = 1 \dots 6$.

– **Poutre libre soumise à un champ électrique**

Les quatre électrodes sont portées à des potentiels V_1 , V_2 , V_3 , V_4 . Ce cas de charge nous permettra de calculer les coefficients e_{i7} , e_{i8} , e_{i9} , e_{i10} , avec $i = 1 \dots 6$.

Dans le but de ne pas alourdir la lecture de ce document, nous choisissons de reporter à l'annexe A le cheminement des calculs qui ont permis d'obtenir les équations constitutives du comportement d'une poutre à deux degrés de liberté. Tous calculs faits, nous présentons dans le tableau 3.1 les résultats de la modélisation d'un duo-bimorphe moyennant la substitution des potentiels V_1 , V_2 , V_3 et V_4 par les deux variables de commande des axes de la poutre V_y et V_z , de telle sorte que :

$$V_1 = V_z + V_y \quad V_2 = V_z - V_y \quad (3.5)$$

$$V_3 = V_z - V_y \quad V_4 = V_z + V_y. \quad (3.6)$$

TAB. 3.1 – Equations constitutives du comportement d'un duo-bimorphe

$$\begin{pmatrix} \alpha_y \\ \delta_y \\ \mathcal{V}_y \\ \alpha_z \\ \delta_z \\ \mathcal{V}_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{12L}{A_1 w^3} & \frac{6L^2}{A_1 w^3} & \frac{2h_t L^3}{A_1 w^3} & -\frac{3L}{A_1 w^3} \left[\frac{d_{311}}{s_{11}^{p_1}} w_a^2 + \frac{d_{312}}{s_{11}^{p_2}} w_b^2 \right] & 0 & 0 & 0 & -\frac{12L w_0}{A_1 w^3} \left[\frac{d_{311}}{s_{11}^{p_1}} a - \frac{d_{312}}{s_{11}^{p_2}} b \right] \\ \frac{6L^2}{A_1 w^3} & \frac{4L^3}{A_1 w^3} & \frac{3h_t L^4}{2A_1 w^3} & -\frac{3L^2}{2A_1 w^3} \left[\frac{d_{311}}{s_{11}^{p_1}} w_a^2 + \frac{d_{312}}{s_{11}^{p_2}} w_b^2 \right] & 0 & 0 & 0 & -\frac{6L^2 w_0}{A_1 w^3} \left[\frac{d_{311}}{s_{11}^{p_1}} a - \frac{d_{312}}{s_{11}^{p_2}} b \right] \\ \frac{2h_t L^3}{A_1 w^3} & \frac{3h_t L^4}{2A_1 w^3} & \frac{3h_t^2 L^5}{5A_1 w^3} & -\frac{h_t L^3}{2A_1 w^3} \left[\frac{d_{311}}{s_{11}^{p_1}} w_a^2 + \frac{d_{312}}{s_{11}^{p_2}} w_b^2 \right] & 0 & 0 & 0 & -\frac{2h_t L^3 w_0}{A_1 w^3} \left[\frac{d_{311}}{s_{11}^{p_1}} a - \frac{d_{312}}{s_{11}^{p_2}} b \right] \\ 0 & 0 & 0 & \frac{12L}{B_1 w} \left[\frac{d_{311}}{s_{11}^{p_1}} H_1 a - \frac{d_{312}}{s_{11}^{p_2}} H_2 b \right] & \frac{12L}{B_1 w} & \frac{6L^2}{B_1 w} & \frac{2L^3}{B_1} & \frac{6L(w-w_0)}{B_1 w} \left[\frac{d_{311}}{s_{11}^{p_1}} H_1 + \frac{d_{312}}{s_{11}^{p_2}} H_2 \right] \\ 0 & 0 & 0 & \frac{6L^2}{B_1 w} \left[\frac{d_{311}}{s_{11}^{p_1}} H_1 a - \frac{d_{312}}{s_{11}^{p_2}} H_2 b \right] & \frac{6L^2}{B_1 w} & \frac{4L^3}{B_1 w} & \frac{3L^4}{2B_1} & \frac{3L^2(w-w_0)}{B_1 w} \left[\frac{d_{311}}{s_{11}^{p_1}} H_1 + \frac{d_{312}}{s_{11}^{p_2}} H_2 \right] \\ 0 & 0 & 0 & \frac{2L^3}{B_1} \left[\frac{d_{311}}{s_{11}^{p_1}} H_1 a - \frac{d_{312}}{s_{11}^{p_2}} H_2 b \right] & \frac{2L^3}{B_1} & \frac{3L^4}{2B_1} & \frac{3wL^5}{5B_1} & \frac{L^3(w-w_0)}{B_1} \left[\frac{d_{311}}{s_{11}^{p_1}} H_1 + \frac{d_{312}}{s_{11}^{p_2}} H_2 \right] \end{pmatrix} \begin{pmatrix} M_z \\ F_y \\ p_y \\ V_y \\ M_y \\ F_z \\ p_z \\ V_z \end{pmatrix}$$

$$\text{avec : } w_a^2 = w^2 - w_0^2 - 4a^2 \quad w_b^2 = w^2 - w_0^2 - 4b^2$$

$$H_1 = h_{p_1} + h_g - 2\bar{z} \quad H_2 = h_{p_2} + h_g + 2\bar{z} \quad h_t = h_{p_1} + h_g + h_{p_2} \quad \bar{z} = \frac{1}{2} \frac{\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}}(h_{p_1} + h_g) - \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}(h_{p_2} + h_g)}{\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}}$$

$$A_1 = \frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}$$

$$B_1 = \frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} (3h_g^2 + 6h_g(h_{p_1} - 2\bar{z}) + 4(h_{p_1}^2 - 3h_{p_1}\bar{z} + 3\bar{z}^2)) + \frac{h_g}{s_{11}^g} (h_g^2 + 12\bar{z}^2) + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} (3h_g^2 + 6h_g(h_{p_2} + 2\bar{z}) + 4(h_{p_2}^2 + 3h_{p_2}\bar{z} + 3\bar{z}^2))$$

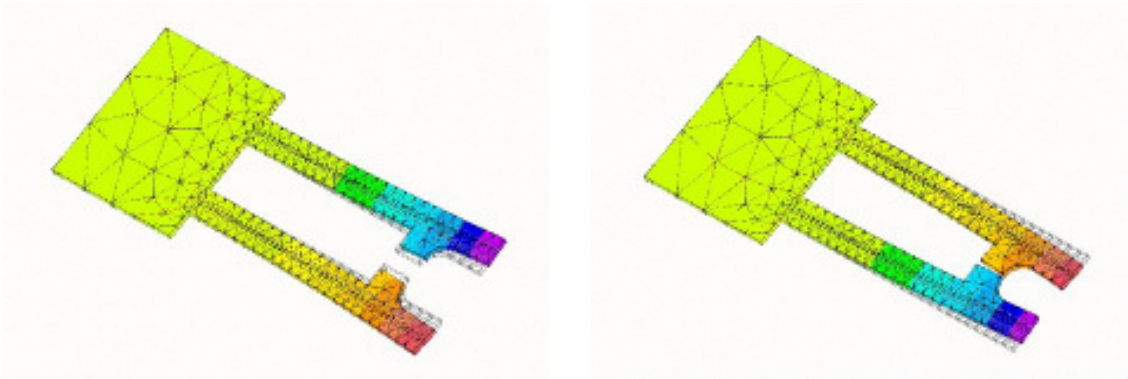


FIG. 3.7 – Exemple de simulation par éléments finis d'une micropince (ouverture et fermeture symétriques des doigts)

3.4 Exploitation du modèle : performances théoriques d'un duo-bimorphe

Sur la base du modèle présenté à la section précédente, il nous semble utile à ce stade de l'étude d'estimer les performances attendues d'un tel actionneur. Pour cela, nous considérons un duo-bimorphe composé de deux lames piézoélectriques identiques ($h_{p1} = h_{p2} = h_p$) et d'une couche de colle. Les caractéristiques physiques et géométriques de l'actionneur sont consignées dans le tableau 3.2. Les propriétés physiques des matériaux correspondent à des caractéristiques de produits commerciaux : pour les lames piézoélectriques, nous choisissons le "PIC151" de la société *Physik Instrumente* ; et pour la colle, nous prenons le produit de référence "EPO-TEK H22" de la société *Polytec PI*.

Afin de valider le modèle analytique, nous avons procédé à des simulations de type éléments finis à l'aide du logiciel Atila[®], développé par l'ISEN⁵ à Lille et distribué par Cedrat à Grenoble. La figure 3.7 montre un exemple de simulation d'une micropince monolithique pour laquelle les doigts sont dans une situation complètement ouverte et totalement fermée. Aussi, les courbes présentées dans la suite de ce chapitre contiennent un tracé correspondant au modèle analytique et des symboles (\diamond, \circ , etc.) représentant les résultats de simulation par éléments finis.

3.4.1 Déflexions et forces de blocage

Les performances qui caractérisent un tel actionneur sont les déflexions libres à l'extrémité de la poutre, c'est à dire δ_y et δ_z pour $M_{y,z} = F_{y,z} = p_{y,z} = 0$ et les forces de blocage en fonction des tensions appliquées. Nous notons Fb_y et Fb_z les forces de blocage définies comme les forces extérieures à appliquer à l'extrémité libre de la poutre pour maintenir $\delta_y = 0$ et $\delta_z = 0$ lorsque les tensions de commande V_y et V_z sont appliquées sur les électrodes et à $M_{y,z} = p_{y,z} = 0$. Pour commencer, nous supposons également

5. Institut Supérieur d'Electronique du Nord.

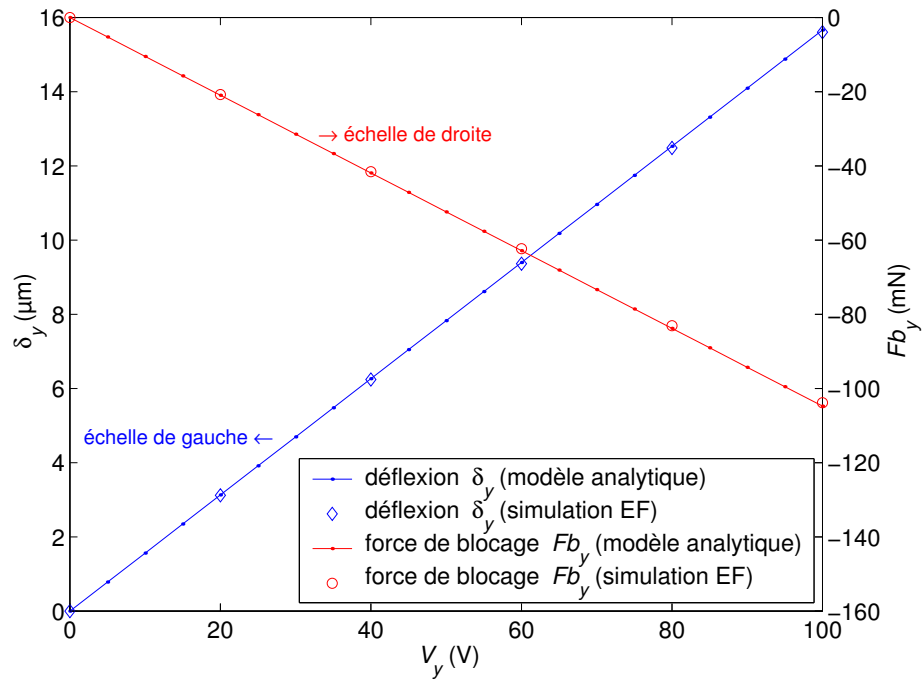


FIG. 3.8 – Déflexions libres δ_y et force de blocage Fb_y d'un duo-bimorphe en fonction de la tension de commande V_y

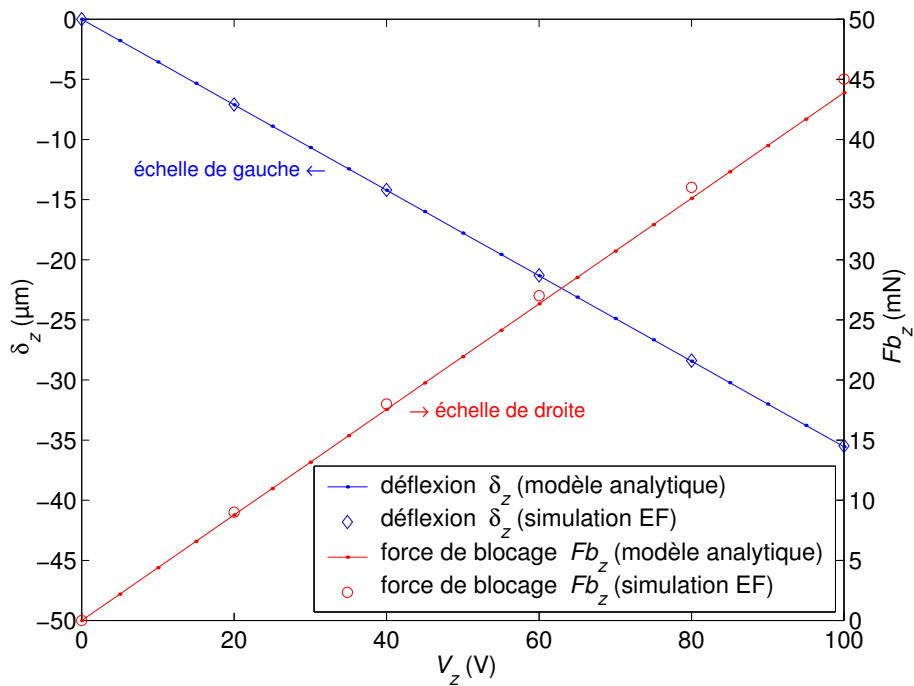


FIG. 3.9 – Déflexions libres δ_z et force de blocage Fb_z d'un duo-bimorphe en fonction de la tension de commande V_z

TAB. 3.2 – *Caractéristiques types d'un duo-bimorphe*

<i>Paramètres</i>	<i>Symboles</i>	<i>valeurs</i>	<i>Unités</i>
<i>Propriétés physiques des matériaux :</i>			
souplesse du PZT	s_{11}^p	$15 \cdot 10^{-12}$	m^2/N
coefficient piézoélectrique	d_{31}	$-210 \cdot 10^{-12}$	m/V
souplesse de la colle	s_{11}^g	$241,5 \cdot 10^{-12}$	m^2/N
<i>Caractéristiques géométriques de l'actionneur :</i>			
épaisseur d'une lame de PZT	$h_{p1} = h_{p2}$	200	μm
épaisseur de la colle	h_g	20	μm
longueur de la poutre	L	10	mm
largeur de la poutre	w	1	mm
gap sans électrode	w_0	50	μm

qu'il n'y a aucune erreur de centrage, soit $a = b = 0$ (l'influence de a et b est étudiée à la section suivante. On obtient alors, pour les deux degrés de liberté en y et en z , les couples d'équations :

$$\begin{cases} \delta_y = -\frac{3d_{31}L^2(w^2-w_0^2)}{\left(2\frac{h_p}{s_{11}^p}+\frac{h_g}{s_{11}^g}\right)s_{11}^p w^3} \cdot V_y \\ Fb_y = \frac{3d_{31}}{4Ls_{11}^p} (w^2 - w_0^2) \cdot V_y \end{cases} \quad (3.7)$$

$$\begin{cases} \delta_z = \frac{6d_{31}L^2(h_p+h_g)(w-w_0)}{\left(2\frac{h_p}{s_{11}^p}(3h_g^2+6h_g h_p+4h_p^2)+\frac{h_g^3}{s_{11}^g}\right)s_{11}^p w} \cdot V_z \\ Fb_z = -\frac{3d_{31}}{2Ls_{11}^p} (h_p + h_g) (w - w_0) \cdot V_z \end{cases} \quad (3.8)$$

Les figures 3.8 et 3.9 présentent, respectivement selon les axes y et z , les déflexions libres δ_y et δ_z ainsi que les forces de blocage Fb_y et Fb_z en fonction des tensions appliquées. Pour l'actionneur considéré, nous obtenons une déflexion dans le plan (selon l'axe y) de l'ordre de $16 \mu\text{m}$ et une force de blocage d'une centaine de milli-Newton pour une tension $V_y = 100 \text{ V}$. Concernant la déflexion hors-plan (selon l'axe z), elle atteint $35 \mu\text{m}$ et la force de blocage est de 45 mN environ pour $V_z = 100 \text{ V}$ également.

3.4.2 Influence des erreurs de centrage des électrodes a et b sur le couplage entre les degrés de liberté

Lorsque deux mouvements sont intégrés dans un même système, comme cela est le cas de cette poutre, il est légitime, voire indispensable, de se préoccuper du couplage entre ceux-ci. Le terme de couplage dans les équations comportementales du duo-bimorphe est lié aux deux facteurs C_1 et C_2 suivants issus des coefficients c_{28} et c_{54} de la matrice du tableau 3.1 :

$$C_1 = \frac{d_{311}}{s_{11}^{p1}}a - \frac{d_{312}}{s_{11}^{p2}}b \quad (3.9)$$

$$C_2 = \frac{d_{311}}{s_{11}^{p1}}H_1a - \frac{d_{312}}{s_{11}^{p2}}H_2b. \quad (3.10)$$

Il faut ici considérer les deux cas de figure suivants :

1. Le cas le plus simple : si $a = b = 0$, on obtient $C_1 = C_2 = 0$ et le découplage est réalisé.
2. Dans tout autre situation, nous devons nous intéresser aux conditions suivantes :

$$C_1 = 0 \Rightarrow \frac{d_{311}}{s_{11}^{p1}}a = \frac{d_{312}}{s_{11}^{p2}}b \quad (3.11)$$

$$C_2 = 0 \Rightarrow H_1 = H_2. \quad (3.12)$$

On a donc découplage si :

$$\frac{d_{311}}{s_{11}^{p1}}a = \frac{d_{312}}{s_{11}^{p2}}b \quad \text{et} \quad (3.13)$$

$$4\bar{z} = h_{p1} - h_{p2} \Rightarrow (h_{p1} - h_{p2}) \left(\frac{h_{p1}}{s_{11}^{p1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p2}}{s_{11}^{p2}} \right) = 2 \frac{h_{p1}}{s_{11}^{p1}}(h_{p1} + h_g) - 2 \frac{h_{p2}}{s_{11}^{p2}}(h_{p2} + h_g) \quad (3.14)$$

Dans le cas particulier où $s_{11}^{p1} = s_{11}^{p2} = s_{11}^p$, la relation 3.14 se simplifie par :

$$(h_{p1} - h_{p2}) \left(\frac{h_{p1} + h_{p2}}{s_{11}^p} = h_g \left[\frac{1}{s_{11}^g} - \frac{2}{s_{11}^p} \right] \right) = 0. \quad (3.15)$$

On voit donc que si $h_{p1} = h_{p2}$, le découplage est réalisé si :

$$\frac{d_{311}}{s_{11}^{p1}}a = \frac{d_{312}}{s_{11}^{p2}}b. \quad (3.16)$$

Ceci nous amène à la conclusion importante que si les deux plaques piézoélectriques qui constituent le duo-bimorphe sont identiques (ce qui est la situation habituelle), le découplage est réalisé si l'erreur de centrage des électrodes est la même sur les deux faces du duo-bimorphe, soit $a = b$.

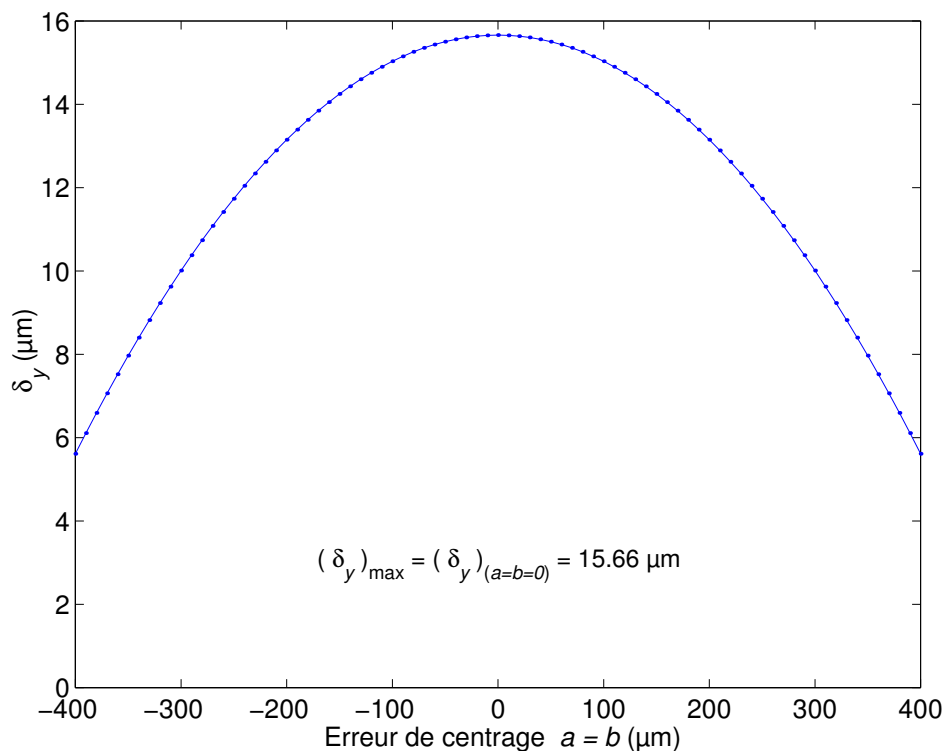


FIG. 3.10 – Déflexion δ_y en fonction des erreurs de centrage a et b égaux et pour $V_y = 100 \text{ V}$

La figure 3.10 montre l'évolution de la déflexion δ_y en fonction du décentrage des électrodes pour $a = b$ appliqué à un duo-bimorphe dont les caractéristiques sont données dans le tableau 3.2. Cette figure met en évidence une déflexion moindre pour $a = b$ à module croissant. Il est à noter qu'à $V_y = 0$, les erreurs de centrage a et b n'ont pas d'influence sur δ_z .

Ainsi, a et b doivent donc être les plus faibles possible pour ne pas perdre en partie la déflexion maximale attendue. A titre d'exemple, la déflexion δ_y de cette même figure est amoindrie de 1% pour $a = b = 50 \mu\text{m}$ et de 3% pour $a = b = 100 \mu\text{m}$ par rapport à la déflexion maximale obtenue pour $a = b = 0$.

Cependant, les valeurs de a et b dépendent avant tout des moyens techniques de réalisation mis en œuvre pour l'élaboration de ces actionneurs. D'un point de vue technologique, il est difficile de satisfaire strictement la condition $a = b = 0$, ni même $a = b$.

Pour illustrer ce propos, la figure 3.11 présente la déflexion δ_y en fonction de V_z pour $V_y = 100 \text{ V}$ et pour plusieurs valeurs de décentrage des électrodes tel que : $a = -b$ ($=0, 50$ et $100 \mu\text{m}$). Dans ces conditions, nous observons non seulement une baisse de la déflexion lorsque $a = b$ croît mais également un couplage de V_z sur δ_y de, par exemple, $1,57 \text{ nm/V}$ pour $a = b = 50 \mu\text{m}$.

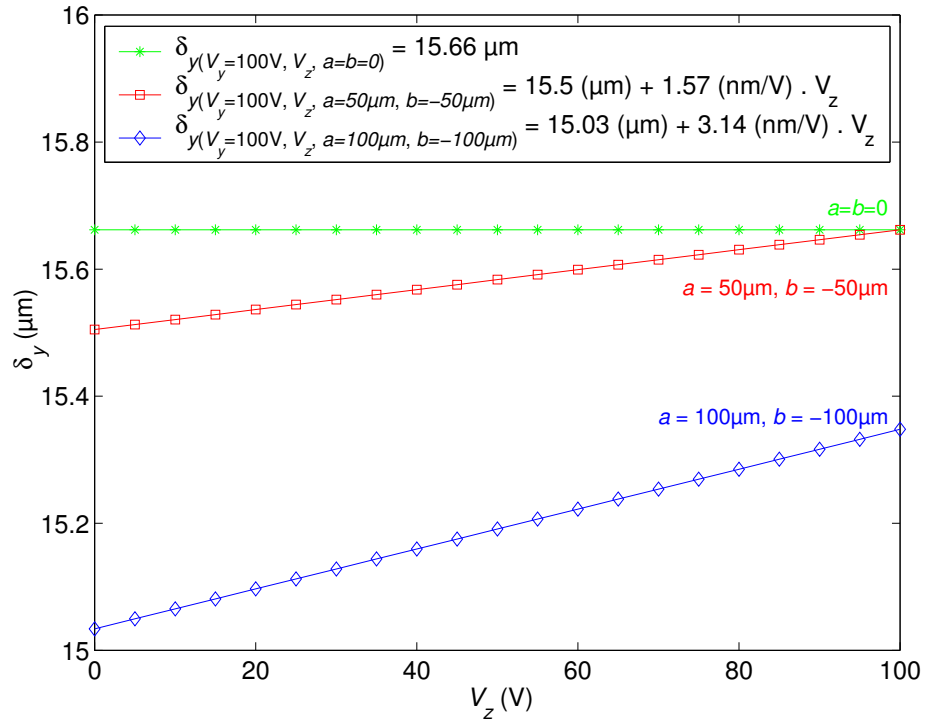


FIG. 3.11 – Déflexion δ_y en fonction de V_z pour plusieurs erreurs de centrage tel que $a = -b$ et pour $V_y = 100$ V

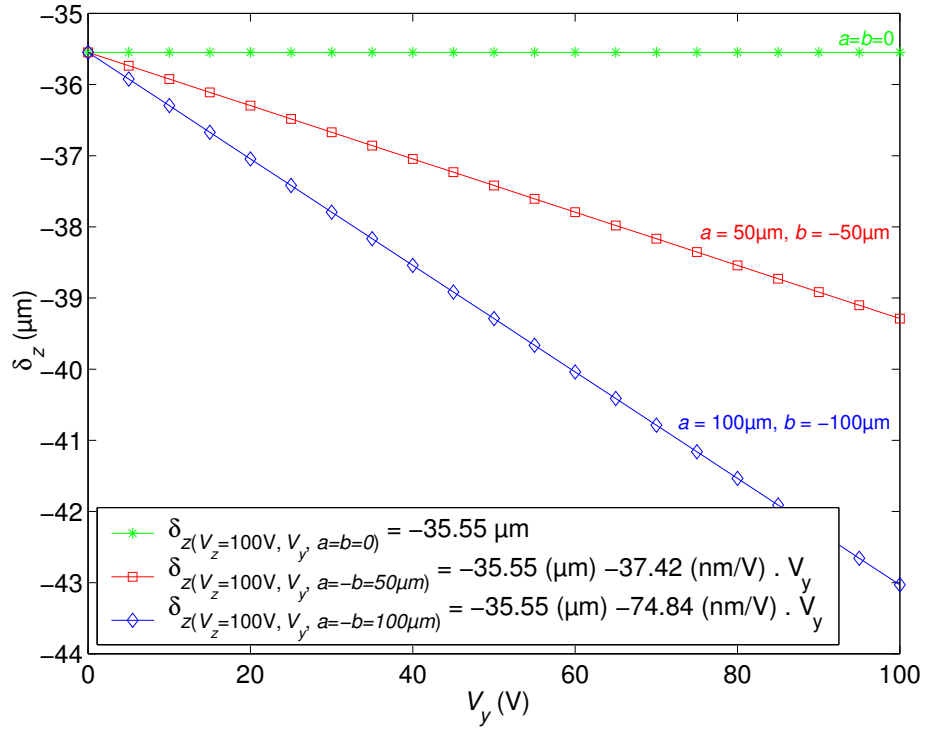


FIG. 3.12 – Déflexion δ_z en fonction de V_y pour plusieurs erreurs de centrage tel que $a = -b$ et pour $V_z = 100$ V

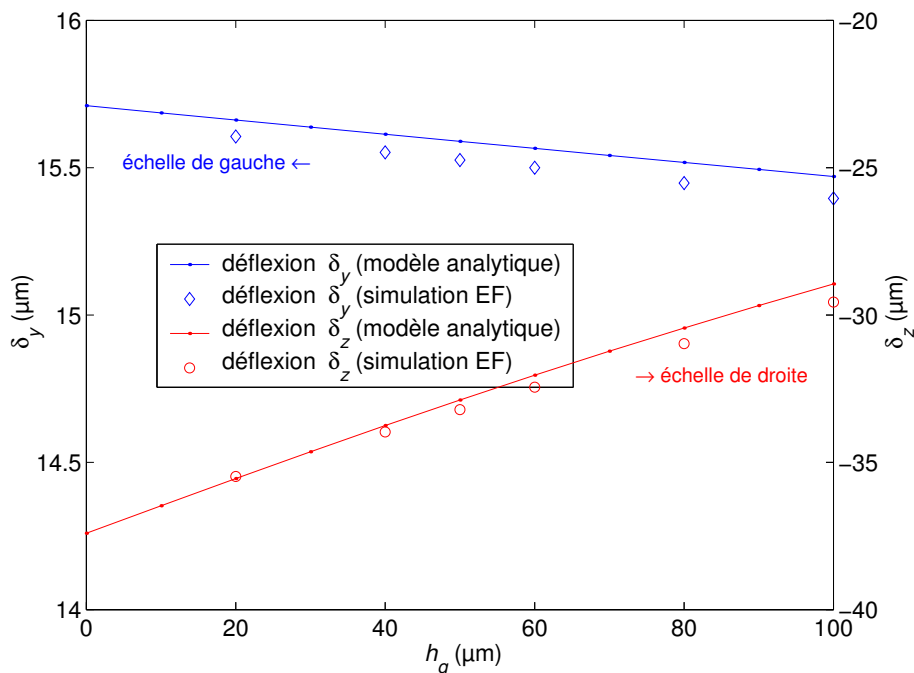


FIG. 3.13 – Déflexions δ_y et δ_z en fonction de l'épaisseur de colle h_g , pour $V_y = 100\text{ V}$, $V_z = 100\text{ V}$ et efforts extérieurs nuls

3.4.3 Influence de l'épaisseur de colle h_g sur les déflexions δ_y et δ_z

La figure 3.13 présente les déflexions δ_y et δ_z , calculées selon les relations 3.7 et 3.8, c'est à dire lorsque $a = b = 0$, en fonction de l'épaisseur h_g , pour $V_y = V_z = 100\text{ V}$ et pour des efforts extérieurs nuls. Sur la plage d'épaisseurs considérée, nous constatons une "perte" négligeable sur δ_y de 1,5 % par rapport à la déflexion théorique $\delta_{y(h_g=0)}$. La déflexion δ_z est beaucoup plus sensible puisque nous calculons une perte de 22,6 % pour $h_g = 100\text{ }\mu\text{m}$ par rapport à $\delta_{z(h_g=0)}$. En conclusion, l'épaisseur de colle doit être la plus fine possible, ce qui était un résultat prévisible mais que nous avons ici quantifié.

3.4.4 Influence du gap sans électrode w_0 sur les déflexions δ_y et δ_z

Dans le cas d'un duo-bimorphe, il existe une bande étroite de largeur w_0 au centre de la poutre dépourvue d'électrode (ou légèrement décalée du centre des valeurs a et b , voir section 3.3.1, page 63). Cet intervalle est utile non seulement pour appliquer des potentiels différents sur la droite et la gauche de la poutre mais un intervalle minimum est aussi nécessaire pour éviter les champs de claquage dans l'air. La courbe de Paschen (figure 3.14) donne la valeur de la tension disruptive en fonction du produit pression-distance pour une température de $20\text{ }^\circ\text{C}$. Dans l'air, à pression atmosphérique normal d'environ 1000 mBar , nous devons respecter une différence de potentiel de l'ordre de 350 V pour une distance d'une dizaine de micromètres. En pratique, les électrodes, soumises à des tensions jusqu'à $\pm 150\text{ V}$ soit une différence de potentiel maximale de 300 V , doivent par conséquent respecter une distance minimale de $9\text{ }\mu\text{m}$.

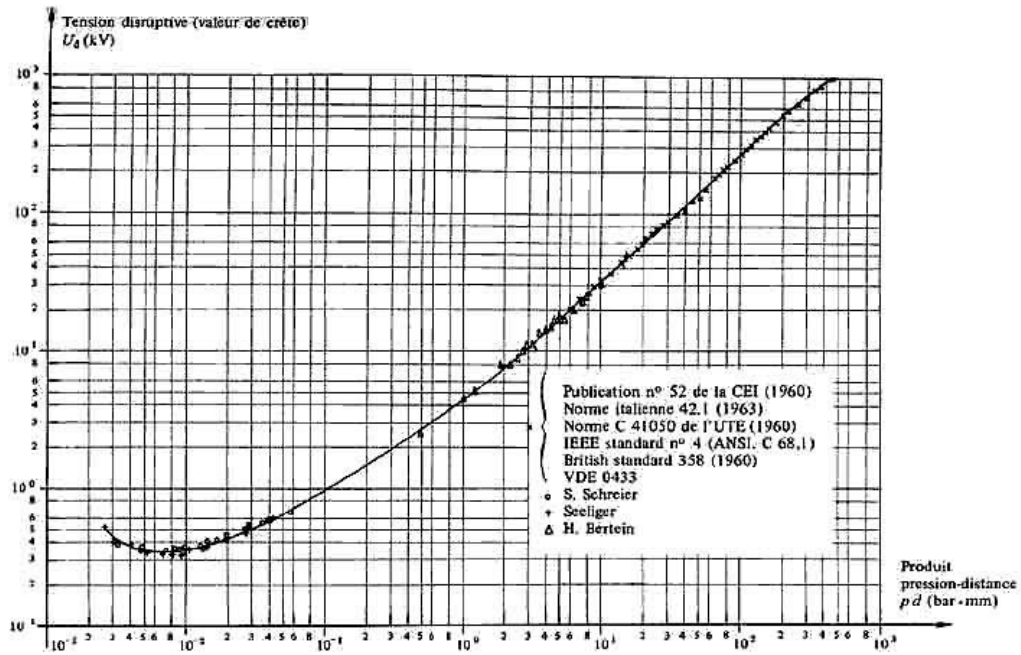


FIG. 3.14 – Courbe de Paschen dans l'air (température 20° C)

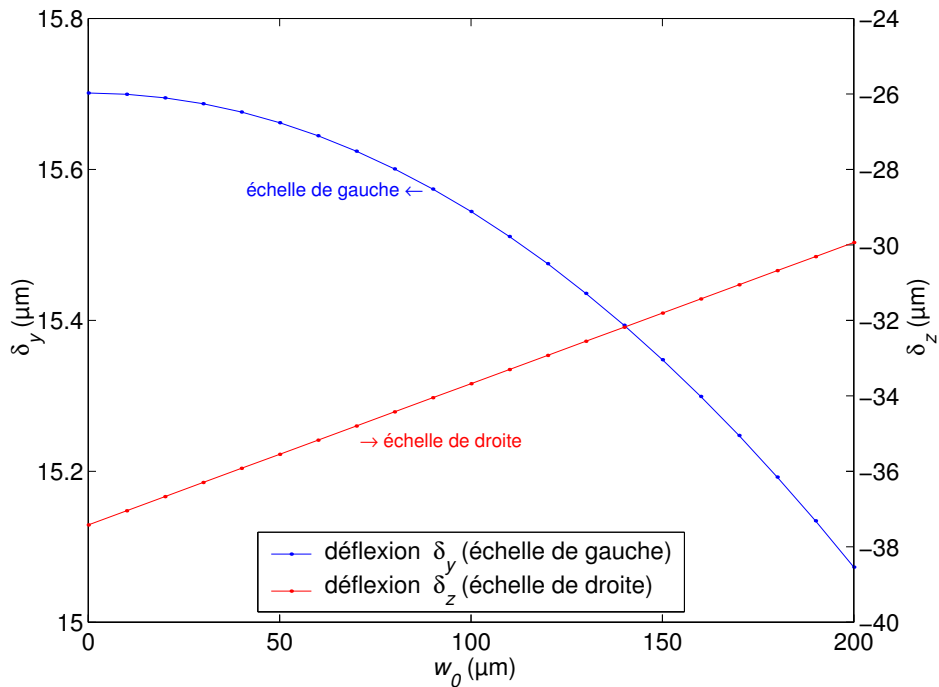


FIG. 3.15 – Déflexions δ_y et δ_z en fonction de l'intervalle w_0 entre les électrodes adjacentes, pour $V_y = 100$ V et $V_z = 100$ V

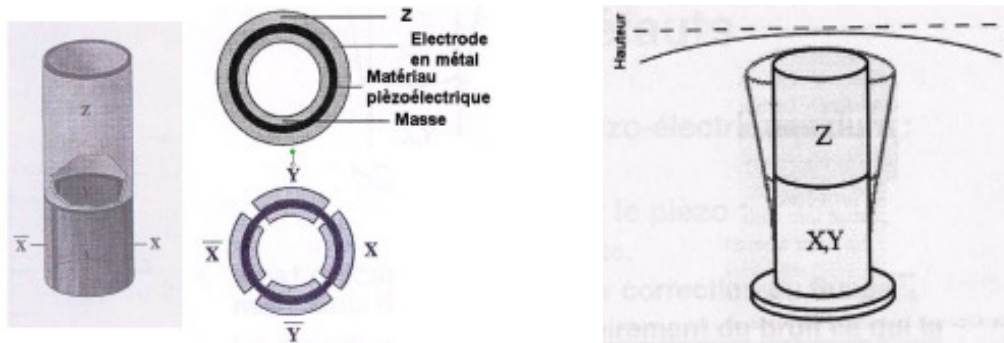


FIG. 3.16 – Exemple de piézotube pour microscope AFM (Atomic Force Microscope)

La figure 3.15 représente l'évolution des déflexions δ_y et δ_z en fonction de w_0 , pour $V_y = V_z = 100$ V. Sans entrer dans le détail concernant les techniques de réalisation, un intervalle de quelques dizaines de micromètres semble raisonnable pour s'affranchir de tout problème lié à l'élaboration des électrodes. Un intervalle plus important, par exemple $100 \mu\text{m}$, nous conduirait à une perte de 1% pour δ_y et de 10% pour δ_z par rapport aux déflexions y et z calculées pour une valeur de w_0 symboliquement nulle⁶.

3.5 Comparaison des performances d'un tube piézoélectrique et d'un duo-bimorphe

Les tubes piézoélectriques⁷, ou piézo-tube sont des actionneurs cylindriques creux capables d'offrir deux mobilités en flexion pour les modèles munis de quatre électrodes équi-réparties sur leur périphérie. Il est également possible de générer une autre mobilité en translation dans le sens de la longueur du tube. Ce dernier degré de liberté peut être obtenu soit par une combinaison de potentiels sur les quatre électrodes extérieures, soit par une portion dédiée du tube où l'électrode n'est pas divisée axialement conduisant alors à l'extension du tube (figure 3.16, image de gauche).

L'un des domaines d'applications des piézo-tubes est celui de la microscopie champ proche (AFM, STM, etc.). Un tel microscope est principalement utilisé pour imager des topographies de surface avec une résolution nanométrique. Le principe est de faire balayer par un microlevier la surface à imager (scanning) et de mesurer en temps réel les modifications du comportement de ce levier (déflexions, fréquence propre, etc.) qui renseignent sur la topographie de la surface. Ce scanning est en général réalisé par un tube piézoélectrique (figure 3.16, image de droite).

Il est alors intéressant de confronter les performances de ce type d'actionneur à celles de notre duo-bimorphe. Le modèle de comportement d'un piézo-tube est donné par

6. La situation où $w_0 = 0$ est, en pratique, irréaliste pour un duo-bimorphe et revient à une structure bimorphe hors-plan.

7. Ces actionneurs ont déjà été succinctement présentés au chapitre 2, section 2.5, page 53.

TAB. 3.3 – *Caractéristiques des actionneurs à comparer (piézotube et duo-bimorphe)*

<i>Paramètres</i>	<i>Symboles</i>	<i>valeurs</i>	<i>Unités</i>
<i>Caractéristiques communes : propriétés physiques du matériau : (référence : PIC151 de la société PI)</i>			
souplesse du PZT	s_{11}^p	$15 \cdot 10^{-12}$	m^2/N
coefficient piézoélectrique	d_{31}	$-210 \cdot 10^{-12}$	m/V
<i>Caractéristiques géométriques du piezo-tube : (ref: PT120.04 de la société PI)</i>			
rayon interne	r_1	0,5	mm
rayon externe	r_2	1,1	mm
longueur du tube	L_t	20	mm
<i>Caractéristiques géométriques du duo-bimorphe :</i>			
épaisseur d'une lame de PZT	$h_{p1} = h_{p2}$	200	μm
longueur de la poutre	L	10	mm
largeur de la poutre	w	1	mm
gap sans électrode	w_0	50	μm
erreur de centrage	$a = b$	0	μm

(relation extraite de l'ouvrage de Bourjault (2002) d'après Bourquin pour $\delta_{y,z}^{\text{tube}} = f(V_{y,z})$ et d'après (Ashby 1999) pour $\delta_{y,z}^{\text{tube}} = g(F_{y,z})$):

$$\delta_{y,z}^{\text{tube}} \approx \frac{4s_{11}^p L_t^3}{3\pi(r_{\text{out}}^4 - r_{\text{in}}^4)} F_{y,z} + \frac{2\sqrt{2}d_{31}L_t^2}{\pi(r_{\text{out}}^2 + r_{\text{in}}^2) \ln(r_{\text{out}}/r_{\text{in}})} V_{y,z} \quad (3.17)$$

Les déflexions libres sont égales à :

$$\delta_{y,z}^{\text{tube}} \approx \frac{2\sqrt{2}}{\pi} \frac{d_{31}L_t^2}{(r_{\text{out}}^2 + r_{\text{in}}^2) \ln(r_{\text{out}}/r_{\text{in}})} V_{y,z} \quad , \quad (3.18)$$

et les forces de blocage sont exprimées par :

$$\left| Fb_{y,z}^{\text{tube}} \right| \approx \left| \frac{3\sqrt{2}d_{31}(r_{\text{out}}^2 - r_{\text{in}}^2)}{2L_t s_{11}^p \ln(r_{\text{out}}/r_{\text{in}})} V_{y,z} \right| \quad (3.19)$$

TAB. 3.4 – *Déflexions libres et forces de blocage d'un piézotube et d'un duo-bimorphe pour $V_y = Vz = 100 V$ (les caractéristiques des actionneurs sont celles du tableau 3.3)*

<i>Système considéré</i>	$ \delta_y $ (μm)	$ \delta_z $ (μm)	$ Fb_y $ (mN)	$ Fb_z $ (mN)
Tube	6,57	6,57	181	181
Duo-bimorphe, $w = 1 \text{ mm}$	15,7	35,6	105	43,9
Duo-bimorphe, $w = 1,3 \text{ mm}$	12,1	36,0	177	57,8
Duo-bimorphe, $w = 2,2 \text{ mm}$	7,13	36,6	508	99,3
Duo-bimorphe, $w = 2,4 \text{ mm}$	6,54	36,6	604	109

Les caractéristiques physiques et géométriques des actionneurs à comparer sont consignées dans le tableau 3.3 (le matériau piézoélectrique est le même pour les deux actionneurs). Le tableau 3.4 présente la comparaison entre le plus petit des piézo-tubes vendu par Physik Instrument (référence PT120.04) et un duo-bimorphe.

Les chiffres attestent que les déflexions selon y et z sont près de deux fois et demi plus importantes pour un duo-bimorphe deux fois moins long que le piézo-tube. En revanche, les forces de blocage sont meilleures pour le piézo-tube. Cependant, en augmentant la largeur du duo-bimorphe à 1,3 mm, nous constatons que la force de blocage Fb_y devient comparable au prix d'une déflexion δ_y moindre pour le duo-bimorphe mais qui reste au delà des déflexions du piézo-tube. En augmentant la largeur de notre actionneur à 2,2 mm (qui est le diamètre du tube), nous obtenons une déflexion selon y un peu supérieure et une force de blocage selon cette axe bien supérieure à celle du piézo-tube. Finalement, il faut une largeur de poutre de 2,4 mm pour obtenir la même déflexion selon y . Dans ce cas, les déplacements selon z et la force selon y sont largement supérieurs. Seule la force de blocage selon z du duo-bimorphe reste inférieure de 40 % à celle du piézo-tube.

La figure 3.17 présente les déflexions δ_y , δ_z et $\delta_{y,z}^{\text{tube}}$ en fonction de la tension appliquée. Une information intéressante indiquée sur cette figure concerne le champ électrique maximum correspondant à la tension maximale appliquée. Pour une tension de commande de 100 V, le champ électrique dans le piézo-tube n'est que de 166 V/mm alors qu'il atteint 500 V/mm pour le duo-bimorphe. L'épaisseur de la paroi du piézo-tube est en effet responsable de ce champ relativement faible.

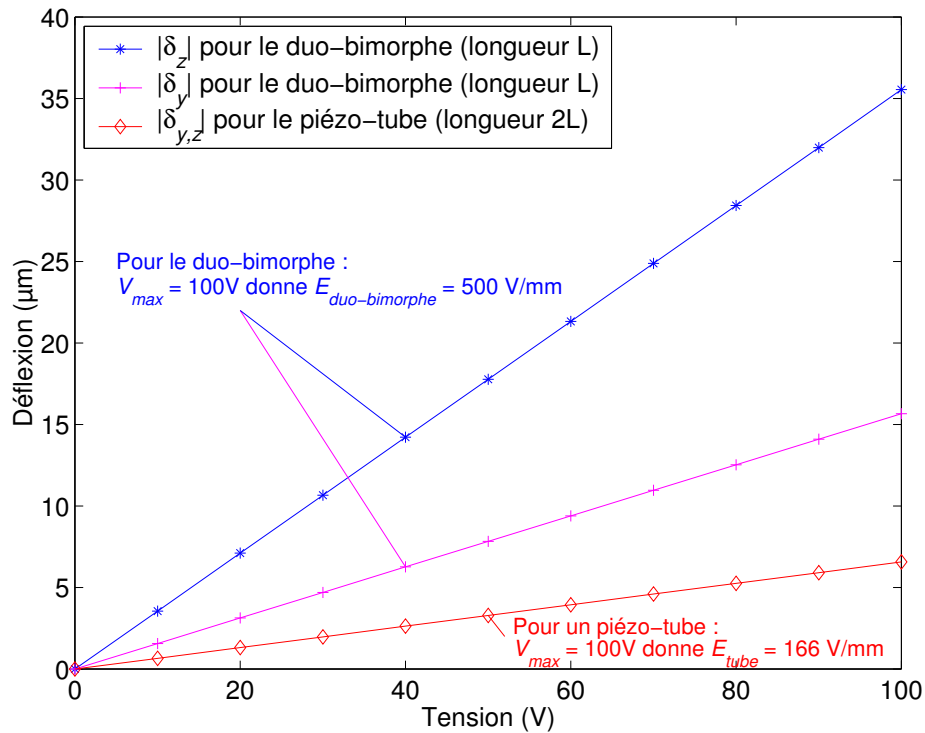


FIG. 3.17 – Comparaison des déflexions d'un piézo-tube et d'un duo-bimorphe à tension V constante

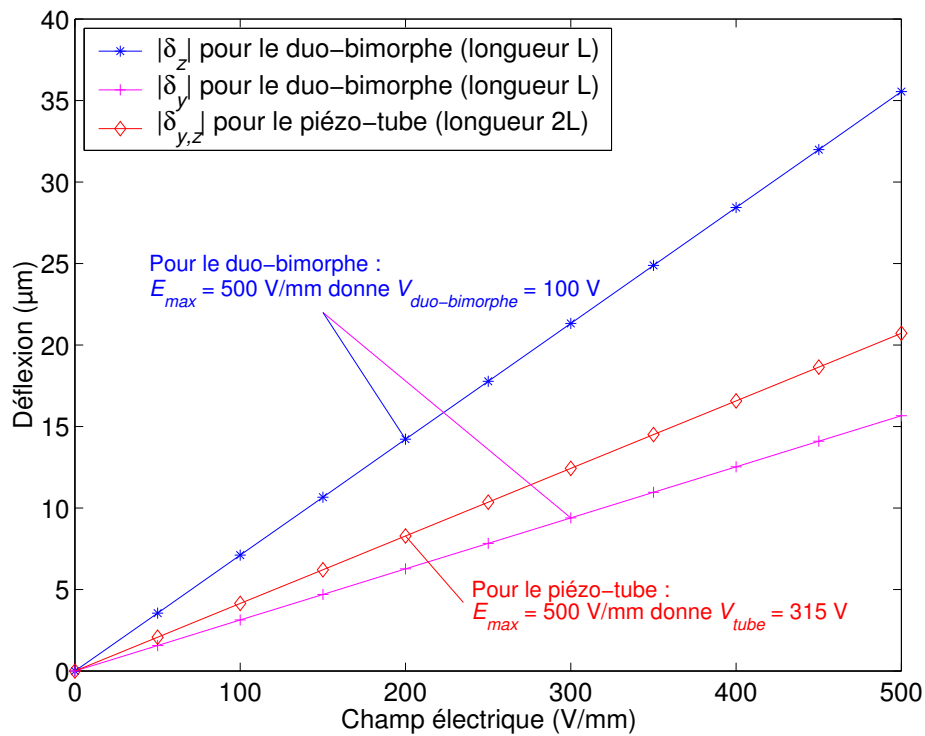


FIG. 3.18 – Comparaison des déflexions d'un piézo-tube et d'un duo-bimorphe à champ électrique E constant

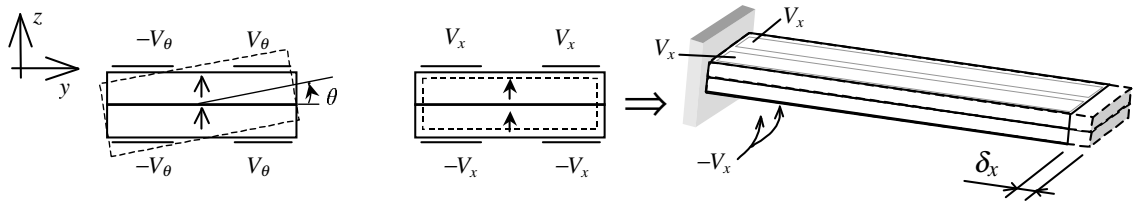


FIG. 3.19 – Configurations des tensions V_θ et V_x conduisant aux mobilités θ et δ_x

La figure 3.18 illustre les déflexions en fonction du champ électrique appliqué. Nous constatons de prime abord que les performances sont comparables mais les conditions de fonctionnement sont en fait assez différentes sur deux points en particulier :

- il faut une tension de 315 V pour le piézo-tube alors que 100 V suffisent pour le duo-bimorphe pour obtenir des déflexions équivalentes ;
- le duo-bimorphe parvient aux mêmes déflexions que le piézo-tube avec une longueur de poutre deux fois plus courte ;

3.6 Conclusion

Nous avons présenté dans ce chapitre un actionneur dont le concept repose sur l'intégration de deux mobilités de type bimorphe en une seule poutre. En fait, cette structure dispose plus exactement de quatre mobilités : les deux mouvements en flexion suivant y et z , modélisés dans ce chapitre, mais aussi l'allongement de la poutre selon l'axe x et l'angle θ de l'extrémité plane d'un doigt (figure 3.19).

Pour quantifier l'amplitude de ces mouvements, prenons l'exemple d'une poutre duo-bimorphe de 10 mm de long, 1 mm de large, $400 \mu\text{m}$ d'épais (deux plaquettes de $200 \mu\text{m}$) et de propriété piézoélectrique $d_{31} \approx -200 \cdot 10^{-12} \text{ V/m}$. L'allongement de cette poutre soumise à une tension $V_x = 100 \text{ V}$ conduit à un allongement de son extrémité de $1 \mu\text{m}$ selon l'axe x . Pour le même actionneur commandé par une tension $V_\theta = 100 \text{ V}$, l'angle θ est inférieur au milli-radian. Ces deux mobilités présentent en effet de faibles amplitudes mais puisque nous nous adressons à des domaines pour lesquels la résolution de position est importante, ces mouvements peuvent être exploités (ou pris en compte) si l'application le nécessite.

Cette structure d'actionnement semble originale et fait à ce titre l'objet d'un dépôt de brevet français (Agnus 2002, brevet n°FR 02 11934). Une étude est également en cours en vue de son extension dans d'autres pays.

Au delà de la simplicité du concept, un autre avantage de cet actionneur est sa facilité de fabrication. En effet, il est souvent plus simple, et vraisemblablement moins coûteux, de produire des structures planaires comparées à des structures en trois dimensions comme par exemple un tube piézoélectrique.

TAB. 3.5 – Influence d'une augmentation des valeurs des paramètres géométriques, des constantes du matériau et des tensions appliquées sur δ_y , δ_z , Fb_y et Fb_z

	V_y	V_z	d_{31}	s_{11}^p	L	w	h_p	$a = b$	w_0
δ_y	↗	-	↗	-	↗	↘	↘	↘	↘
δ_z	-	↗	↗	-	↗	-	↘	-	↘
Fb_y	↗	-	↗	↘	↘	↗	-	↘	↘
Fb_z	-	↗	↗	↘	↘	↗	↗	-	↘

Pour compléter les discussions de ce chapitre, le tableau 3.5 résume les dépendances qui existent entre l'augmentation des valeurs des paramètres géométriques, des constantes du matériau et des tensions appliquées sur les déflexions δ_y et δ_z ou les forces de blocage Fb_y et Fb_z .

Nous avons également étudié l'influence des erreurs de centrage a et b des électrodes sur la poutre. Cependant, d'autres types d'erreurs comme par exemple le défaut d'orientation des électrodes le long de la poutre peut conduire à un couplage entre les axes y et z . Nous envisageons à présent de mener une étude pour quantifier le couplage occasionné par le défaut d'alignement entre l'axe x de la poutre piézoélectrique et un axe x' des électrodes incliné de θ par rapport à x .

Le modèle théorique du comportement statique d'un duo-bimorphe⁸ constitue désormais un outil appréciable pour répondre à un cahier des charges précis. Les résultats de simulation sont d'ailleurs de bon augure et ne demandent qu'à être adaptés pour satisfaire une application ou une autre et, en particulier, pour générer les mobilités d'une micropinçe à deux doigts de serrage.

Il nous reste cependant à confronter ce modèle théorique à l'expérimentation. C'est justement ce que nous vous invitons à découvrir, entre autres, dans le chapitre suivant.

★ ★ ★

8. Le lecteur peut se reporter aux détails des calculs reportés à l'annexe A.

Chapitre 4

Réalisation et exploitation de prototypes de micropince piézoélectrique

4.1 Introduction

Comme nous l'avons déjà vu au chapitre 2, bon nombre d'actionneurs commerciaux basés sur des matériaux piézoélectriques existent déjà. Ces actionneurs sont généralement conçus à partir de céramiques massives ou multi-couches, obtenues par co-frittage. D'autres techniques permettent également d'élaborer ces matériaux sous forme de couches minces¹ ou épaisses².

Dans le cadre de notre étude, nous choisissons d'exploiter des céramiques massives associées à des techniques de réalisation les plus simples possibles dans le but de valider le principe de fonctionnement des actionneurs duo-bimorphes. En fonction des résultats obtenus, nous pourrions juger de l'intérêt de pousser plus avant le développement d'un processus de fabrication plus adapté.

Ces céramiques, d'une très grande dureté mais très fragiles, posent cependant des problèmes d'usinage non négligeables. Ces difficultés peuvent limiter en particulier les formes géométriques des micro-actionneurs envisagés. Par conséquent, il ne nous paraît pas superflu de décrire, dans la première section de ce chapitre, les procédés de fabrication de nos actionneurs.

Plusieurs techniques ont été mises en œuvre pour parvenir à la réalisation d'actionneurs élémentaires. Nous présentons et comparons trois techniques d'usinage particulièrement adaptées à la découpe de matériaux durs, à savoir :

1. Les couches minces piézoélectriques, c'est à dire inférieures à $10\ \mu\text{m}$, sont obtenues par des techniques telles que la méthode sol-gel ou le dépôt en phase vapeur. Ces films fins sont le plus souvent utilisés pour la réalisation de capteurs.

2. Les couches épaisses, supérieures à $10\ \mu\text{m}$, sont quant à elles obtenues par des techniques telles que la pulvérisation de plasma ou le dépôt par sérigraphie d'une encre piézoélectrique.

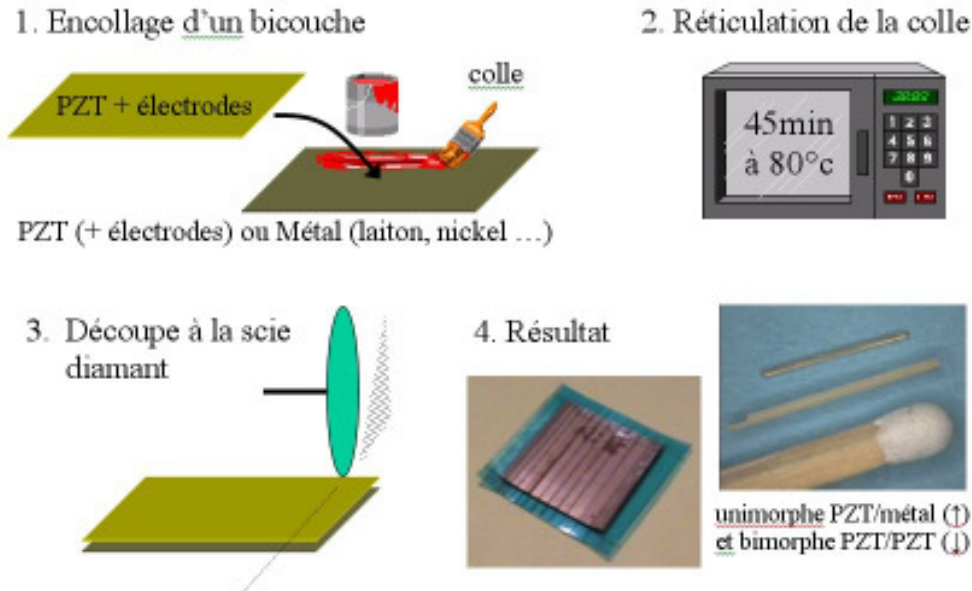


FIG. 4.1 – Réalisation de bicouches piézoélectriques par sciage diamant

- le sciage par des outils diamantés,
- la découpe par laser,
- et l'usinage par ultrasons.

La première nous a permis de réaliser des poutres bimorphes hors plan. Les deux autres nous ont permis de valider la fabrication de poutres bimorphes plans et donc de pinces à deux degrés de liberté (un par doigt) pour ensuite entreprendre la réalisation de duo-bimorphes (poutre à électrodes réparties) afin d'aboutir à des pinces à quatre degrés de liberté articulaires (deux par doigt).

Nous poursuivons ce chapitre par une présentation des prototypes de micropinces que nous avons réalisés et nous exposons leurs principales caractéristiques. Nous terminons par trois exemples de micromanipulations d'objets de petites tailles :

- le premier concerne la manipulation d'un pignon de montre dont l'arbre mesure $150\ \mu\text{m}$ de diamètre ;
- le second présente la prise et la dépose téléopérées de cubes d'environ $300\ \mu\text{m}$ de côté sous une binoculaire ;
- enfin, le dernier exemple montre la manipulation d'objets sphériques de 150 à $200\ \mu\text{m}$ de diamètre dans un Microscope Electronique à Balayage (*MEB*).

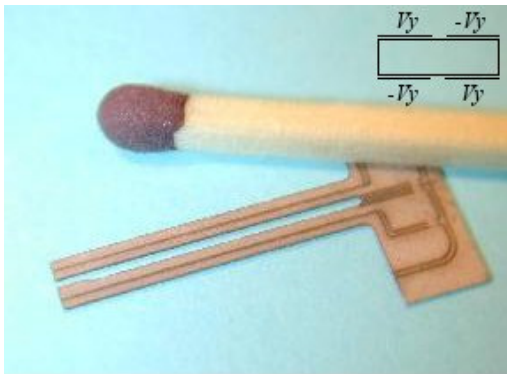


FIG. 4.2 – *Micropince à deux degrés de liberté usinée par laser*



FIG. 4.3 – *Micropince à quatre degrés de liberté (2 duo-bimorphes) usinée par ultrasons.*

4.2 Techniques de réalisation de poutres piézoélectriques

4.2.1 Réalisation de poutres bimorphes hors plan par découpe diamant

La figure 4.1 présente les étapes de réalisation de bicouches piézoélectriques. Les deux plaques munies d'électrodes de part et d'autre de ses faces sont encollées par une résine époxy conductrice (étape 1) dans le but de préserver la continuité électrique avec l'électrode déposée sur la (ou les) lame(s) piézoélectrique(s). Il est couramment admis que les propriétés piézoélectriques ne sont pas profondément altérées jusqu'à une température égale à la moitié de la température de Curie (250°C pour les céramiques utilisées). Ainsi, comme l'indique la figure 4.1, la réticulation de la colle (étape 2) s'effectue à une température de 80°C , suffisamment faible vis à vis de la température de Curie, pendant 45 minutes. De simples traits de scie diamant (étape 3) nous donnent alors des unimorphes ou des bimorphes parallélépipédiques (étape 4), de différentes largeurs.

4.2.2 Réalisation de poutres bimorphes plan par usinage laser

Des micropinces en céramique piézoélectrique (PZT) à un degré de liberté par doigt ont été réalisées par usinage laser dans des substrats de 20 mm de côté et $200\ \mu\text{m}$ d'épaisseur. La figure 4.2 montre un exemple d'une telle micropince.

Des campagnes d'essais ont été menées dans le cadre du projet "TMR" (déjà cité en introduction du chapitre 3) pour conserver une qualité de découpe convenable sans dégrader le matériau. En effet, des précautions sont nécessaires car l'usinage laser a tendance à échauffer la céramique à tel point que cette dernière perd au moins localement ses propriétés piézoélectriques par dépolarisation. Ainsi, un plan d'expériences, non rapporté dans ce document, nous a permis de sélectionner les paramètres d'usinage (courant dans la diode laser, fréquence des impulsions, nombre de passes, présence ou non d'un

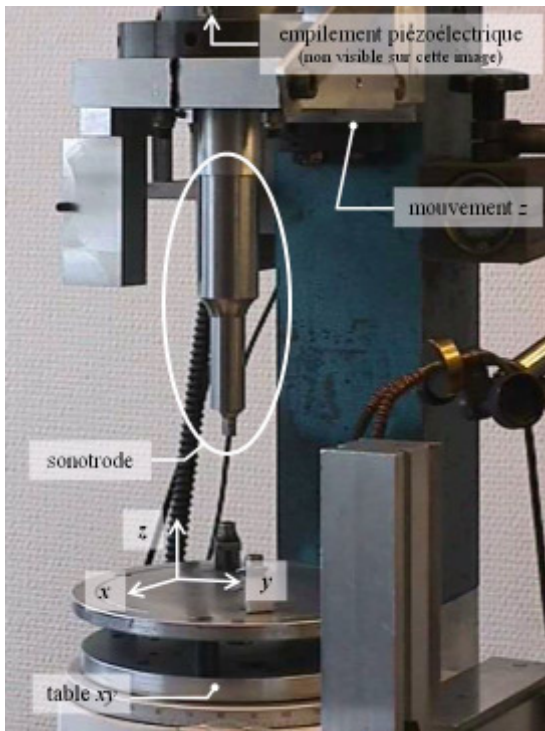


FIG. 4.4 – Machine d'usinage par ultrasons



FIG. 4.5 – Sonotrode permettant la réalisation d'un actionneur en "T"

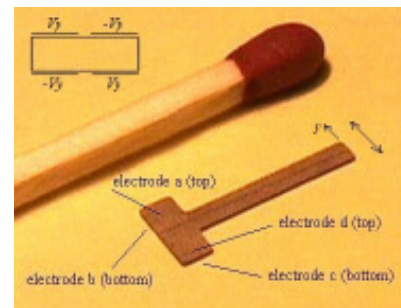


FIG. 4.6 – Poutre PZT à quatre électrodes usinée par ultrasons

flux de gaz inerte) afin de préserver les propriétés électro-mécaniques du matériau après usinage.

4.2.3 Réalisation de poutres bimorphes plan par usinage ultrasonore

Une machine de découpe par ultrasons (figure 4.4) est principalement composée d'un empilement piézoélectrique mécaniquement solidaire d'un outil appelé "sonotrode". L'actionneur piézoélectrique est soumis à une excitation de telle sorte que l'outil vibre à une fréquence ultrasonore de haut en bas (axe z). Cette sonotrode n'est jamais en contact direct avec l'échantillon à usiner. Des particules abrasives, déposées entre l'échantillon et l'outil, sont alors accélérées par les vibrations de la sonotrode et projetées sur la surface de l'échantillon, provoquant ainsi l'usinage par une action mécanique des grains abrasifs sur la matière (Kremer 1998).

A titre d'exemple, la pièce de droite de la figure 4.5, correspondant à l'empreinte positive d'un actionneur en forme de "T", permet de réaliser par électro-érosion la sonotrode à gauche de la même figure. Cette sonotrode est ensuite utilisée pour la réalisation des poutres en PZT de la figure 4.6.

TAB. 4.1 – *Comparatif des techniques d’usinage des matériaux piézoélectriques.*

<i>Types d’usinage</i>	<i>Sciage diamant</i>	<i>Usinage ultrasonore</i>	<i>Découpe laser</i>
<i>Temps de découpe</i>	~1min/cm linéaire typiquement	~1min/surface d’outil pour $h_p = 200 \mu\text{m}$	~7 min/cm linéaire pour $h_p = 200 \mu\text{m}$
<i>Largeur minimale de découpe</i>	50 μm et plus (épaisseur de la lame)	~400 μm (très difficile)	30 μm (taille du faisceau)
<i>Qualité de découpe</i>	excellente	excellente pour le PZT mauvaise pour des bilames PZT/Métal	moyenne
<i>Avantages</i>	rapidité d’usinage	rapidité d’usinage	toutes les formes dans le plan sont possibles
<i>Inconvénients</i>	seules des lignes droites sont possibles	réalisation d’outils spécifiques	découpes longues, gaz inerte nécessaire

4.2.4 Comparaison des techniques de réalisation

Nos premiers prototypes d’unimorphes ou de bimorphes piézoélectriques ont été réalisés au moyen d’une “*scie à wafer*”, équipée d’une lame circulaire diamantée, généralement utilisée pour la découpe de plaquettes (*wafer*) de silicium. Ce procédé, qui a le mérite d’être simple et rapide, limite cependant les formes des actionneurs à des poutres droites.

Nous nous sommes alors orientés vers la découpe par laser. Cette technique a l’avantage d’autoriser toutes les formes imaginables dans le plan mais présente l’inconvénient d’échauffer le matériau. Quelques précautions doivent alors être prises pour ne pas dépoler ce matériau. En contrepartie, ces mesures ont tendance à allonger sensiblement le temps de réalisation des échantillons. Quoi qu’il en soit, cette technique laser constitue malgré ces inconvénients un moyen très pratique pour le prototypage d’actionneurs.

Enfin, la technique d’usinage par ultrasons permet d’usiner rapidement toutes les formes possibles dans le plan pour peu que le ou les outil(s) (sonotrodes) soient techniquement réalisables. De plus, la qualité des flancs de découpe est irréprochable (voir image de droite, figure 4.8). En revanche, il est actuellement difficile d’usiner des motifs fins comme par exemple des encoches inférieures à 400 μm de large ou des trous inférieurs à 100 μm de diamètre. Des recherches en cours aboutiront vraisemblablement à des solutions permettant de dépasser ces limites.

Le tableau 4.1 résume les principales caractéristiques ainsi que les avantages et les inconvénients des trois techniques d’usinage : sciage diamant, découpe laser et usinage ultrasonore.

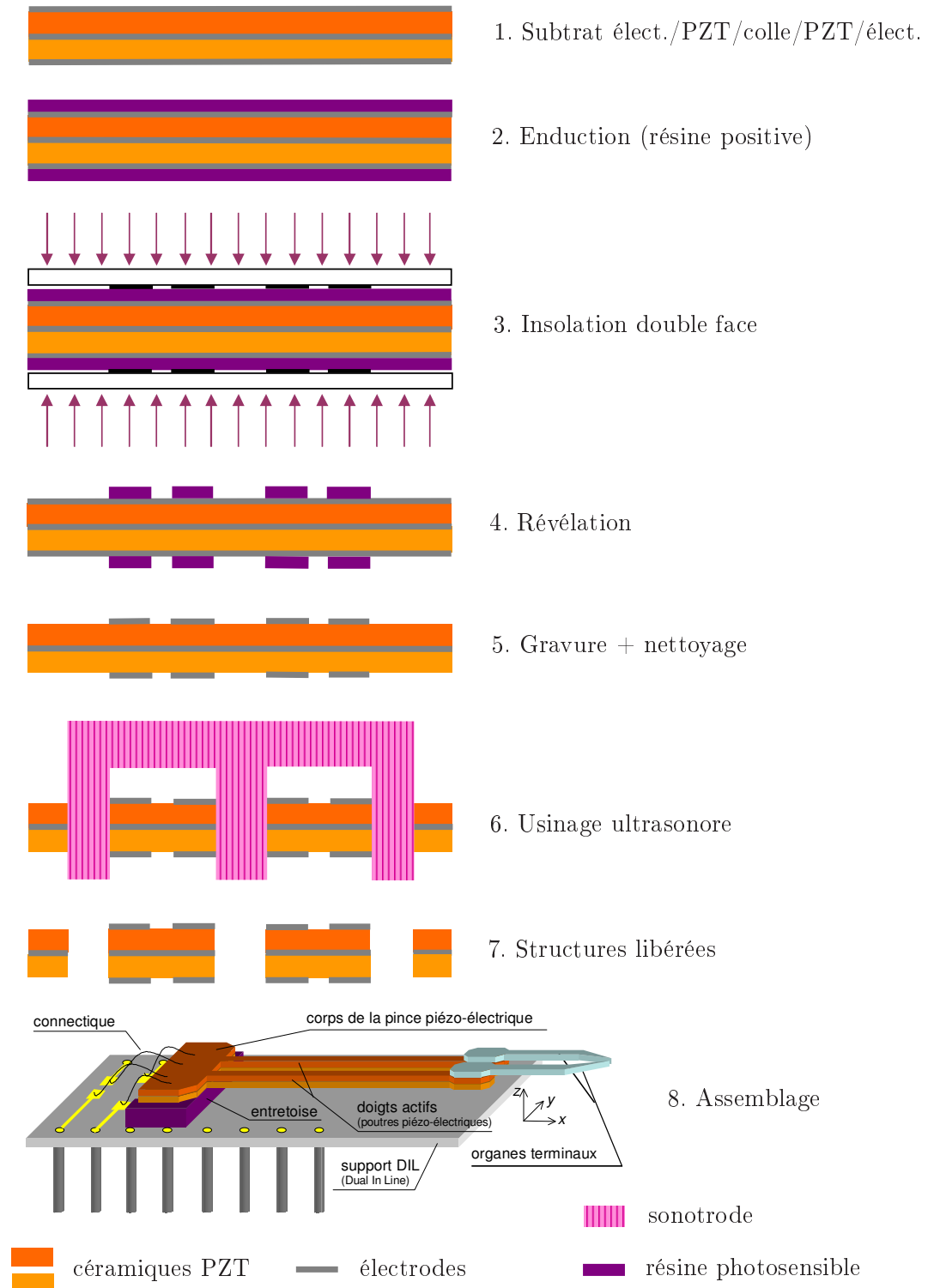


FIG. 4.7 – Etapes de réalisation de notre micropince piézoélectrique

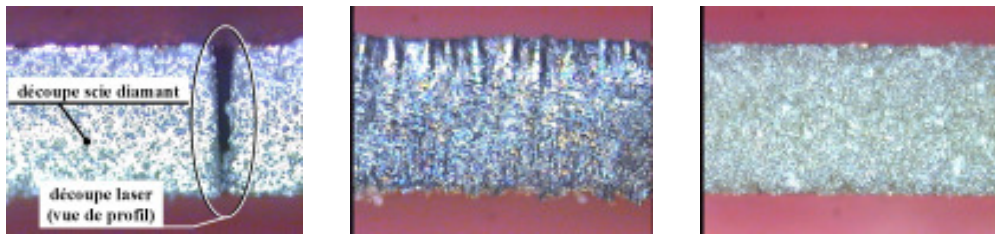


FIG. 4.8 – *Comparaison visuelle de la qualité de découpe d'une plaque de PZT de 200 μm d'épaisseur par plusieurs procédés. De gauche à droite : 1. découpe diamant (l'encoche est un profil type d'une découpe laser débouchante) ; 2. découpe laser ; 3. découpe ultrasonore*

Les trois clichés regroupés à la figure 4.8 montrent quant à eux la qualité visuelle de ces trois types de découpe dans la tranche d'une plaque de PZT de 200 μm d'épaisseur. L'image du milieu montre les irrégularités sur la tranche du matériau lors d'une découpe par laser. En outre, les flancs résultant d'une découpe laser ne sont pas parfaitement droits comme en atteste le profil en "V" visible sur la photographie de gauche de la figure 4.8. La qualité des flancs d'un sciage diamant (image de gauche, figure 4.8) est plutôt bonne mais peut présenter des éclats sur l'arête supérieure. Enfin, l'usinage par ultrasons donne des flancs d'une excellente finition (figure 4.8, image de droite).

4.3 Présentation des prototypes de micropinces

Avant de présenter les prototypes réalisés, nous exposons tout d'abord le processus de fabrication retenu permettant d'aboutir aux actionneurs monolithiques d'une micropince à quatre degrés de liberté (deux duo-bimorphes intégrés). Pour être complet, nous abordons ensuite le problème à ne pas négliger des organes terminaux. Enfin, nous présentons les prototypes de micropince et leurs performances.

4.3.1 Etapes de réalisation des actionneurs duo-bimorphes de notre micropince

La figure 4.7 montre les différentes phases de réalisation d'une micropince piézoélectrique. Le matériau de base est un substrat carré de PZT de 20 mm de côté et de 200 μm d'épaisseur. L'étape 1 consiste à réaliser un bicouche PZT/PZT ainsi que l'illustre les deux premières étapes de la figure 4.1. Nous réalisons ensuite en salle blanche les étapes classiques d'une photolithographie double face (étapes 2 à 4 : enduction, insolation, révélation). Nous poursuivons par la gravure d'un motif d'électrodes sur les deux faces de l'échantillon (étape 5). Une ou plusieurs sonotrodes viennent ensuite usiner le substrat (étape 6) comme expliqué à la section 4.2.3. On obtient alors des actionneurs libres (étape 7) constituant une structure monolithique composée de deux doigts actifs "encastés" dans le corps de la pince. Enfin, la dernière étape consiste à assembler les organes terminaux sur les actionneurs et à reporter l'ensemble dans un boîtier (+ interconnexions électriques, étape 8).

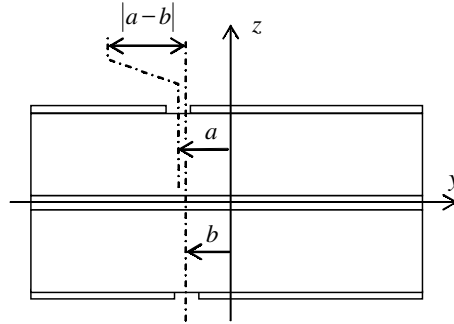


FIG. 4.9 – Erreurs de centrage dues aux procédés de fabrication ($|a - b| \approx 10 \mu\text{m}$ et $(a + b)/2 \approx 50 \mu\text{m}$)

Maintenant que nous avons présenté les étapes de fabrication des micropinces, nous nous proposons de revenir un instant sur le couplage entre les axes y et z d'un doigt (axes définis sur les figures 3.4 et 3.5, page 62). Nous avons vu au chapitre 3 (section 3.4.2, page 70) que le couplage entre les axes peut être annulé si l'erreur de centrage est la même sur chacune des faces de part et d'autre du centre de la poutre, soit $a = b$. D'un point de vue technologique, il est difficile de satisfaire la condition $a = b = 0$, ni même $a = b$. Analysons alors les erreurs introduites au fil des étapes de réalisation.

Dans notre cas, le motif des électrodes (Nickel-Cuivre) est obtenu par une gravure humide (bain de perchlorure de fer) après dépôt, insolation et révélation d'une résine protectrice photosensible. L'étape d'insolation double face est réalisée par le biais d'un aligneur de masques qui permet un ajustement inférieur à dix micromètres près des motifs d'une face par rapport à l'autre. L'étape de détournage de la pince est réalisée par un usinage ultrasonore (étape 3, figure 4.7). Cette étape introduit des imprécisions en ce qui concerne le positionnement des outils relativement au motif d'électrodes. Nous estimons cette imperfection à $50 \mu\text{m}$ environ vis à vis de laquelle les quelques micromètres d'erreur dus à l'aligneur double face semblent alors négligeables. Ainsi, les erreurs de centrage engendrées par notre processus de fabrication conduisent à une situation proche de $a = b$ (figure 4.9).

Le calcul exact des coefficients qui lient δ_y aux tensions de V_y et V_z , pour $a = 45 \mu\text{m}$ et $b = 55 \mu\text{m}$, donne :

$$\begin{aligned}\delta_{y(V_y, V_z)} &= 0,155_{(\mu\text{m}/V)} \cdot V_y + 0,157_{(\text{nm}/V)} \cdot V_z \\ \delta_{z(V_y, V_z)} &= -0,355_{(\mu\text{m}/V)} \cdot V_z - 3,74_{(\text{nm}/V)} \cdot V_y\end{aligned}$$

et conduit à un couplage de 0,1% de V_z sur δ_y et de 1% de V_y sur δ_z . Ces chiffres nous permettent raisonnablement de considérer comme négligeables les couplages dus aux erreurs d'alignement a et b .

4.3.2 Adaptation des organes terminaux

Aucune contrainte n'est envisagée a priori quant à la nature et aux formes des micro-objets à manipuler. Cependant, les extrémités des doigts de la micropince, ou organes terminaux, en contact avec l'objet sont de toute importance car il doivent être adaptés à celui-ci.

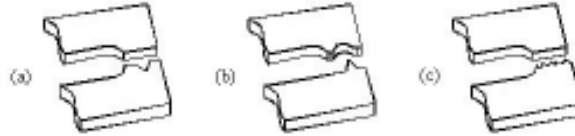


FIG. 4.10 – Exemples d'organes terminaux de pinces (a) Plat / encoche en V ; (b) Encoche circulaire / appendice en Δ ; (c) Plat / surface rugueuse.

La figure 4.10 montre plusieurs exemples de réalisations possibles. La première pince, munie d'un mors plat et d'un autre à encoche en "V", est particulièrement adaptée pour la manipulation de pièces circulaires et assure également un autocentrage de l'objet. La seconde, pourvue d'un mors à encoche circulaire et d'un autre décrivant un appendice en " Δ " est une solution intéressante pour manipuler des micro-engrenages par exemple. Enfin, la troisième est équipée d'un ou deux mors dont les surfaces de contact sont rugueuses, ce qui permet de limiter les forces d'adhésion souvent importantes avec les objets de très petite taille.

A travers ces exemples, nous nous rendons bien compte que l'adéquation entre l'extrémité de la pince et l'objet est primordiale pour garantir le succès des opérations de manipulation. Cependant, il est illusoire de faire une liste exhaustive de tous les organes terminaux possibles tant les besoins sont nombreux et les solutions multiples pour une même application.

Pour rendre notre micropince aussi monolithique que possible, une idée nous paraissait alors séduisante : disposer d'un stock de micropinces standards (entièrement en PZT) prêtes à être usinées en fonction de la demande de l'utilisateur.

Des essais ont été menés dans ce sens pour usiner dans le matériau en PZT des formes d'organes terminaux. A titre d'exemple, la figure 4.11 montre une configuration composée d'un mors plat en face d'une encoche circulaire, usinée par ultrasons. Or, même si les spécialistes de cette technique d'usinage ultrasonore repoussent sans cesse les limites vers les très petites dimensions (perçage de l'ordre de $100\ \mu\text{m}$), il reste tout de même délicat d'aboutir à ce jour à des structures capables de manipuler des objets de quelques micromètres.

L'usinage laser de céramiques montre également ses limites en terme de qualité des flancs usinés. Or, ce sont ces bords qui sont censés être en contact avec les objets du micromonde. La figure 4.12 montre un exemple d'organes terminaux en PZT découpé par laser ; nous observons de nombreuses irrégularités sur les arrêtes découpées.

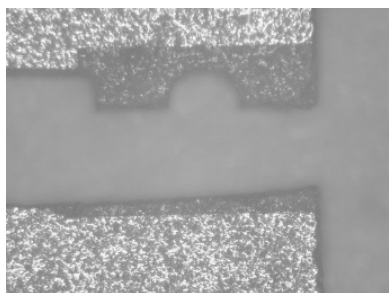


FIG. 4.11 – *Organe terminal réalisé par usinage ultrasonore*



FIG. 4.12 – *Organe terminal réalisé par usinage laser.*

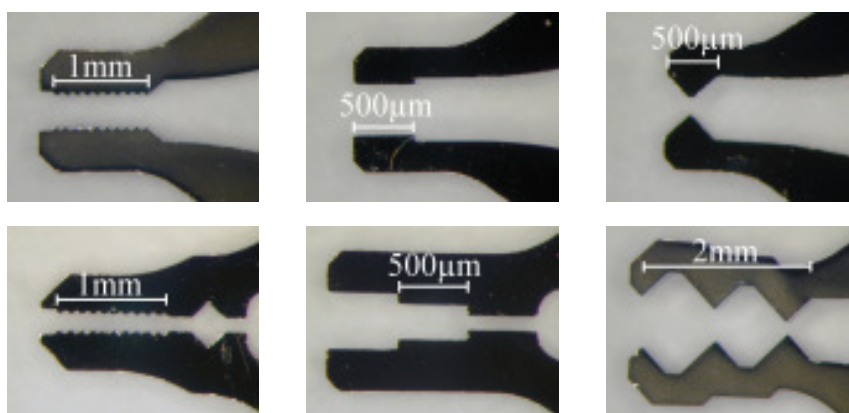


FIG. 4.13 – *Organes terminaux en nickel réalisés par LIGA*

Compte tenu de ces résultats, il ne nous semble pas raisonnable de poursuivre dans la voie du monolithisme absolu mais plutôt d'utiliser les technologies disponibles en vue de fabriquer les organes terminaux adaptés aux objets à manipuler. Parmi les techniques de réalisation envisageables, nous pouvons citer le micromoulage, la microstéréolithographie, le procédé LIGA³, la gravure profonde de silicium ou de verre, la gravure par FIB⁴ (pour des détails très petits et/ou précis). La réalisation d'organes terminaux impose alors une étape d'assemblage de ceux-ci sur les actionneurs.

Pour des raisons de commodité d'obtention de prototypes, nous avons fait le choix de concevoir des organes terminaux en nickel, de $200\ \mu\text{m}$ d'épaisseur, réalisés suivant le procédé LIGA. la figure 4.13 montre quelques exemples permettant la manipulation d'un grand nombre d'objets. Certains organes terminaux sont déclinés en pinces "multiprises" (deux ou trois zones de travail selon le modèle) permettant la micromanipulation d'objets de petite, moyenne et grande taille correspondant respectivement à des intervalles au repos de $100\ \mu\text{m}$, $250\ \mu\text{m}$ et $400\ \mu\text{m}$ entre les deux mors. Ces outils sont alors collés sur

3. Ce terme vient de l'allemand : *Lithographie Galvanoformung Abformung*.

4. FIB signifie en anglais *Focused Ion Beam*. Cette technologie permet la réalisation de motifs micro et nanométriques par usinage à l'aide d'un faisceau d'ions lourds.

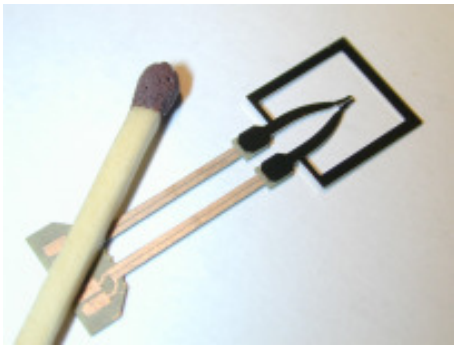


FIG. 4.14 – Phase de montage d'un organe terminal sur une micropince

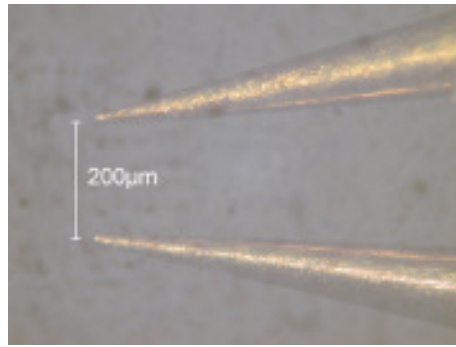


FIG. 4.15 – Organes terminaux composés de deux pointes métalliques

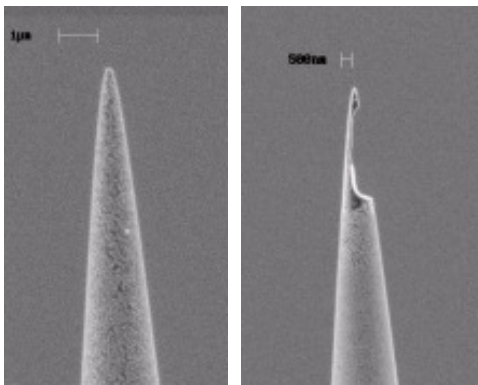


FIG. 4.16 – Mises en forme par FIB d'une pointe effilée de fibre optique (source : IMFC)

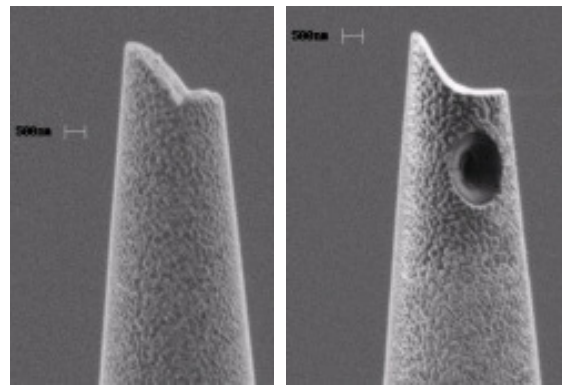


FIG. 4.17 – Mises en forme par FIB d'une pointe cassée de fibre optique (source : IMFC)

des “spatules” prévues à cet effet à l'extrémité des actionneurs de la micropince (figure 4.14). Afin de garantir un alignement parfait des organes terminaux, ces derniers sont maintenus par un cadre pendant l'étape de collage. Cette structure est ensuite enlevée pour libérer les doigts de la micropince et permettre ainsi des mouvements indépendants.

Certaines applications requièrent des outils de micromanipulation plus fins que les structures en nickel décrites dans les lignes précédentes. Pour cela, nous proposons sur la figure 4.15 de juxtaposer par exemple deux pointes en tungstène⁵ pour former des organes terminaux fins (le rayon de courbure de l'extrémité de la pointe est de $10\ \mu\text{m}$).

Si les caractéristiques d'encombrement et de finesse des organes terminaux ne conviennent toujours pas, il est alors possible de les façonner au moyen d'un FIB. Ainsi, pour des

⁵ Ces pointes en tungstène, métallisées par une couche d'or, sont généralement utilisées pour appliquer des potentiels sur des wafers de silicium.

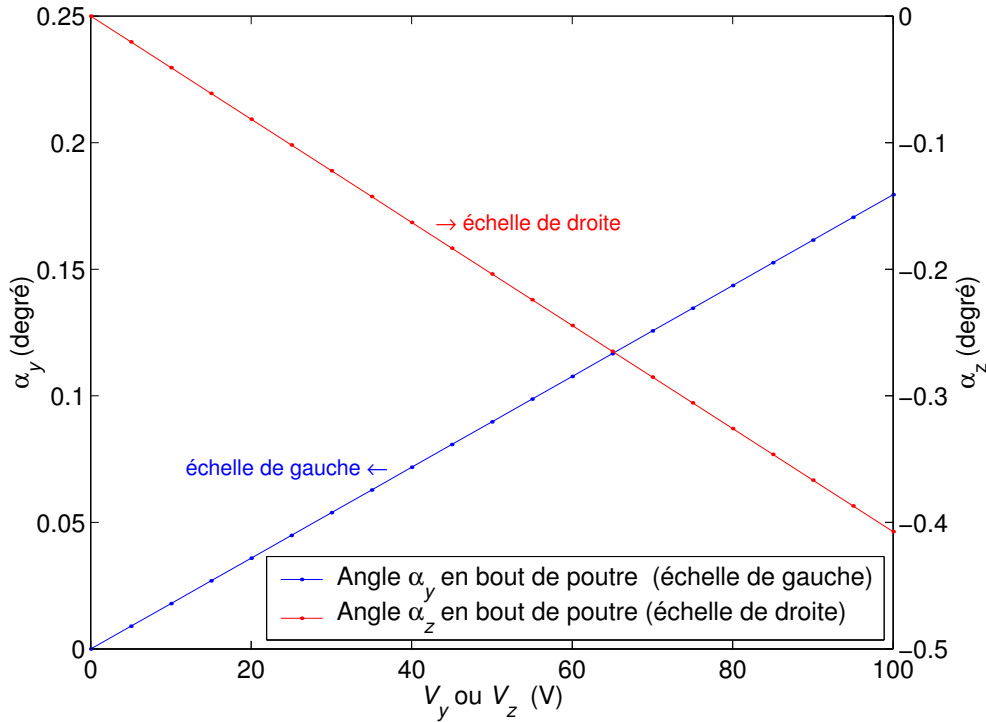


FIG. 4.18 – Angles α_y et α_z en fonction de V_y et V_z

applications encore plus exigeantes, Laurent Thierry, Maître de conférence au *CREST*⁶, a testé à l'*IMFC*⁷ la mise en forme de pointes de fibre optique au moyen d'un FIB. La figure 4.16 montre une "attaque débouchante" par FIB d'une pointe effilée pour donner naissance à une "cuillère à face quasi-plane". Un deuxième exemple montre sur l'image de gauche de la figure 4.17 une pointe cassée de fibre optique. Comme tous les profils de découpe sont permis, la forme de la rupture est ici mise à profit pour obtenir un organe terminal courbe (image de droite sur la figure 4.17). Cet outil peut par exemple épouser la forme d'un micro-cylindre, ou d'une cellule. Sur cette même image, on voit qu'il est possible également d'effectuer une série "d'attaques concentriques", à "doses variables", pour obtenir une cavité, de type "cuillère creuse".

Les organes terminaux présentés dans cette section ne sont que des exemples de réalisation que nous avons voulu "universels" pour mener nos premiers essais de micro-manipulation. Les formes, la taille et le matériau sont à choisir en fonction des besoins de l'application. D'ailleurs, les moyens ne manquent pas pour la fabrication de tels outils. De notre point de vue, la difficulté réside plus dans les solutions à mettre en œuvre pour garantir un alignement parfait des mors de la pince et solidariser les organes terminaux sur les actionneurs.

6. Centre de Recherche sur les écoulements, les surfaces et les transferts à Belfort-Montbéliard

7. Institut des Microtechniques de Franche Comté.

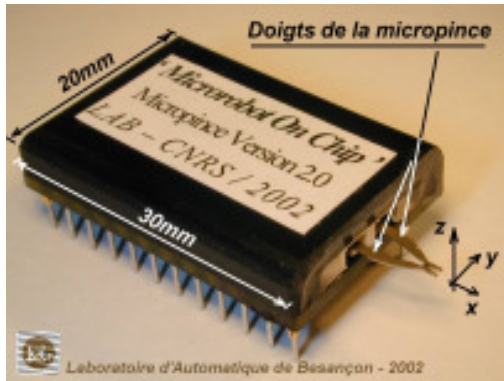


FIG. 4.19 – MOC en version DIL
(Dual In Line)



FIG. 4.20 – MOC en version LEMO®

Une question reste cependant en suspens : qu'en est-il du maintien du parallélisme des mors de la pince lorsque cette dernière s'ouvre et se ferme ? La question est légitime puisque le profil de déformation le long d'un doigt de pince décrit un arc de cercle⁸. L'actionneur présente alors les angles α_y et α_z à l'extrémité de la poutre (voir la figure 3.6, page 65) définis, pour deux couches collées de matériau piézoélectrique identique et aucune erreur de centrage ($a = b = 0$), par les relations :

$$\alpha_y = - \frac{6d_{31}L(w^2 - w_0^2)}{\left(2\frac{h_p}{s_{11}^p} + \frac{h_g}{s_{11}^g}\right)s_{11}^p w^3} \cdot V_y \quad (4.1)$$

$$\alpha_z = \frac{12d_{31}L(h_p + h_g)(w - w_0)}{\left(2\frac{h_p}{s_{11}^p}(3h_g^2 + 6h_g h_p + 4h_p^2) + \frac{h_g^3}{s_{11}^g}\right)s_{11}^p w} \cdot V_z \quad (4.2)$$

La figure 4.18 montre l'évolution des angles α_y et α_z en fonction de V_y et V_z pour un duo-bimorphe dont les caractéristiques sont celles du tableau 3.2, page 69. Pour une tension de commande des axes de 100 V, l'angle α_y vaut moins de $0,2^\circ$ et l'angle α_z atteint tout juste $0,4^\circ$. Autant dire que les inclinaisons de l'extrémité des organes terminaux sont faibles et peuvent être, dans la plupart des applications, négligées.

4.3.3 Description des prototypes de micropinche

Les prototypes réalisés (figures 4.19 et 4.20) se présentent sous la forme d'un boîtier dont émergent les organes terminaux de préhension. Toute la structure piézoélectrique, d'une masse de 0,2 g est intégrée dans ce boîtier. Les prototypes présentés sur les figures 4.19 et 4.20 pèsent respectivement 5 et 15 g. Les dimensions des micropinces sont :

⁸. Le modèle de comportement de la poutre encastée-libre est fondé sur l'hypothèse des petites déformations, assimilées à un rayon de courbure $\rho_{y\text{ ou }z}$ (pour plus de détail, voir en annexe A, figure A.4, page 151).

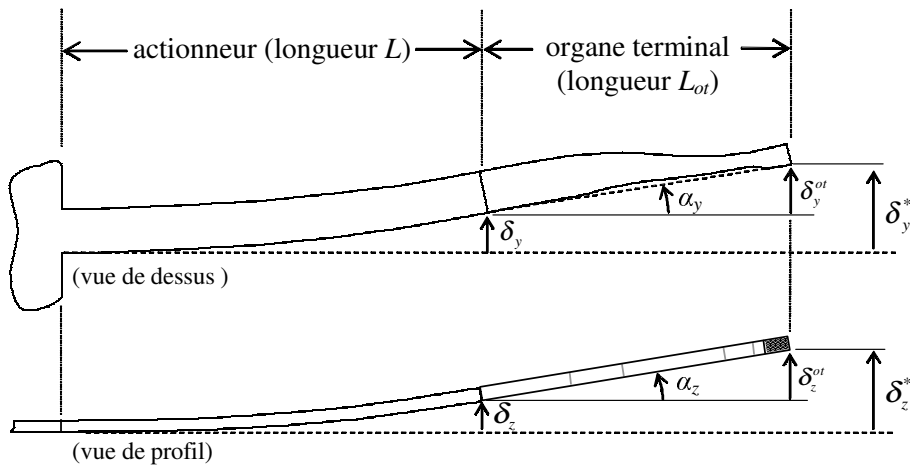


FIG. 4.21 – Déflexions totales selon y (vue de dessus) et selon z (vue de profil) d'un doigt de pince composé de l'actionneur de l'organe terminal

- pour les actionneurs intégrés dans ces prototypes : 13 mm de longueur, 1 mm de large et $420\ \mu\text{m}$ d'épaisseur ($400\ \mu\text{m}$ pour les deux couches piézoélectriques et $20\ \mu\text{m}$ pour la colle) ;
- et pour l'organe terminal 12 mm de long et $200\ \mu\text{m}$ d'épaisseur.

La taille des prototypes de micropince est à la fois compatible avec celle des micro-objets à manipuler, de quelques micromètres à quelques centaines de micromètres, et suffisamment grande pour permettre à l'utilisateur de les manipuler aisément. Nous pensons que des micropinces plus petites seraient particulièrement délicates à installer et conduiraient vraisemblablement à des risques élevés d'endommagement liées à sa propre manipulation.

Le premier prototype de la figure 4.19 est intégré dans un boîtier DIL (*Dual In Line*). Il est inspiré des puces électroniques et peuvent s'apparenter à des "puces microrobotiques", que nous appelons aussi, en anglais : "*Microrobot On Chip*" (*MOC*)⁹. Pour être plus précis, ces micropinces entrent dans une sous-catégorie de *MOC*, à savoir : les "*puces microrobotiques pour la micropéhension*", que nous dénommons en anglais : "*Microprehensile Microrobot On Chip*" (*MMOC*).

Le second exemplaire, présenté en figure 4.20, est logé dans un connecteur LEMO[®] métallique de type "push/pull". Ce boîtier permet en particulier de fonctionner à l'intérieur d'un microscope électronique à balayage (MEB), sans perturbations mutuelles entre le MEB et la micropince si le boîtier de cette dernière est relié à la masse (bâti du microscope). A ce sujet, nous décrivons un exemple de micromanipulation de petits objets de 150 à $200\ \mu\text{m}$ dans un MEB à la section 4.4.3 de ce chapitre. Précisons aussi que ce composant est facilement interchangeable par une simple connection/déconnection du

9. Le concept de *puce microrobotique* est détaillé en perspective, page 144.

connecteur sur son socle. Dans la suite de ce document, nous appelons *LEMMOC* cette version de micropince.

4.3.4 Performances des prototypes de micropince

Comportement statique

Pour comparer les performances théoriques et pratiques des micropinces, nous devons tout d'abord prendre en considération l'influence des organes terminaux montés à l'extrémité des actionneurs (duo-bimorphes).

Pour cela, la figure 4.21 représente deux vues simplifiées d'un doigt de pince sur lesquelles est reporté, sur la vue de dessus pour l'axe y et sur la vue de profil pour l'axe z , le détail des déplacements à l'origine de la course totale de l'extrémité du doigt. En effet, la commande de l'actionneur conduit à une déflexion δ_y et δ_z selon l'axe considéré alors que l'organe terminal donne lieu à une amplification passive δ_y^{ot} et δ_z^{ot} . Ainsi, les grandeurs qui nous intéressent sont δ_y^* et δ_z^* et valent :

$$\delta_y^* = \delta_y + \delta_y^{ot} = \delta_y + L_{ot} \cdot \sin(\alpha_y) \quad (4.3)$$

$$\delta_z^* = \delta_z + \delta_z^{ot} = \delta_z + L_{ot} \cdot \sin(\alpha_z) \quad (4.4)$$

avec δ_y , δ_z , α_y et α_z , les déflexions et les angles définis au chapitre 3 (tableau 3.1, page 66).

Les déflexions de la pince à l'extrémité de son organe terminal ont été mesurées dans les deux directions perpendiculaires, selon l'axe y (déformations dans le plan) et selon l'axe z (déformations hors plan), à l'aide d'un capteur laser extérieur disposant d'une résolution de 10 nm.

La figure 4.22 montre les déflexions théoriques et pratiques (pour trois boucles partielles d'hystérésis) selon l'axe y pour un doigt de pince dont les caractéristiques sont rappelées sur le graphique. Pour une tension V_y variant de -100 à 100 V, chaque doigt présente des déflexions dans le plan de $\pm 80 \mu\text{m}$, soit $160 \mu\text{m}$ en tout. La course totale d'ouverture/fermeture de la pince est alors égale à $320 \mu\text{m}$. La courbe théorique $\delta_y^* = f(V_y)$ est tracée conformément à la relation 4.3 et au modèle présenté au chapitre 3 pour un duo-bimorphe composé de deux couches piézoélectriques identiques et aucune erreur de centrage ($a = b = 0$).

En dehors du cycle d'hystérésis (le modèle du chapitre 3 étant linéaire), ce tracé correspond assez fidèlement aux données expérimentales. Il faut cependant considérer ce modèle avant tout comme un outil d'aide à la conception. En effet, il est difficile de l'utiliser en l'état pour commander avec précision et en boucle ouverte une position de l'extrémité de la poutre. Qui plus est, les résultats pratiques peuvent très vite s'écarter du modèle théorique pour une plage de tension plus grande. Pour preuve, la figure 4.23 montre de nouveau la déflexion δ_y^* d'un doigt mais cette fois-ci pour V_y variant de -150 à 150 V. Le comportement de l'actionneur n'est effectivement pas linéaire puisque un

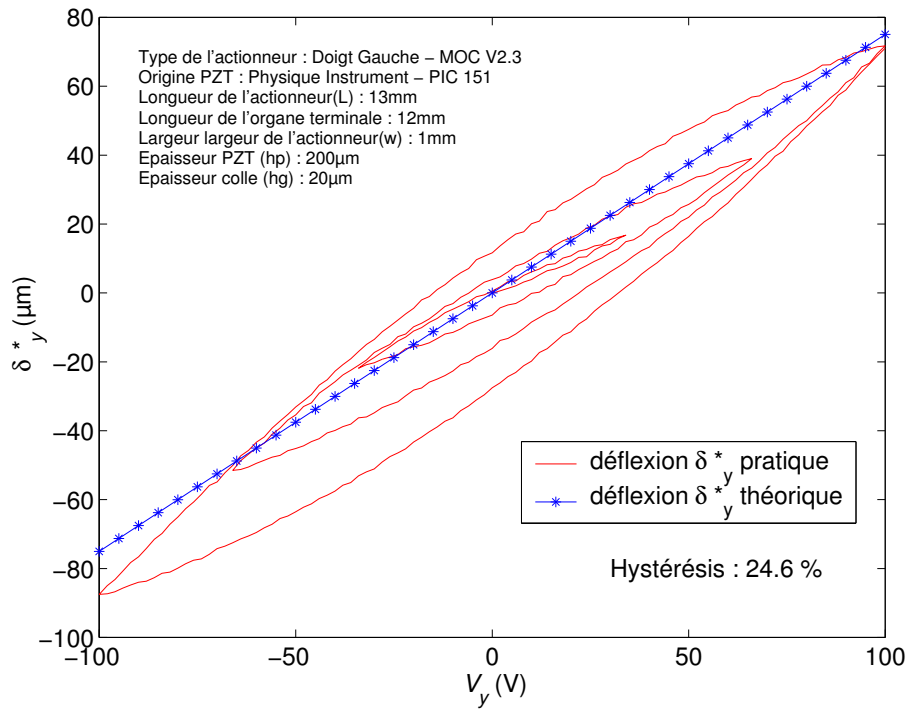


FIG. 4.22 – Déflexions δ_y théorique et pratique en fonction de V_y (de -100 à +100 V)

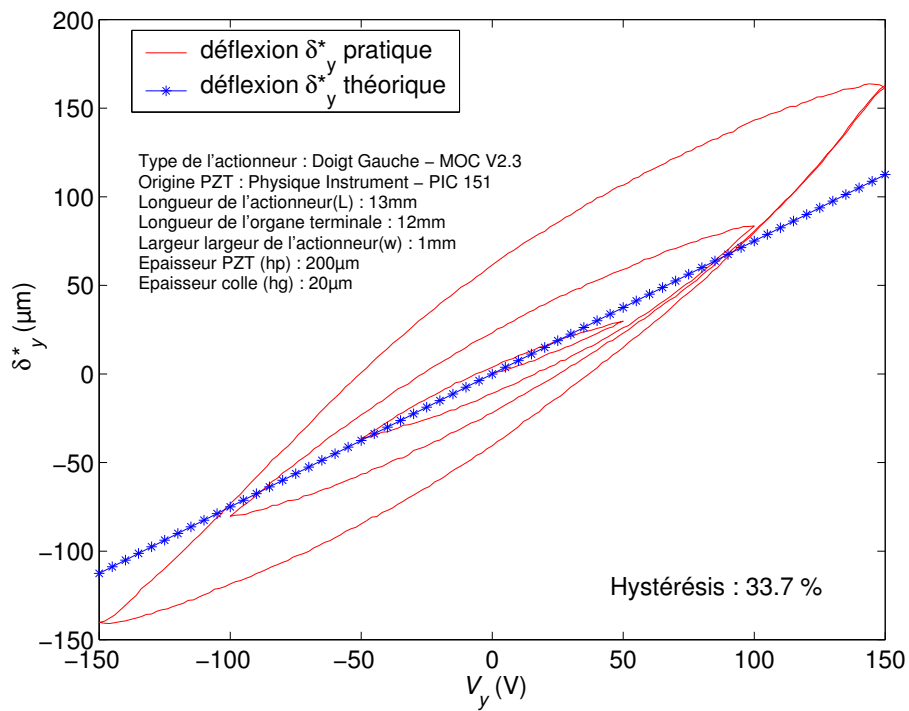


FIG. 4.23 – Déflexions δ_y théorique et pratique en fonction de V_y (de -150 à +150 V)

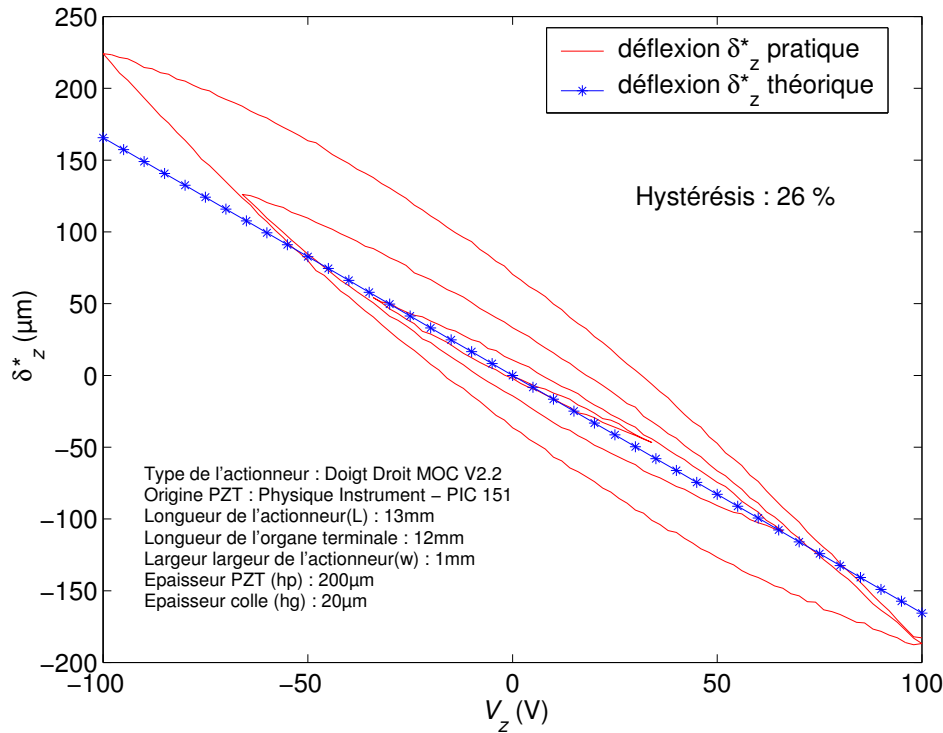


FIG. 4.24 – Déflexions δ_z théorique et pratique en fonction de V_z (de -100 à +100 V)

accroissement de 50 % de la tension maximale de commande nous amène à presque 100 % de déflexion supplémentaire pour atteindre $\pm 150 \mu\text{m}$. Ainsi, une pince commandée par une tension de -150 à 150 V offre une course totale d'ouverture/fermeture de $600 \mu\text{m}$! Comme la distance entre les doigts est un paramètre de conception de la micropince, il est alors possible de manipuler des composants dont la taille peut varier de quelques micromètres à plusieurs centaines de micromètres, voire le millimètre.

La figure 4.24 montre les déflexions théoriques et pratiques selon l'axe z pour le même doigt de pince que précédemment. Une tension V_z variant de -100 à 100 V, conduit à une déflexion hors-plan de $\pm 200 \mu\text{m}$, soit une course totale de montée/descente de $400 \mu\text{m}$ à l'extrémité des doigts.

Les forces générées par la pince n'ont pas été mesurées à ce jour. Pour avoir une idée plus précise des forces de serrage et d'insertion à l'extrémité de l'actionneur (partie active du doigt), nous les calculons sur la base du modèle théorique présenté au chapitre 3 (équations 3.7 et 3.8, page 3.7). Nous obtenons, respectivement pour les deux forces de blocage Fb_y et Fb_z , 80 mN et 30 mN pour une tension de 100 V appliquée. Ces mêmes forces sont calculées par un modèle numérique de type éléments finis à 90 mN et 35 mN. Ces calculs nous permettent, pour la géométrie de nos outils de micropréhension en nickel, d'estimer les forces disponibles en bout des organes terminaux à 55 mN en serrage et 10 mN en insertion.

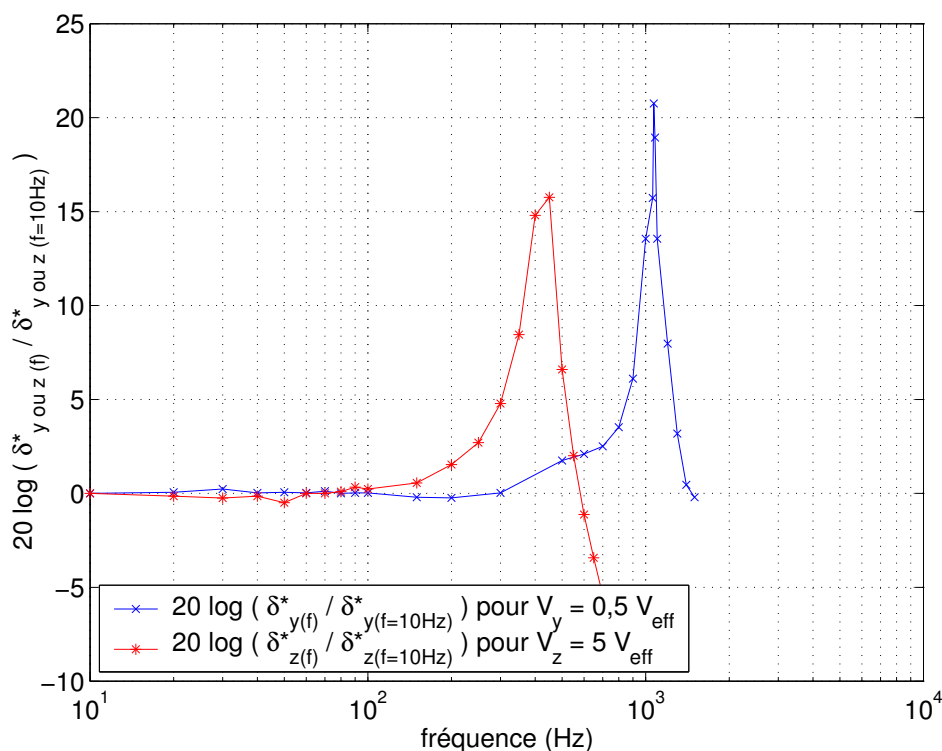


FIG. 4.25 – Réponse en fréquence des déflexions δ_y et δ_z

Les duo-bimorphes réalisés ont des géométries telles que l'épaisseur ($400 \mu\text{m}$) est inférieure à la largeur (1 mm). Ainsi, ils présentent une rigidité plus faible selon l'axe z que selon l'axe y , ce qui conduit à une force de blocage le long de cette axe cinq fois inférieure à celle calculée pour le serrage. Si le besoin le nécessite, il est alors possible de rendre plus rigide la poutre en augmentant son épaisseur par la superposition de plusieurs couches sans dégradations des autres performances.

Comportement dynamique

L'utilisation du phénomène piézoélectrique comme principe d'actionnement des doigts en fait une micropince rapide. La figure 4.25 présente à ce sujet les réponses en fréquences des déflexions δ_y^* et δ_z^* (valeurs normalisées par rapport aux déplacements mesurés pour $f = 10 \text{ Hz}$). Les fréquences de résonance pour un doigt de pince équipé d'un organe terminal à deux mors plats (outil présenté à la section 4.3.2, figure 4.13, page 90) sont d'environ 1000 Hz dans le plan et 450 Hz hors plan.

Cependant, la pince ne peut être raisonnablement commandée en ouverture-fermeture des doigts au delà de 400 Hz environ sous peine de solliciter la fréquence de résonance hors plan située à 450 Hz . Pour disposer pleinement de la bande passante d'ouverture-fermeture des doigts, il est alors nécessaire d'augmenter la rigidité de la poutre selon l'axe z , par exemple par une structuration multi-couche.

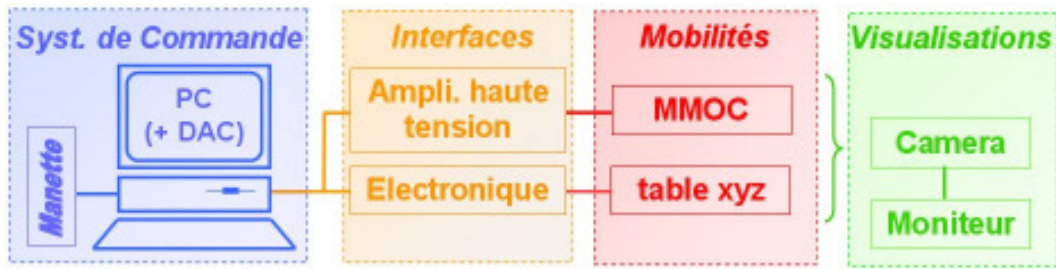


FIG. 4.26 – Schéma fonctionnel de la station de micromanipulation

4.4 Quelques exemples de micromanipulation

Les micropinces ainsi développées offrent des performances intrinsèquement intéressantes pour la micromanipulation. Encore faut-il pour s'en convaincre réaliser quelques expérimentations de manipulation d'objets réels de petite taille. C'est ce que nous proposons de découvrir à travers trois exemples :

- le premier concerne la manipulation téléopérée d'un pignon de montre dont l'arbre mesure $150\ \mu\text{m}$ de diamètre ;
- le second présente la prise et la dépose téléopérées de cubes d'environ $300\ \mu\text{m}$ de côté sous une binoculaire ;
- le troisième et dernier exemple montre la manipulation d'objets globalement sphériques de 150 à $200\ \mu\text{m}$ de diamètre dans un microscope électronique à balayage (*MEB*).

Les deux premières expérimentations sont réalisées sur la base d'une station de micromanipulation que nous pouvons schématiser par le graphe de la figure 4.26. Cette plateforme est composée d'une table de micropositionnement à trois axes de translation¹⁰, perpendiculaires deux à deux, sur laquelle est montée une micropince de type LEMMOC (figure 4.27). Ces degrés de liberté sont pilotés par un ordinateur en passant par les interfaces ad hoc et sont téléopérés par un opérateur via une manette (figure 4.28). Dans le premier exemple (la manipulation d'un pignon de montre), une caméra est implantée pour permettre la visualisation en temps réel des opérations de manipulation. Dans le second exemple (la micromanipulation de cubes), la même caméra que précédemment est disposée de sorte à bénéficier d'une vue de profil, alors qu'une seconde caméra, implantée sur une binoculaire, permet d'obtenir une vue de dessus de la scène.

* * *

Les séquences vidéo décrites dans les paragraphes qui suivent sont répertoriées en annexe B et sont consultables sur le Cédérom joint à ce document.

* * *

10. La table est composée de trois axes de translation *M-112* de la société *Physik Instrumente*. Chaque module dispose d'une course de 25 mm avec une répétabilité unidirectionnelle de $0,1\ \mu\text{m}$.

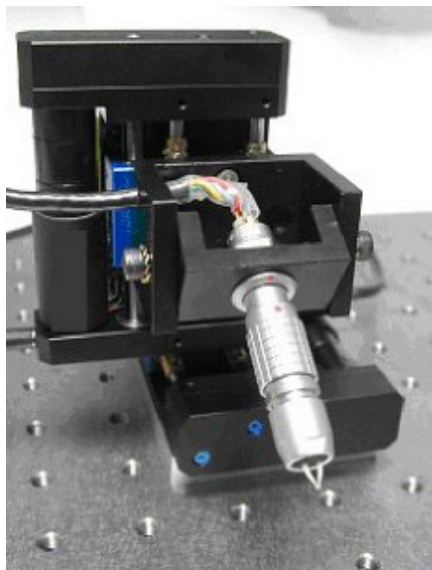


FIG. 4.27 – Station de micromanipulation composée d'un LEMMOC et d'une table xyz de micropositionnement



FIG. 4.28 – Micropinse MMOC télé-opérée au moyen d'une manette

4.4.1 Micromanipulation d'un pignon de montre (l'arbre mesure $150\ \mu\text{m}$ de diamètre)

La figure 4.29 regroupe quelques clichés tirés d'une séquence vidéo qui illustrent les possibilités de la micropinse autour de la manipulation d'un pignon d'engrenage de montre (fichier "*Depose-Prise-Rotation d'un Pignon de Montre.m1v*" présent sur le cédérom). Afin de respecter la chronologie des vidéos disponibles sur le cédérom, nous commentons les séquences dans le même ordre, image par image, de gauche à droite et de haut en bas sur la figure :

- image (1) : initialement, la micropinse maintient le pignon d'engrenage en position haute par rapport au plan de travail sur lequel est installé le mécanisme de mouvement d'une montre ; le diamètre de l'arbre mesure ici $150\ \mu\text{m}$ de diamètre ;
- image (2) : la table descend jusqu'à une phase d'approche lente pour venir en quasi-contact entre le pignon et le mécanisme de mouvement de la montre ;
- image (3) : les mors s'ouvrent, le pignon est logé dans un trou et la pince se dégage vers le haut ;
- image (4) : l'opérateur ajuste la position de la pince sur l'arbre pour ensuite saisir le pignon ;
- image (5) : une fois les mors refermés, le pignon est à nouveau maintenu et la table peut alors monter ;

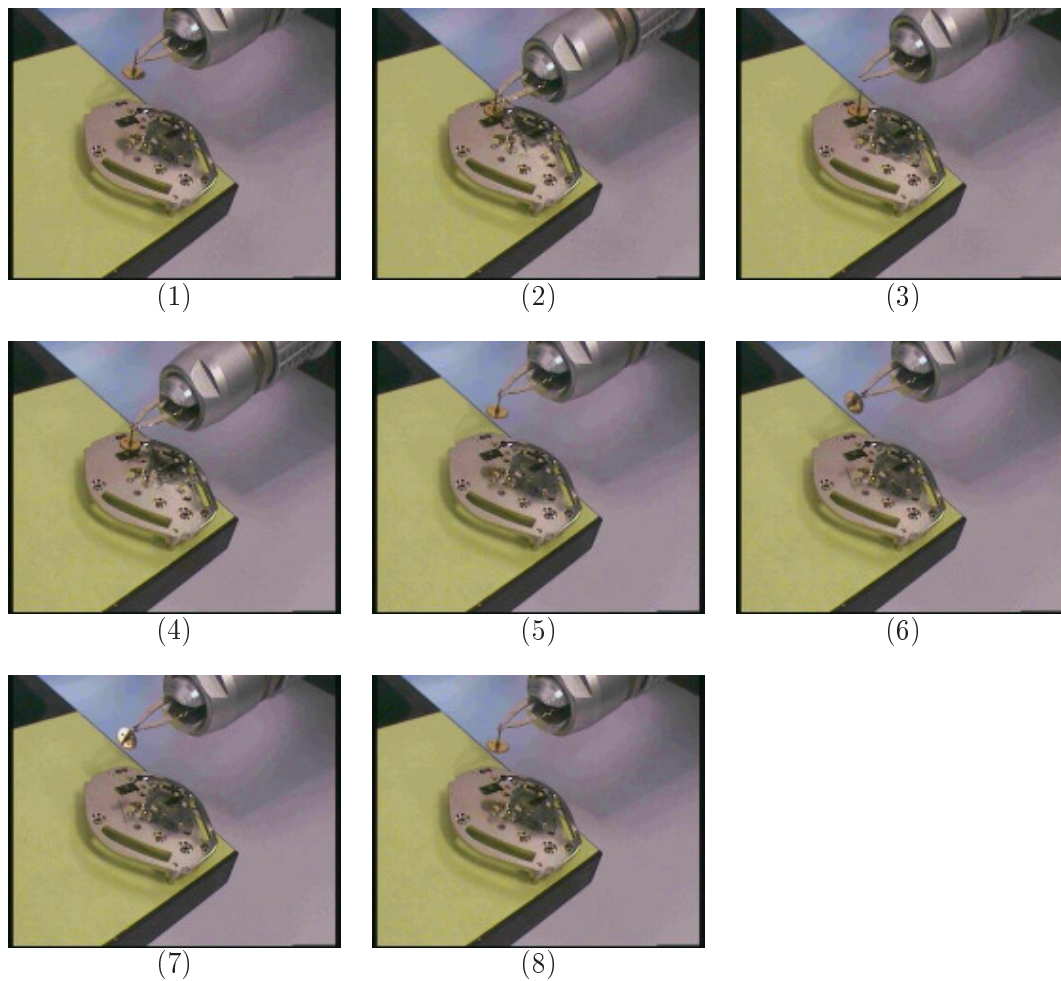


FIG. 4.29 – Séquence de dépose, prise et rotation d'un pignon de montre

image (6) : cette figure illustre le résultat d'une commande antagoniste des doigts de la pince (un doigt monte, l'autre descend), ce qui induit une "rotation" de l'arbre du pignon entre les mors ;

image (7) : l'avant dernière image montre une position intermédiaire du mouvement de retour à la vertical du pignon ; ce dernier revient progressivement dans une position verticale au fur et à mesure de la resymétrisation des doigts ;

image (8) : l'arbre est revenu en position verticale.

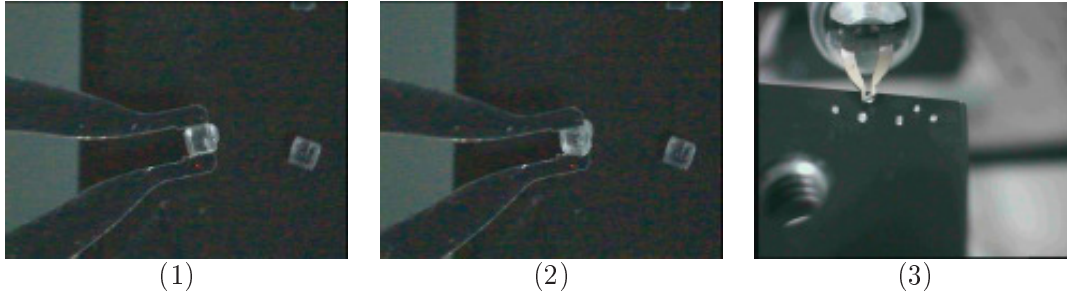


FIG. 4.30 – *Rotation d’un grain de sel entre les mors de la pince ; configuration initiale (1) ; objet en position incliné : vue de dessus (2) et de face (3)*

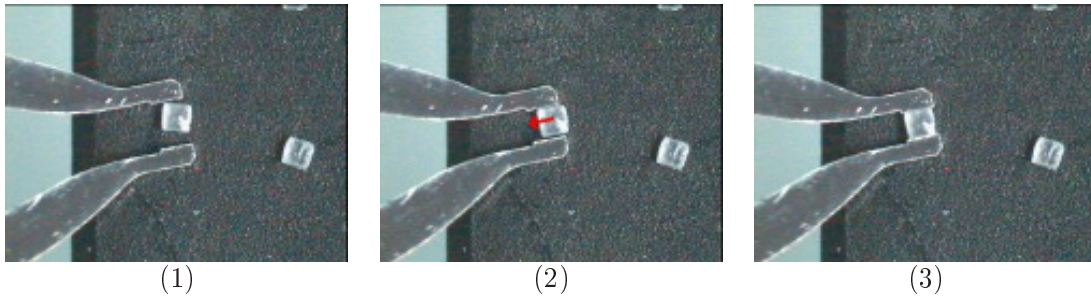


FIG. 4.31 – *“Autocentrage” d’un grain de sel entre les mors de la pince*

4.4.2 Micromanipulation d’objets cubiques de $300\ \mu\text{m}$ de côté sous une binoculaire

Nous nous proposons à présent de nous intéresser à un ingrédient de la gastronomie : le sel. En effet, nous rapportons dans cette section des essais de micromanipulation de grains de sel. Ces derniers sont des petits objets de forme cubique (ou parallélépipédique) dont la taille est typiquement $300\ \mu\text{m}$ de côté (pour ceux manipulés). Ces dimensions conviennent parfaitement à notre micropince et en particulier aux organes terminaux disponibles et montés actuellement sur celle-ci.

Pour commencer, la figure 4.30 présente des images illustrant la rotation d’un grain de sel entre les mors de la pince. Dans le cas de cet objet, plus compact que l’arbre du pignon de montre, l’enregistrement vidéo montre un mouvement plus “régulier” de l’objet (voir les vidéos sur le Cédérom). L’expérience montre également une meilleure reproductibilité des mouvements obtenus pour le cube de sel. Nous estimons l’inclinaison des faces du grain de sel à environ 30 à 40° .

Lors de nos manipulations, nous avons observé un phénomène suffisamment intéressant pour être signalé : nous constatons en effet un “autocentrage” assez reproductible des

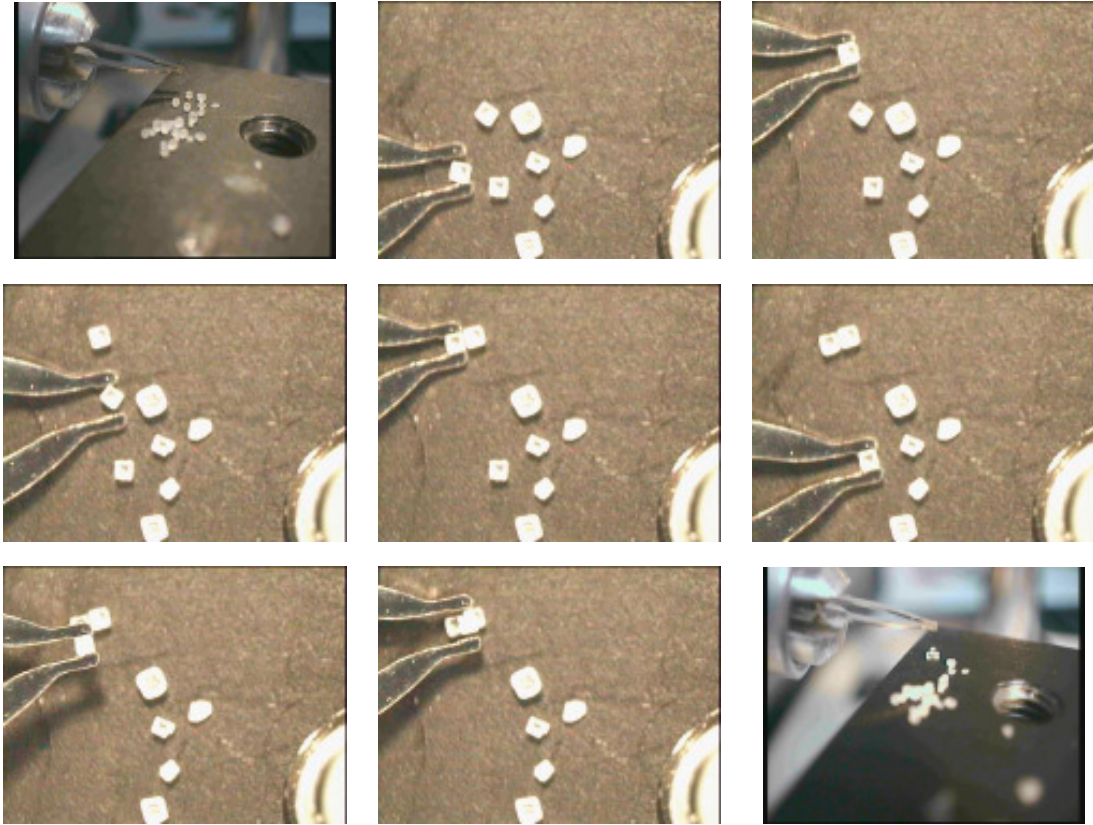


FIG. 4.32 – Construction d'une pyramide composée de trois "parpaings" de sel

cubes entre les mors de la micropince. Ce phénomène s'explique vraisemblablement par des forces électrostatiques dues à une accumulation de charges sur les faces des cubes, le sel étant un matériau diélectrique. La figure 4.31 illustre en trois images le phénomène comme suit :

- image (1) : la première image montre la fin d'une phase d'approche : la pince est ouverte et prête à se refermer pour saisir l'objet ;
- image (2) : lors de la fermeture de la pince, les faces du cube de sel s'alignent par rapport aux organes terminaux (parfois avec des mouvements d'attraction et/ou de répulsion) ;
- image (3) : juste avant la fermeture complète des mors, le cube se déplace pour se positionner au centre des mors de la pince. Ce système, schématiquement composé de deux électrodes (les mors) et d'un diélectrique (le cube de sel) a tendance, par le déplacement du diélectrique, à maximiser la capacité entre les mors de la pince.

Enfin, la figure 4.32 présente quelques moments choisis de la construction d'une pyramide composée de trois grains de sel : deux sont juxtaposés pour former la base de "l'édifice" et un autre grain est déposé sur les deux premiers. Pour cette séquence, nous ne commentons pas les images une à une si ce n'est que la première d'entre elles, en haut à gauche, représente la scène initiale et les suivantes détaillent la succession de prises et de déposes des cubes pour obtenir la pyramide photographiée sur la dernière image en bas à droite de la figure. Pour plus de détails, nous invitons le lecteur à découvrir la vidéo "Pyramide de Sel.m1v" présente sur le cédérom.

4.4.3 Micromanipulation d'objets sphériques de 200 μm de diamètre dans un microscope électronique à balayage

Les essais de manipulations de petits échantillons dans un microscope électronique à balayage ont été réalisés à l'*EMPA*¹¹, à Thun en Suisse, par Ricardo Pérez Suárez (post-doctorant au *Laboratoire d'Automatique de Besançon*) dans le cadre du projet européen *ROBOSEM*.

Le projet européen *ROBOSEM* ("Development of a Smart Nanorobot for Sensor-based Handling in a Scanning Electron Microscope"), réunissant seize partenaires, est un projet sur trois ans (avril 2002 - avril 2005) consistant à développer des outils microrobotiques adaptés pour réaliser une station de micromanipulation dans la chambre à vide d'un microscope électronique à balayage (MEB). Trois démonstrateurs doivent être obtenus à l'issue de ce projet :

- un démonstrateur permettant l'assemblage d'un microsystème ;
- un démonstrateur permettant le test et la caractérisation mécanique de micro-échantillons de matériaux, par indentation, rayures, traction/compression et flexion ;
- un démonstrateur de manipulation cellulaire.

Nous sommes plus particulièrement impliqués dans les deux premiers démonstrateurs. Il s'agit pour nous :

- d'utiliser les micropinces développées au laboratoire en les adaptant à l'environnement du MEB¹². Les premiers tests réalisés à l'*EMPA* ont montré, moyennant quelques adaptations du boîtier, une bonne compatibilité d'une micropince en fonctionnement dans le MEB (par de dégazage de la micropince dans le vide et pas d'interaction nuisible avec le faisceau d'électrons du MEB) ;
- d'améliorer nos *MMOC* en intégrant des microcapteurs mesurant les efforts de serrage, (capteurs développés à cet effet par un partenaire de *ROBOSEM*) et en développant la commande en effort correspondante ;

11. L'*EMPA*, est un acronyme allemand, qui signifie "Département Fédéral de Tests et de Recherche en Matériaux".

12. A titre d'information, l'espace de la chambre à vide du MEB que nous utiliserons est de l'ordre de 300x250x150 mm³. Cependant, le volume disponible pour intégrer des systèmes de micromanipulation est plus restreint.



FIG. 4.33 – Microscope électronique à balayage (MEB)

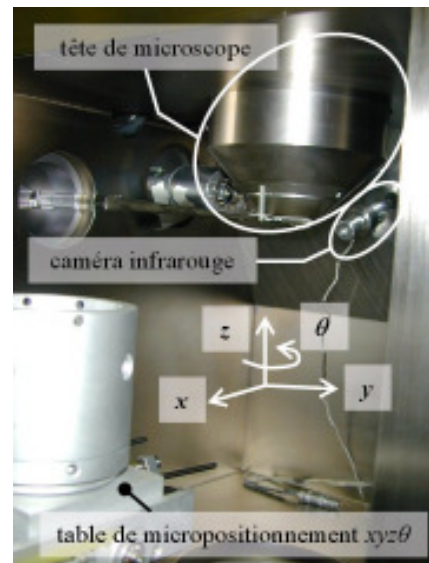


FIG. 4.34 – Chambre interne d'un MEB

- de développer un système microrobotique de prise-dépose dans le MEB permettant, à partir d'un magasin d'échantillons, de positionner ceux-ci un par un sur la zone de test (dans un premier temps par téléopération et, plus tard, en commande automatique).

L'*EMPA* est le laboratoire partenaire du projet *ROBOSEM* spécialisé dans l'étude et la caractérisation de matériaux. Il s'intéresse notamment à la caractérisation de pièces de très petites tailles réalisées, par exemple, par des procédés microtechniques. En effet, ces échantillons ne présentent pas forcément les mêmes caractéristiques que leurs homologues obtenus par des procédés plus traditionnels à partir d'une forme massive et usinés par enlèvement mécanique de matière. Lors de la fabrication de pièces microtechniques, il peut par exemple être nécessaire de réaliser des "micro-éprouvettes" sur le même substrat afin de caractériser le matériau ainsi élaboré. Des méthodes de caractérisation assez complexes mais très performantes ont été développées dans ce laboratoire et nécessitent l'utilisation d'un microscope électronique à balayage.

Notre action au sein de ce projet consiste alors, entre autres, à proposer des solutions compactes et performantes utiles à la micromanipulation de petits échantillons dans un MEB. Les avantages d'un tel outil sont les suivants :

- en premier lieu, l'opérateur n'a plus besoin de mettre en place manuellement les échantillons à l'aide d'une pince brucelles au risque de les abîmer ; il installe un magasin de pièces à caractériser (qui peut être simplement un vrac 2D) et prend successivement les échantillons qu'il désire traiter. Les outils de micromanipulation doivent être bien entendu en mesure de préserver les pièces de toute modification liée à la préhension ;

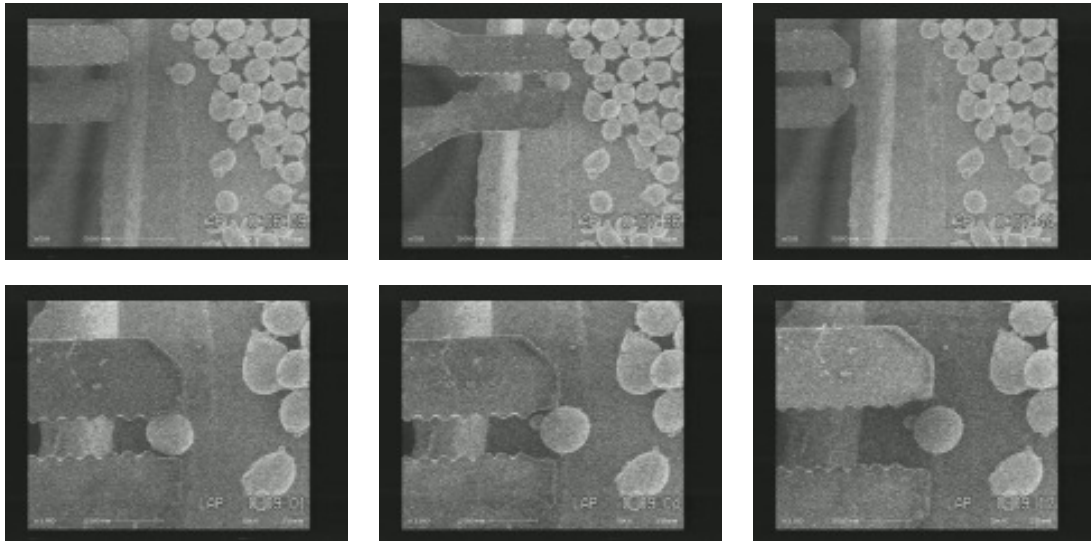


FIG. 4.35 – Saisie (figures du haut) et dépose (figures du bas) d'un objet sphérique ($\sim 200 \mu\text{m}$) dans un microscope électronique à balayage

- ensuite, un tel système permet un gain de temps appréciable. En effet, l'obtention du vide dans la chambre du microscope prend typiquement 5 minutes pour un vide primaire. En outre, les opérations incessantes d'ouverture-fermeture du microscope coûtent aussi en temps de mise en place des échantillons.

Ainsi, la prise et la dépose d'échantillons à caractériser parmi un lot disponible à l'intérieur de la chambre du microscope économise de nombreuses phases d'ouverture, de fermeture, de mise en place et de pompage pour obtenir le vide nécessaire à la réalisation des images ;

- peut finir, la qualité des tests s'en trouve améliorée par la possibilité de mener des essais successifs sur une série d'échantillons dans les mêmes conditions.

Revenons à présent aux essais de micromanipulations dans le microscope électronique à balayage. La figure 4.33 montre le MEB et son pupitre de commande. L'opérateur utilise les images issues du MEB pour visualiser la scène en temps réel et téléopérer les mouvements utiles aux tâches de manipulation. Pour cela, le microscope dispose de quatre degrés de liberté (trois translations orthogonales xyz et une rotation dans le plan horizontal xy , figure 4.34) pilotés par le pupitre de commande alors que la micropince est connectée à un amplificateur haute tension et commandée manuellement.

La figure 4.35 montre une séquence de trois images correspondant à la prise d'un objet¹³ quasiment sphérique de $200 \mu\text{m}$ de diamètre. Les trois images suivantes relatent la dépose de cette sphère.

¹³ L'EMPA réalise des expertises pour le compte de clients. Pour cette raison, la nature de l'objet manipulé ne nous a pas été communiquée.

Pour plus de détails, nous invitons le lecteur une fois encore à visionner la vidéo correspondante à cette manipulation (fichier “*Micromanipulation dans un MEB.m1v*” dans le cédérom joint). Sur cette vidéo, des “flashes” sur l’image et en particulier au niveau des organes terminaux apparaissent à chaque contact entre la pince, les objets et/ou le support d’échantillons. Ce phénomène est dû aux transferts des charges accumulées sur un élément vers un autre lors du contact. Notons également, en fin de vidéo, au moment de l’ouverture des mors de la pince, l’influence des forces vraisemblablement électrostatiques qui a pour effet d’attirer ou repousser l’objet vers une position différente de celle à laquelle nous ouvrons initialement les doigts de la pince.

4.5 Conclusion

Nous avons abordé dans ce chapitre de nombreux aspects techniques. Nous avons en particulier présenté les modes de réalisation possibles de nos actionneurs, caractérisé les performances de notre micropince et montré le potentiel de cette dernière dans le cadre de diverses micromanipulations de petits objets dans la gamme de dimensions visée.

Le tableau 4.2 permet de comparer les caractéristiques que nous avons envisagées au chapitre 2 à celles réellement obtenues pour notre micropince. Ces performances sont dans l’ensemble conformes à nos attentes, exceptées pour la force de blocage selon l’axe z qui atteint tout juste 10 mN en bout de l’organe terminal. Cette force peut cependant être améliorée en augmentant la rigidité de la poutre dans son épaisseur par la superposition de couches piézoélectriques sans dégradation des autres performances.

Par ailleurs, une rigidité plus importante dans l’épaisseur de la poutre conduirait à une fréquence plus élevée de son premier mode de résonance. Or, c’est cette fréquence qui, dans notre cas, constitue un facteur de limitation de la rapidité de la pince. En effet, une commande de l’ouverture/fermeture de la pince à des fréquences voisines de 450 Hz, solliciterait inexorablement, par couplage dynamique entre les axes y et z , le mode de résonance en montée/descente. Les pinces présentées doivent alors être de ce fait limitées à des sollicitations inférieures à 200 ou 300 Hz environ pour garantir un fonctionnement stable de la pince. Une autre solution consiste à filtrer les fréquences indésirables par des méthodes dites de “*input preshaping*” (Singer 2001, Spanner 2003). Notons également que les fréquences actuelles des modes de résonance de la poutre permettent d’envisager une fonctionnalité que nous n’avions pas imaginé préalablement, à savoir : la montée/descente d’un objet entre les mors de la pince par un cycle de mouvements incrémentaux rapides d’ouverture/descente/fermeture/montée des doigts.

Rappelons qu’en dehors du cycle d’hystérésis, les modèles théoriques des déplacements à l’extrémité des organes terminaux correspondent assez fidèlement aux données expérimentales. Il faut cependant considérer ce modèle avant tout comme un outil d’aide à la conception. D’ailleurs, toutes les performances de la pince ne sont pas figées et peuvent être adaptées à l’application ; les déflexions et les efforts développés peuvent être ajustés en modifiant la géométrie des actionneurs.

TAB. 4.2 – *Comparaison des caractéristiques envisagées et des performances obtenues pour notre micropince*

<i>Critères</i>	<i>Caractéristiques envisagées</i>	<i>Caractéristiques obtenues</i>
Principe d'actionnement	piézoélectrique	✓ validé
Structure mécanique	double bimorphes intégrés	✓ validé
Mobilités	ouverture/fermeture indépendante des doigts	320 μm pour $\pm 100\text{ V}$ 600 μm pour $\pm 150\text{ V}$
	montée/descente synchrone des doigts ^a	200 μm pour $\pm 100\text{ V}$
	montée/descente asynchrone des doigts ^b	exemple : inclinaison de 40° d'un grain de sel
Forces	quelques dizaines de mN	55 mN en serrage ^c 10 mN en insertion ^c
Bande passante	plusieurs centaines de Hertz	premiers modes à : 1000 Hz (ouverture/fermeture), 450 Hz (montée/descente)
Encombrement	le plus compact possible	30 \times 40 \times 10 mm ³ (DIL) 30 mm \times 12mm (LEMMOC)

^a Permet une insertion ou un positionnement fin de haut en bas.^b Permet une orientation de l'objet ou une correction du défaut d'alignement des organes terminaux.^c Résultats non mesurés ; ces chiffres sont obtenus par une modélisation par éléments finis.

Les essais de micromanipulation ont donné de notre point de vue des résultats concluants et la caractéristique originale attendue de la micropince, à savoir la rotation d'un objet entre les mors, est au rendez-vous. Cependant, des améliorations sont nécessaires pour exploiter pleinement cette possibilité, en particulier :

- l'adaptation des organes terminaux au profit de structures dépourvues d'arêtes franches (nous pensons notamment à des outils en forme de pointes effilées) ;
- la programmation d'une trajectoire circulaire et antagoniste de l'extrémité des doigts permettrait de conserver constante la distance et la force appliquée entre les mors de la pince quelque soit l'amplitude du mouvement de rotation de l'objet à manipuler ;

- mais aussi, l'intégration de capteurs de force sur les doigts afin qu'ils n'endommagent pas l'objet à manipuler quelle que soit la position relative entre l'extrémité des deux organes terminaux en regard.

Concernant cette micropince, le laboratoire s'est vu décerner un "*Micron d'Or*" au concours des *Microns d'Or du XIV salon international des microtechniques MICRONORA*¹⁴ dans la catégorie "*Prototypes microsystèmes pour les organismes de recherche*", pour la conception et la réalisation de ce nouveau micropréhenseur piézoélectrique à quatre degrés de liberté.

Enfin, ces outils de micromanipulation s'adressent à des applications nécessitant avant tout d'une grande répétabilité, voire une grande précision. Pour cela, il est possible d'asservir en position l'extrémité des doigts de la pince. Cependant, il n'est pas toujours aisée dans des systèmes de petite taille d'intégrer des capteurs. Une solution alternative consiste à utiliser une commande linéarisante en boucle ouverte assurant un contrôle fin du déplacement d'un actionneur piézoélectrique. Nous détaillons dans le chapitre suivant ce type de commande et proposons une nouvelle solution.

★ ★ ★

14. Le XIV salon international des microtechniques MICRONORA s'est déroulé à Besançon en octobre 2002.

Chapitre 5

Commande linéarisante d'actionneurs piézoélectriques

5.1 Introduction

La commande des actionneurs piézoélectriques, c'est à dire l'étude des grandeurs ou des lois de commande permettant le contrôle des déplacements et/ou des forces générés, est une problématique à part entière qui semble parfois éclipsée par la relative facilité de mise en œuvre d'une commande traditionnelle en tension¹. Cette dernière est la plus utilisée dans le monde industriel mais le transfert entre la tension appliquée aux bornes l'actionneur et la déformation de celui-ci n'est cependant pas linéaire (figure 5.1). Il est alors nécessaire de développer des commandes adaptées à ce type d'actionneurs, en particulier pour compenser les non-linéarités. A ce sujet, nous rappelons dans la première partie de ce chapitre les non-linéarités fréquemment rencontrées dans les matériaux piézoélectriques, à savoir :

- les variations des paramètres physiques du matériau (coefficients diélectriques, mécaniques et piézoélectriques) en fonction des grandeurs telles que le champ électrique, la contrainte, la température ou même l'humidité (Zhou 2001) ;
- la dérive lente de la déformation en fonction du temps ;
- et l'hystérésis entre la tension appliquée aux bornes de l'actionneur et la déformation du matériau.

Il serait vain, ou tout au moins fastidieux, de vouloir étudier et compenser les variations de tous les paramètres d'un matériau tant les influences sont multiples et tant la reproductibilité d'un échantillon à un autre est faible. Pour ces raisons, nous n'allons pas plus loin concernant ce point qui dépasse le cadre de cette étude.

En revanche, nous abordons plus en détail le phénomène de dérive lente de la déformation en fonction du temps, couramment appelé "*creep*" (terminologie anglo-saxonne)

1. Nous entendons par "*commande en tension*", l'application d'une différence de potentiel connue entre les électrodes d'un actionneur piézoélectrique, provoquant ainsi un déplacement et/ou une force.

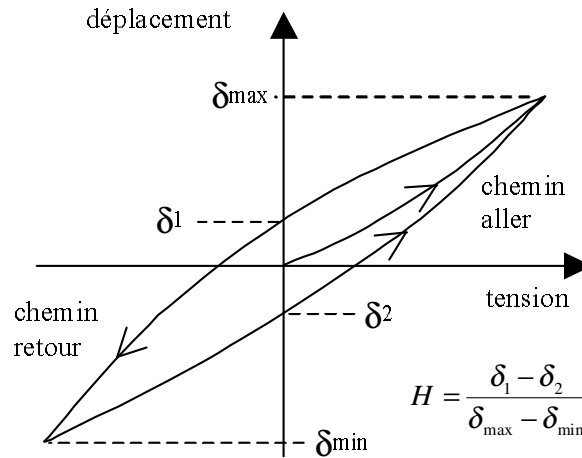


FIG. 5.1 – Cycle d'hystérésis d'un actionneur piézoélectrique commandé en tension

et le phénomène d'hystérésis vis à vis desquels il est envisageable d'améliorer le comportement des actionneurs piézoélectriques.

Commande des actionneurs piézoélectriques - généralités :

Actuellement, les actionneurs et micro-actionneurs piézoélectriques connaissent un grand essor, notamment dans le domaine du micro et nanositionnement (motorisé par ces actionneurs). Les applications de ce type de systèmes sont en particulier :

- la micromanipulation et le micro-assemblage ;
- le nanositionnement de levier pour la microscopie en champ proche (AFM, STM).

D'une manière générale, les actionneurs piézoélectriques et les systèmes qui les utilisent, actuellement disponibles sur le marché, sont commandés :

- soit en boucle ouverte, directement en tension (figure 5.2.a) ;
- soit en boucle fermée (asservissement de position), avec une consigne de position et une commande de l'actionneur en tension (figure 5.2.b).

Dans le premier cas, il s'agit d'une commande très simple où l'on applique directement une tension aux bornes de l'actionneur piézoélectrique, qui réagit en se déformant (figure 5.2.a). L'inconvénient majeur de cette méthode est que le comportement statique de l'actionneur qui lie la déformation (donc le positionnement) à la tension, présente une hystérésis qui peut atteindre typiquement 20 % pour les céramiques douces.

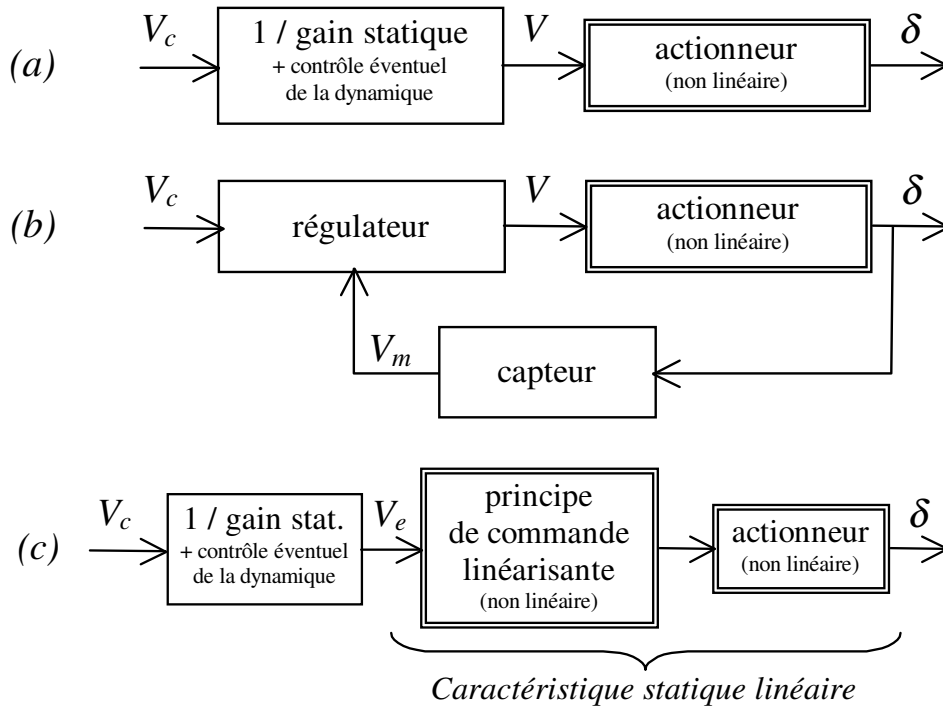


FIG. 5.2 – Différents type de commande d'actionneurs piézoélectrique : (a) commande en tension en boucle ouverte ; (b) commande en tension en boucle fermée ; (c) commande linéarisante en boucle ouverte

Prenons un exemple : considérons un actionneur piézoélectrique dont la course est de $25 \mu\text{m}$. L'hystérésis (figure 5.1), définie par :

$$H = \frac{\delta_1 - \delta_2}{\delta_{\max} - \delta_{\min}} \quad , \quad (5.1)$$

est considérée égale à 20 %. L'erreur maximale de positionnement avec une commande en tension en boucle ouverte sera alors de $5 \mu\text{m}$, ce qui est très dommageable à la précision du positionnement.

Compte tenu de ce problème de précision, une idée logique consiste à mettre en œuvre un asservissement de position (figure 5.2.b), permettant de s'affranchir des problèmes de non-linéarités liées à l'hystérésis et au creep. Ceci fonctionne très bien et permet d'obtenir une très grande précision de positionnement, mais génère un surcoût très important de l'ensemble, par l'adjonction d'un capteur de position à très haute précision et du système de régulation approprié².

Il existe cependant des solutions alternatives aux systèmes asservis qui assurent une commande linéaire et stable en boucle ouverte, conduisant ainsi à une amélioration sen-

2. le prix de vente d'un axe de positionnement piézoélectrique équipé d'un capteur peut être doublé, voire triplé en fonction du type de capteur utilisé (fondé sur des jauges de déformation, un principe capacitif ou magnétique) par rapport au même produit piloté en boucle ouverte.

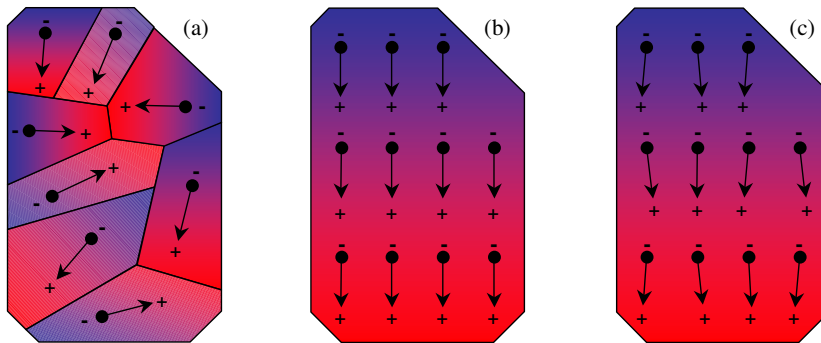


FIG. 5.3 – *Domaines polarisés d'un matériau piézoélectrique : (a) matériau non polarisé ; (b) matériau en cours de polarisation ; (c) matériau polarisé*

sible du comportement de l'actionneur (figure 5.2.c). Parmi ces solutions, nous pouvons citer les commandes linéarisantes fondées sur :

- des modèles de comportement ;
- l'application d'une quantité de charges électriques contrôlée.

Après avoir détaillé les non-linéarités dans la section suivante, nous poursuivons ce chapitre par quelques éléments d'état de l'art concernant ces techniques de commande en boucle ouverte des actionneurs piézoélectriques. Nous décrivons ensuite la commande linéarisante en boucle ouverte que nous avons développée, appelée “commande Q/V ”. Enfin, notons qu'un glossaire des notations utilisés dans ce chapitre est présent à la page 139.

5.2 Phénomènes non-linéaires dans les actionneurs piézo-électriques

Comme nous l'avons mentionné précédemment, nous nous intéressons désormais à deux types de non-linéarités observés dans les matériaux piézoélectriques :

- la dérive lente de la déformation en fonction du temps ;
- et l'hystérésis entre la déformation du matériau et la tension de commande.

5.2.1 Dérive lente de la déformation en fonction du temps

Une céramique, rendue piézoélectrique par des traitements électriques et thermiques appropriés, présente une polarisation moyenne qui résulte de l'orientation d'une multitude de domaines polarisés³ (figure 5.3). Lorsqu'un champ électrique est appliqué, l'actionneur se déforme rapidement avec des constantes de temps de l'ordre de quelques

³. Les domaines piézoélectriques désignent des zones du matériau pour lesquelles la polarisation est uniforme.

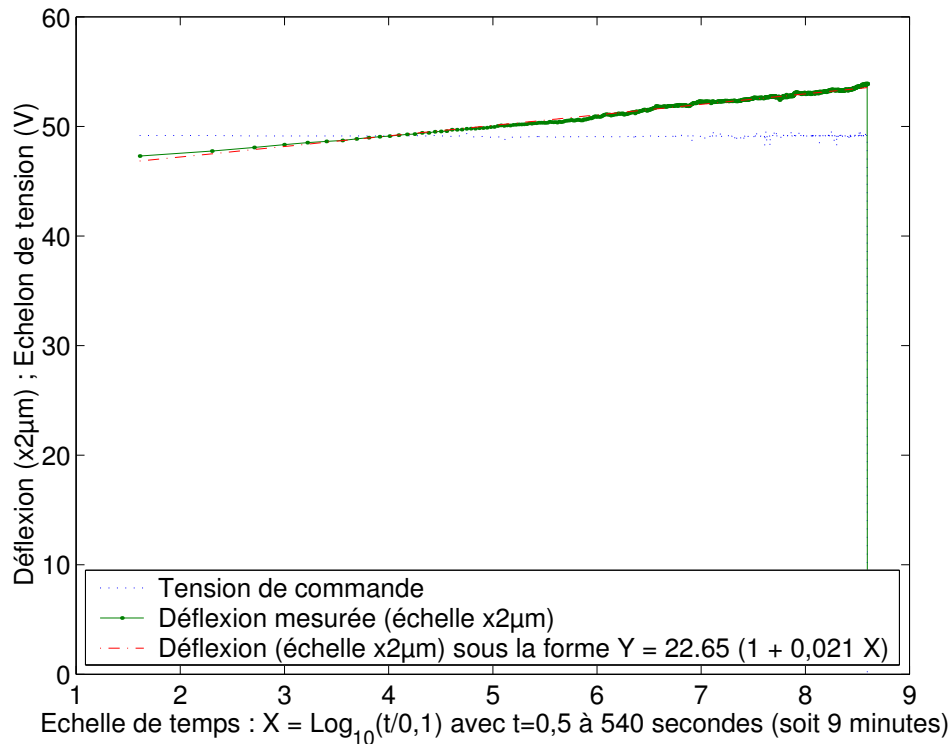


FIG. 5.4 – *Dérive lente des actionneurs piézoélectriques (Creeping): exemple de dérive en fonction du temps observée pour la déflexion d'un doigt de pince soumis à un échelon de tension*

centaines de microsecondes à plusieurs millisecondes selon le type d'actionneur, conformément à l'effet inverse de la piézoélectricité. Il s'ensuit alors un alignement progressif des domaines piézoélectriques en fonction du temps, modifiant ainsi l'aptitude du matériau à se déformer. Ceci occasionne alors un mouvement lent (sur plusieurs dizaines de secondes) qui est donné par la relation (Jung 2000, Physik Instrumente 1998):

$$\Delta L(t) = \Delta L_{(t=0,1)} \cdot \left\{ 1 + \gamma \cdot \log \left(\frac{t}{0,1} \right) \right\} \quad (5.2)$$

avec : $\Delta L_{(t=0,1)}$, déplacement à $t = 0,1$ s après déformation complète de l'actionneur ;
 γ , facteur de dérive.

Le facteur de dérive γ dépend des propriétés du matériau. Les constructeurs annoncent typiquement des variations de 1 à 2 % de ce paramètre par décade de temps. La figure 5.4 présente la dérive de la déflexion d'un doigt d'une micropince soumis à un échelon de tension de 50 V environ. Nous identifions dans cette exemple $\Delta L_{(t=0,1)} = 22,65 \mu\text{m}$ et $\gamma = 2,1 \%$.

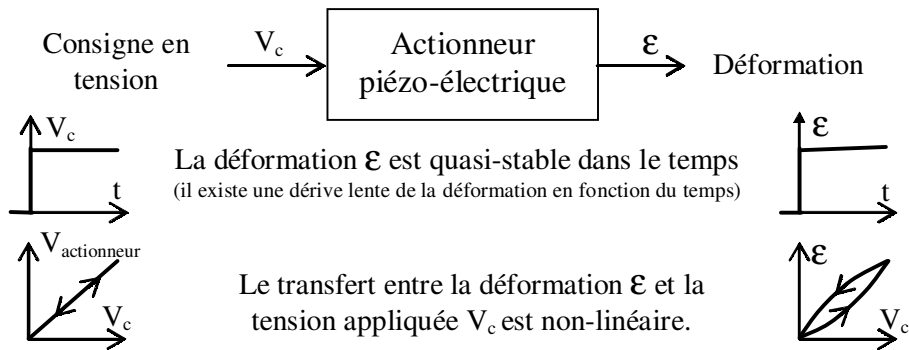


FIG. 5.5 – Commande à tension constante d'un actionneur piézoélectrique

5.2.2 L'hystérésis dans les matériaux piézoélectriques

Les actionneurs piézoélectriques présentent une hystérésis entre la tension appliquée et la déformation engendrée (figure 5.5). Cette non-linéarité peut atteindre 15 à 20 % pour des céramiques “douces” et de l'ordre de 10 à 15 % pour des matériaux “durs”. Par conséquent, comme le montre la figure 5.1, les déformations ou déplacements d'un actionneur piézoélectrique ne sont pas les mêmes lorsque l'on applique une tension croissante (chemin aller) et une tension décroissante (chemin retour).

Les raisons physiques de ce phénomène hystérétique dans les matériaux piézoélectriques sont complexes. Deux effets au moins (par ailleurs couplés) expliquent ce comportement non linéaire :

- la réorientation des domaines élémentaires polarisés ;
- et la non-linéarité des charges libres, donc du champ électrique, par rapport à la tension appliquée.

* * *

Note aux lecteurs : malgré tous nos efforts de présentation et de simplification, les explications qui suivent peuvent être perçues de prime abord comme complexes. Elle requièrent une grande attention et une petite gymnastique d'esprit. Aussi, il est conseillé de les suivre calmement mais scrupuleusement. Elles sont présentées sous la forme d'étapes numérotées, lesquels numéros sont reportés sur chacune des figures citées en référence.

Rappelons qu'un glossaire des notations utilisées dans la suite de ce chapitre est présent à la page 139.

* * *

Préambule

Rappelons tout d'abord la forme (D, S) des relations fondamentales de la piézoélectricité (équations 5.3) :

$$\begin{aligned} S_p &= s_{pq}^E \cdot T_q + d_{kp} \cdot E_k \\ D_i &= d_{ip} \cdot T_q + \varepsilon_{ik}^T \cdot E_k \end{aligned} \quad (5.3)$$

avec : S_p , déformation relative ;
 D_i , déplacement électrique ;
 T_q , contrainte ;
 E_k , champ électrique ;
 s_{pq}^E , tenseur des souplesses à champ électrique constant ;
 ε_{ik}^T , tenseur des permittivités diélectriques à température constante ;
 d_{kp} , tenseur des coefficients piézoélectriques.

A contrainte T_q nulle (actionneur non chargé mécaniquement), la déformation S_p est proportionnelle au champ électrique E_k . Il convient de préciser que ce dernier correspond au champ total composé de E_P , le champ équivalent à la polarisation du matériau, et de E_{ext} , le champ externe du aux charges libres présentes sur les électrodes, soit :

$$E_k = E_P + E_{ext} \quad (5.4)$$

Nous posons :

$$E_P = E_{P_0} + \Delta E_P \quad (5.5)$$

où E_p est le champ correspondant à la polarisation initiale à champ extérieur nul et à contrainte nulle et ΔE_P est la variation de E_p lorsque l'on sollicite le matériau.

Dans la suite, nous nous plaçons à contrainte constante T_0 . La sollicitation électrique du matériau est assurée par l'application de E_{ext} . Ainsi pour $T = T_0$, les relations 5.3, 5.4 et 5.5 donnent :

$$\begin{aligned} S &= s \cdot T_0 + d \cdot (E_{P_0} + \Delta E_P + E_{ext}) \\ S &= S_0 + d \cdot (\Delta E_P + E_{ext}) \end{aligned} \quad (5.6)$$

avec : $S_0 = s \cdot T_0 + d \cdot E_{P_0}$

Dans la suite, nous ne prenons pas en compte S_0 , qui constitue une déformation initiale constante.

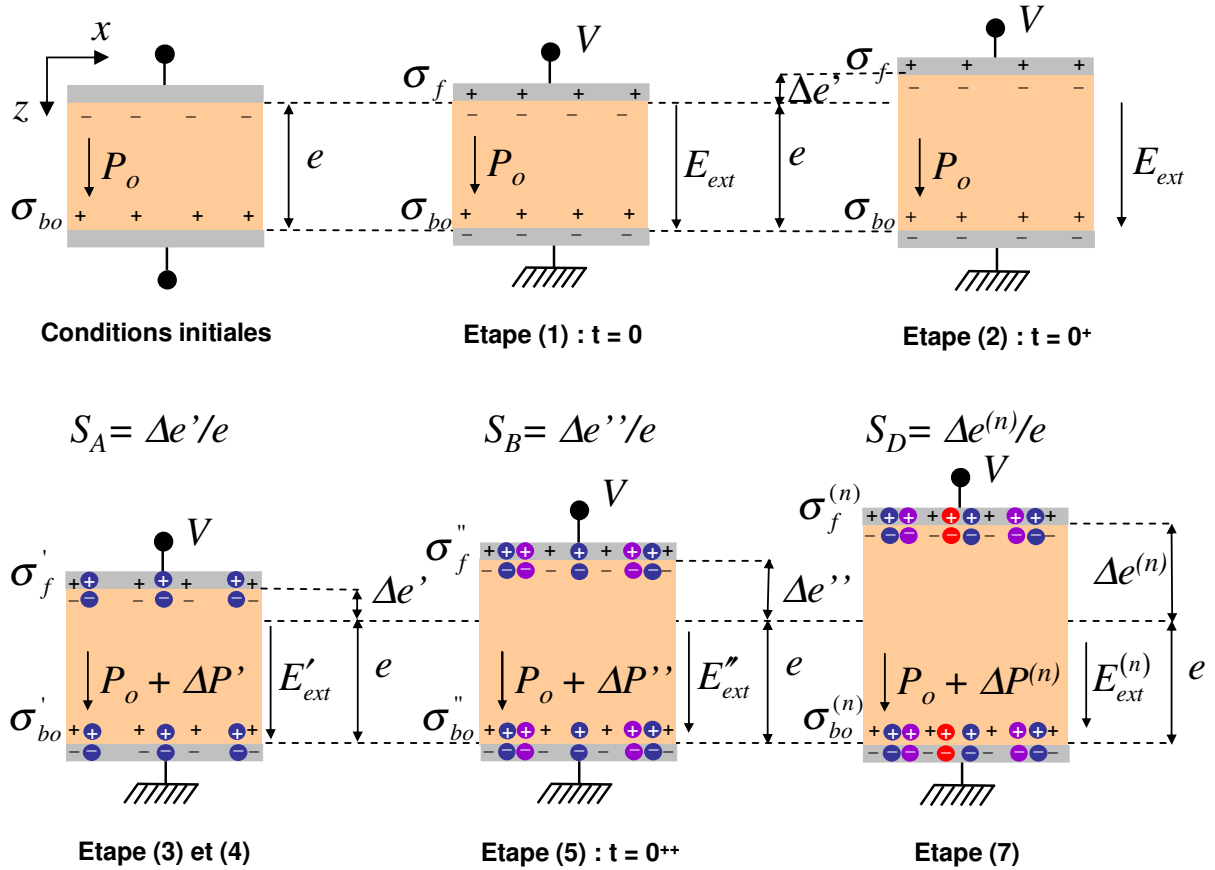


FIG. 5.6 – Evolution des évènements utiles à la compréhension du phénomène d'hystérésis

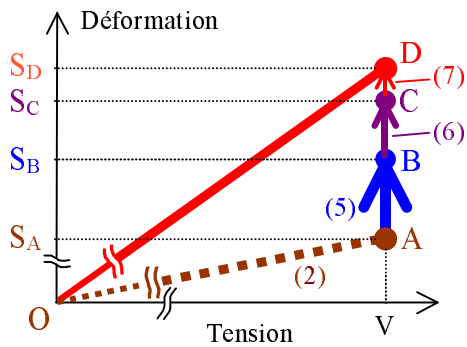


FIG. 5.7 – Vue de détail de la déformation en fonction de la tension appliquée

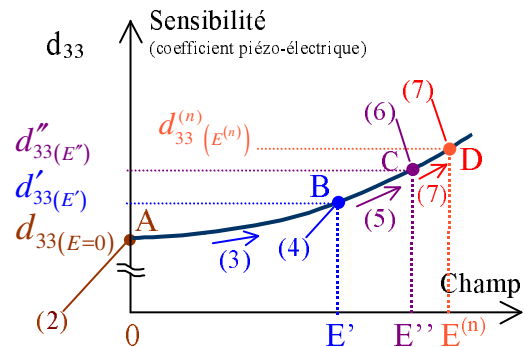


FIG. 5.8 – Relation entre le paramètre piézoélectrique d_{33} et le champ appliqué E_3

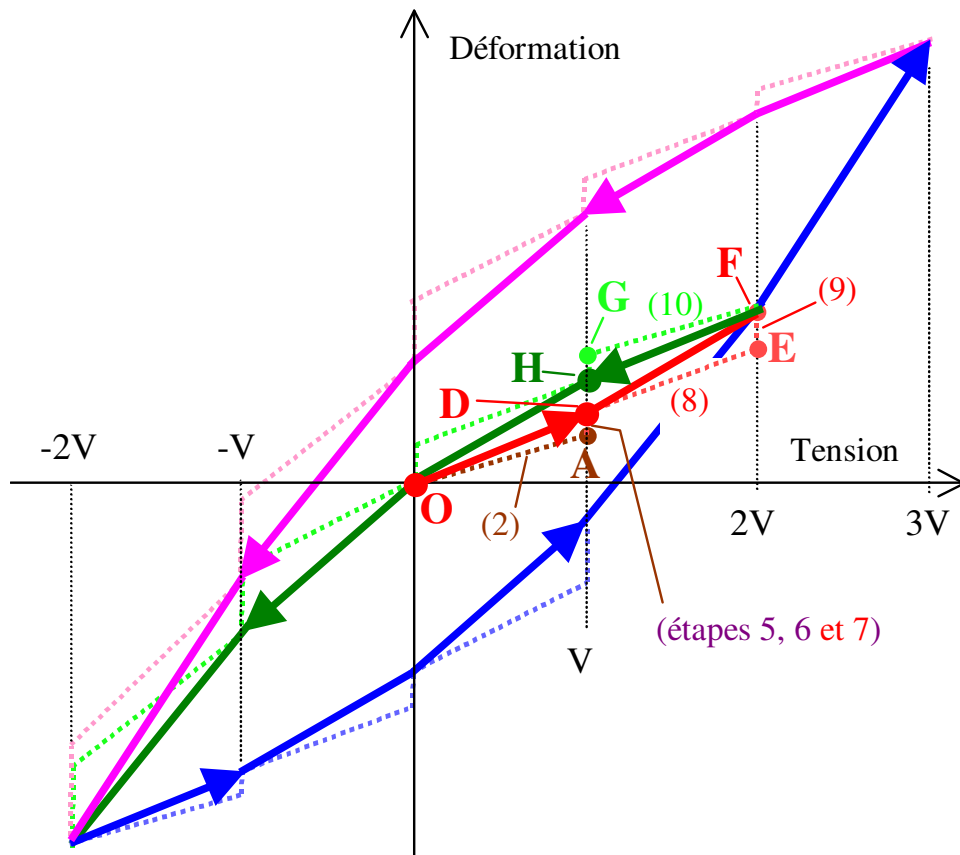


FIG. 5.9 – Vue globale de la courbe de déflexion en fonction de la tension appliquée

Présentation des figures

La figure 5.6 illustre l'évolution des événements utiles à la compréhension du phénomène d'hystérésis. Les figures 5.7 et 5.9 représentent deux graphes de la déformation en fonction de la tension appliquée. La première est une vue localisée autour du premier incrément de tension de 0 à V afin de bien comprendre le mécanisme de base expliqué dans la suite. La seconde est une vue plus globale du phénomène pour lequel la commande appliquée varie par pas de tension et décrit quatre cycles d'hystérésis (de 0 à $2 \cdot V$, de $2 \cdot V$ à $-2 \cdot V$, de $-2 \cdot V$ à $3 \cdot V$, puis de $3 \cdot V$ à $-2 \cdot V$). La figure 5.8 montre la relation qui existe entre les paramètres piézoélectriques d et le champ total E (Hall 2001, Comeaga 1999). Cette non-linéarité traduit en particulier l'effet de réorientation des domaines et nous est utile pour mener à bien nos explications. Enfin, la figure 5.10 représente les charges libres et liées auxquelles nous faisons référence dans les explications qui suivent.

Précisons tout de même que le cheminement proposé ci-après est purement une vue de l'esprit qui a pour principal objectif d'expliquer le phénomène d'hystérésis pas à pas qui, en pratique, est continu et quasi-instantané.

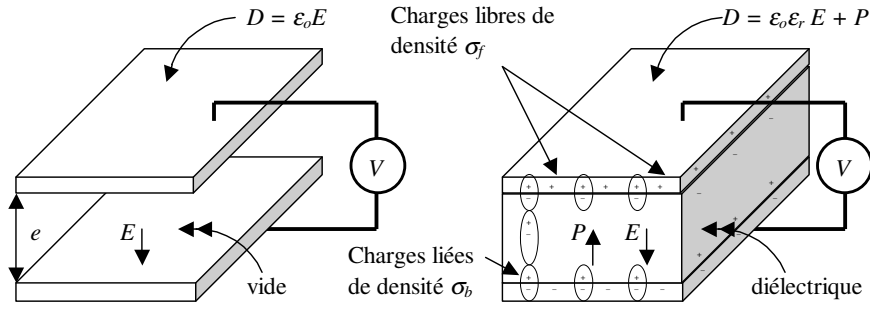


FIG. 5.10 – Représentation des charges libres σ_f et liées σ_b dans un diélectrique

Description du phénomène d'hystérésis

Considérons une céramique piézoélectrique (figure 5.6, conditions initiales) d'épaisseur e et de permittivité diélectrique ϵ_{33} , initialement polarisée par une polarisation \vec{P}_0 qui induit une densité de charges, dites "liées", σ_{b_0} . La déformation en fonction de la tension aux bornes de la céramique se comporte comme suit :

- Etape (1) : une tension $v(t) = V$ est appliquée à $t = 0$ (auparavant $v(t) = 0$) ; un champ électrique \vec{E}_{ext} apparaît alors sur le diélectrique, ainsi qu'une densité surfacique de charges, dites "libres", σ_f sur les électrodes, qui équilibre σ_{b_0} (figure 5.6, étape 1) ;
- Etape (2) : à $t = 0^+$, $\Delta E_P = 0$ et, conformément aux relations 5.3 de la piézoélectricité, qui s'expriment sur l'axe 3⁴, à contrainte nulle :

$$S = d_{33} \cdot E = d_{33} \cdot E_{ext}$$

Le champ implique une déformation S_A (figure 5.6, étape 2) proportionnelle au coefficient $d_{33(E=0)}$ (figure 5.8), représentée par la droite en pointillé (OA) sur les figures 5.7 et 5.9 ;

- Etape (3) : les domaines ont alors tendance à se réorienter et les mailles cristallines à se déformer sous l'effet du champ électrique, modifiant ainsi la polarisation $P_{(t=0^+)} = P_0 + \Delta P'$ (figure 5.6, étape 3). D'autre part, la sensibilité du matériau tend vers $d'_{33(E' \neq 0)} > d_{33(E=0)}$ (figure 5.8).

$\Delta P'$ est matérialisé par des charges liées supplémentaires de densité surfacique $\Delta \sigma'_b$ sur la figure 5.6, étape 3, qui conduit à l'apparition de nouvelles charges libres de densité surfacique $\Delta \sigma'_f = \epsilon_r \cdot \Delta \sigma'_b$ pour maintenir la tension V constant aux bornes de la céramique ;

4. Afin d'alléger les notations, la déformation et le champ électrique sont notés S et E alors qu'ils désignent S_3 et E_3 selon l'axe z .

Etape (4) : dans les milieux diélectriques, la polarisation P vaut :

$$P = \varepsilon_0 \cdot \chi \cdot E$$

avec : ε_0 , la permittivité du vide ; (5.7)
 χ , la susceptibilité diélectrique.

Conformément à la relation 5.7, si P augmente, le champ électrique total E augmente d'autant pour passer à E' :

$$E' = E + \Delta E_P = \sigma'_f / \varepsilon_0 \varepsilon_{33}$$

avec : $\sigma'_f = \sigma_f + \Delta \sigma_f$

Etape (5) : à $t = 0^{++}$, une élévation du champ E' ($E' > E$), implique une nouvelle déformation S_B telle que $\Delta S_b = S_B - S_A \ll S_A$ (point B sur la courbe de la figure 5.7) et tend vers une sensibilité $d''_{33(E'')}$ (figure 5.8), un peu supérieure à celle de la première déformation $d'_{33(E')}$.

Etape (6) : de nouveau, si la polarisation P augmente suite à l'augmentation de la déformation, le champ augmente à $E'' > E'$ (idem pour σ''_f qui augmente) conduisant à une nouvelle déformation S_C telle que $\Delta S_c = S_C - S_B < \Delta S_b$ (point C sur les courbes des figures 5.7 et 5.9).

Etape (7) : ce processus se répète et s'épuise peu à peu pour converger vers un champ $E^{(n)}$ (et une densité de charge libre $\sigma_f^{(n)}$), pour atteindre le point D sur les figures 5.7 et 5.9, ainsi qu'une sensibilité $d^{(n)}_{33(E^{(n)})} > d''_{33(E=0)}$ (figure 5.8) ;

Remarque : comme nous l'avons déjà mentionné, le chemin emprunté $OABCD$ est purement une vue de l'esprit. En pratique, le passage du point 0 au point D serait plutôt une ligne courbe, représenté ici par la droite OD en trait plein sur la figure 5.9, qui s'exécute de manière continue et quasi-instantanée.

Etape (8) : le saut indiciel de $v(t) = V$ à $v(t_1) = 2.V$ conduit à la même logique que celle décrite précédemment avec pour sensibilité initiale $d_{33 E^{(n)}}$ (figure 5.8), d'où la droite initiale (DE) en pointillée sur la figure 5.9, dans le prolongement de la déformation précédente⁵ (droite (OD)) ;

Etape (9) : selon la même logique décrite par les étapes 2 à 7, il en résulte le chemin direct décrit par la droite (DF) sur la figure 5.9 ;

Etape (10) : un moment d'attention est encore nécessaire pour imaginer le cas où $v(t)$ décroît de $2.V$ à V . Le comportement est similaire à une tension croissante à une nuance près : conformément aux lois expérimentales édictées par Rayleigh, reprises par exemple par Damjanovic (1996) pour décrire les phénomènes d'hystérésis, la diminution du point F au point G est la même que l'accroissement de celle-ci du point 0 au point A (figure 5.9, pente (10) = pente (2)).

5. N.B. : les droite OA et DE n'ont pas la même pente.

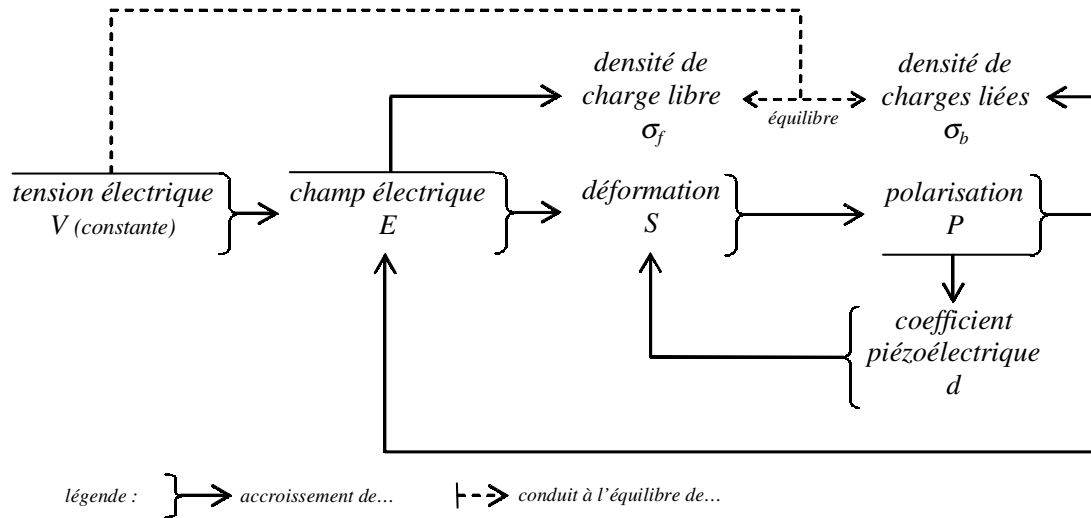


FIG. 5.11 – Relation (itérative) entre des grandeurs E , S , P , d et σ conduisant au phénomène d'hystérésis

Etape (11) : au final, la déformation résultante (après convergence de l'itération décrite ci-dessus) est donnée par le point H .

Le cycle se poursuit comme expliqué ci-dessus pour chaque pas de tension de telle sorte que la déformation décrit le cycle total d'hystérésis de la figure 5.9. Ces étapes peuvent être synthétisées par le graphe de la figure 5.11.

Après ces explications sur l'origine de l'hystérésis dans les matériaux piézoélectriques, nous dressons un état de l'art concernant les méthodes qui permettent de réduire ce phénomène, mais aussi, pour certaines de ces techniques, de limiter l'influence du phénomène de dérive lente dans le temps de ces actionneurs.

5.3 Etat de l'art des commandes linéarisantes en boucle ouverte d'actionneurs piézoélectriques

Au delà des pratiques courantes, souvent restreintes à une commande classique en tension, il existe différentes manières de piloter et de compenser en boucle ouverte (ou tout au moins d'atténuer) les effets indésirables des actionneurs piézoélectriques (hystérésis et creep). Ces commandes peuvent être classées selon deux catégories fondées sur :

- des modèles de comportement parmi lesquels nous pouvons citer les modèles de *Preisach* (Ge 1997, Robert 2001), de *Maxwell* (Goldfarb 1997) ou encore un modèle fondé sur un jeu d'équations polynomiales (Comeaga 1999) ;
- l'application d'une quantité de charges électriques contrôlée (Comstock 1981, Newcomb 1982, Newton 1996, Janocha 1996).

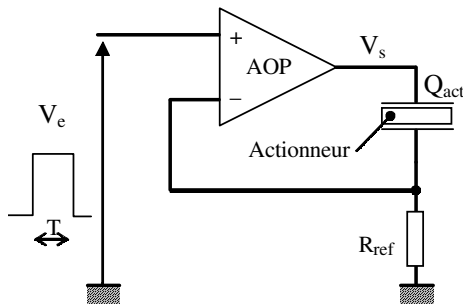


FIG. 5.12 – Schéma de principe simplifié d'une commande en charge ($Q = I \cdot T$) selon Newcomb (1982)

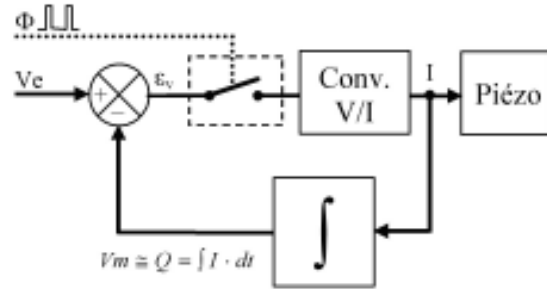


FIG. 5.13 – Schéma fonctionnel d'une commande en charge par intégration du courant selon Newton (1996)

Quelle approche choisir? En préambule à notre réponse, nous pensons que les méthodes fondées sur des modèles de comportement, bien que performantes, souffrent d'un manque de robustesse de la linéarisation vis à vis des variations du comportement de l'actionneur d'un point de vue industriel. En effet, même s'il est possible de prendre en compte une certaine plage d'incertitudes sur les paramètres des modèles⁶, les contraintes liées aux applications visées et en particulier les échelles mises en jeu (notamment une résolution nanométrique) imposent un calage systématique de ces paramètres pour chacun des actionneurs produits. Cette calibration, nécessaire, coûteuse et parfois pas toujours facile à mettre en œuvre pour déterminer tel ou tel paramètre dans une configuration d'actionneur donnée, dissuade généralement les initiatives industrielles dans ce domaine. Ainsi, nous n'aborderons pas les méthodes fondées sur des modèles inverses pour s'intéresser plutôt à une approche fondée sur une électronique de commande, que nous tentons de rendre la plus universelle possible, destinée à une large gamme d'actionneurs.

Plusieurs auteurs proposent des commandes linéarisantes en boucle ouverte fondées sur l'application d'une quantité de charges électriques constante sur les électrodes d'un actionneur piézoélectrique. Les différences d'un auteur à un autre résident dans la grandeur de commande permettant de générer la quantité de charges souhaitée. Nous rencontrons des montages de conversion tension/charge; d'autres réalisations sont fondées sur l'intégration d'un courant ou, à courant constant, la grandeur de commande est le temps d'intégration.

Un principe de commande en charge, présenté à la figure 5.14, a déjà été décrit par Comstock (1981) dans le cadre d'un brevet américain. Ce principe a été repris dans un article de Main (1995), appliqué à la commande d'un empilement piézoélectrique. Ces deux références abordent la compensation de l'hystérésis mais ne traitent pas de la dérive lente dans le temps.

6. L'ingénierie cristallographique a fait d'énormes progrès dans l'élaboration de nouveaux produits, tant sur les procédés de fabrication qu'en termes de caractéristiques intrinsèques des actionneurs. Cependant, la dispersion des caractéristiques de ces matériaux est encore grande: elle peut valoir de l'ordre de 10% sur un même lot et atteindre 20% entre deux lots (Physik Instrumente 1998).

Newcomb (1982) propose l'intégration d'un courant constant dans une fenêtre de temps donnée pour aboutir à une quantité de charge $Q_{pzt} = I \cdot T$ avec $I = V_e/R_{ref}$ (figure 5.12). Dans ce cas, il est clair que la charge ne sera pas maintenue constante dans le temps une fois l'impulsion de courant terminée en raison principalement des pertes dans le matériau. Newton (1996) repousse les limites de ce principe par la mesure de la quantité de charge appliquée sur l'actionneur via un intégrateur (figure 5.13). Cependant, cette configuration présente une dérive liée à la perte de charge lors d'un fonctionnement quasi-statique de l'actionneur. Janocha (1996) présente une solution technique équivalente à celle présentée à la figure 5.13, à la différence que l'intégration du courant est réalisée autour d'une structure microprogrammée. Cependant, l'intégration numérique limite la bande passante de ces actionneurs piézoélectriques à une centaine de Hertz alors qu'ils peuvent prétendre travailler au delà du KiloHertz.

5.4 Commande en charge d'actionneurs piézoélectriques

Comme déjà indiqué, la littérature scientifique présentée dans l'état de l'art des commandes linéarisantes fait souvent référence à la commande en charge (dite encore à charge électrique constante). Il nous semble alors indispensable de nous attarder quelques instants sur ce point. Tout d'abord, nous expliquons pourquoi cette commande offre une déformation linéaire en fonction de la charge électrique appliquée. Ensuite, nous attirons l'attention sur les limites de ce type de commande.

5.4.1 Pourquoi la déformation est linéaire en fonction de la charge électrique?

Pour répondre à cette question, on utilise la forme (D,S) des relations fondamentales de la piézoélectricité (équations 5.3). Par souci de simplification, considérons une structure piézoélectrique plane soumise à un champ électrique colinéaire à sa polarisation (axe z d'indice 3 conformément à la convention). Cette structure se déforme préférentiellement selon l'axe x (d'indice 1). Par élimination du champ E_3 dans les équations 5.3, la déformation S_1 vaut :

$$S_1 = \left(s_{11}^E - \frac{d_{31}^2}{\varepsilon_{33}^T} \right) \cdot T_1 + \frac{d_{31}}{\varepsilon_{33}^T} \cdot D_3 \quad (5.8)$$

D'après la loi de Gauss :

$$\int_{Surface} D \cdot ds = Q_f \quad , \quad (5.9)$$

où ds est l'élément de surface, et Q_f est la quantité de charges libres accumulées sur les électrodes (de surface A) de l'actionneur, nous pouvons écrire :

$$Q_f = D_3 \cdot A \quad (5.10)$$

Et, par substitution de D_3 dans l'équation 5.8 à partir de la relation 5.10, il vient :

$$S_1 = \left(s_{11}^E - \frac{d_{31}^2}{\varepsilon_{33}^T} \right) \cdot T_1 + \frac{d_{31} \cdot Q_f}{\varepsilon_{33}^T \cdot A} \quad (5.11)$$

Cette relation montre bien une dépendance linéaire entre la déformation et la quantité de charges libres appliquée. En résumé, le pilotage en tension contrôle toutes les charges⁷, conduisant à l'hystérésis tension-déformation, tandis qu'une commande en charge ne contrôle que les charges libres, dont le nombre est proportionnel à la déformation.

5.4.2 Problème de la commande à charge électrique constante

Comme nous venons de le voir, l'application d'une quantité de charges constante Q_{pzt} sur les électrodes d'un actionneur piézoélectrique permet d'obtenir un comportement linéaire entre cette commande et la déformation générée, ou plus exactement, de diminuer de manière sensible l'hystérésis, typiquement par un facteur 10. Un exemple de montage électronique couramment utilisé pour appliquer une quantité de charge contrôlée par V_e est représenté à la figure 5.14.

Pour analyser ce montage, considérons un amplificateur opérationnel (AOP) et un condensateur de référence de capacité C_{ref} parfaits, recevant une quantité de charge Q_{ref} proportionnelle à la tension à ses bornes $V_{C_{ref}}$. Ces hypothèses nous permettent d'écrire $V^+ = V^-$ et $i^- = 0$. Il en résulte : $V_{C_{ref}} = V_e$ et $Q_{ref} = C_{ref} \cdot V_e$. Comme $Q_{pzt} = Q_{ref}$, nous aboutissons au résultat :

$$Q_{pzt} = C_{ref} \cdot V_e \quad (5.12)$$

Ainsi, ce montage permet d'appliquer une quantité de charge définie sur l'actionneur piézoélectrique, proportionnelle à la tension de commande V_e et à la capacité du condensateur de référence C_{ref} .

A notre connaissance, cette commande n'est pas utilisée industriellement, vraisemblablement parce que cette méthode présente l'inconvénient majeur de perdre les charges électriques au travers des imperfections du matériau, équivalentes en première approximation à une résistance de fuite d'un point de vue électrique.

7. C'est à dire les charges libres et les charges de polarisation, dites liées.

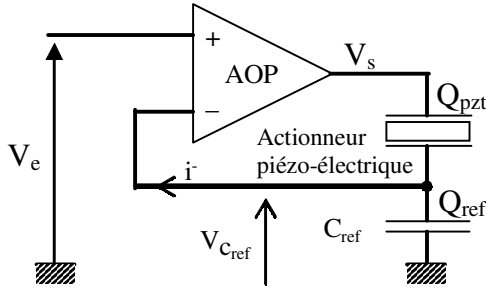


FIG. 5.14 – Circuit de commande en charge d'un actionneur piézoélectrique

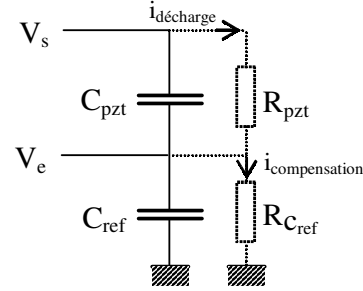


FIG. 5.15 – Circuit équivalent à l'actionneur piézoélectrique et au condensateur de référence

Faisons alors apparaître les imperfections : la maille composée de l'actionneur piézo-électrique et du condensateur de référence est remplacée par le schéma équivalent de la figure 5.15. R_{pzt} et $R_{c_{ref}}$ y représentent respectivement les résistances de fuite de l'actionneur et du condensateur de référence. Si nous considérons le cas d'un amplificateur opérationnel idéal ($V_{c_{ref}} = V_e$), la fonction de transfert $\mathcal{V}_s/\mathcal{V}_e$ ⁸ est donnée par la relation :

$$\frac{\mathcal{V}_s(p)}{\mathcal{V}_e(p)} = \frac{R_{c_{ref}} + R_{pzt}}{R_{c_{ref}}} \cdot \frac{1 + \frac{R_{c_{ref}} R_{pzt}}{R_{c_{ref}} + R_{pzt}} (C_{c_{ref}} + C_{pzt}) p}{1 + R_{pzt} C_{pzt} \cdot p} \quad (5.13)$$

D'après cette fonction de transfert, la valeur initiale du gain entre $V_s(t)$ et $V_e(t)$ (échelon de tension) est $k_i = (C_{c_{ref}} + C_{pzt})/C_{pzt}$ et la valeur du gain en régime permanent est $k_f = (R_{c_{ref}} + R_{pzt})/R_{c_{ref}}$.

Nous serions légitimement tentés d'égaliser les relations k_i et k_f afin de parvenir à une compensation optimale, à l'instar des sondes oscilloscopiques :

$$\frac{C_{c_{ref}} + C_{pzt}}{C_{pzt}} = \frac{R_{c_{ref}} + R_{pzt}}{R_{c_{ref}}} \quad , \text{ soit : } \quad \frac{C_{pzt}}{C_{c_{ref}}} = \frac{R_{c_{ref}}}{R_{pzt}} \quad (5.14)$$

Or, les pertes diélectriques modélisées ici en première approximation par une résistance de fuite constituent une représentation trop simpliste qui a juste le mérite de bien rendre compte du comportement du montage. En fait, une telle compensation serait inefficace puisque ces pertes peuvent varier au fil du temps dans des proportions importantes en fonction de nombreuses sollicitations telles que le champ électrique appliqué, la contrainte exercée, la température du matériau, etc.

8. $\mathcal{V}_e(p)$ et $\mathcal{V}_s(p)$ sont les transformées de Laplace de $V_e(t)$ et $V_s(t)$.

En pratique, le condensateur de référence C_{ref} est de meilleure qualité d'un point de vue de son diélectrique qu'un actionneur piézoélectrique qui lui est optimisé avant tout pour son principe actif de déformation. Il est alors raisonnable de considérer $R_{C_{ref}} \gg R_{pzt}$ et la fonction de transfert du montage de commande en charge se simplifie au profit de la relation :

$$\frac{V_s}{V_e} = \frac{1 + R_{pzt} (C_{ref} + C_{pzt}) p}{1 + R_{pzt} C_{pzt} p} \quad (5.15)$$

L'évolution de la tension de sortie en fonction du temps pour un échelon de tension d'entrée d'amplitude V_e peut être déterminée par la transformée inverse de Laplace de l'équation 5.15 précédente :

$$V_s = \underbrace{\frac{1 + R_{pzt} (C_{ref} + C_{pzt}) p}{1 + R_{pzt} C_{pzt} p}}_{\text{fonction de transfert}} \cdot \underbrace{\frac{V_e}{p}}_{\text{échelon de tension}}, \quad (5.16)$$

et vaut :

$$V_s(t) = V_e \cdot \left\{ 1 + \left(\frac{C_{ref} + C_{pzt}}{C_{pzt}} - 1 \right) \cdot e^{-\frac{t}{\tau}} \right\}$$

avec : $\tau = R_{pzt} C_{pzt}$ (5.17)

La figure 5.16 montre l'évolution de la tension V_s en sortie de l'amplificateur opérationnel (équation 5.17) en réponse à un échelon de tension V_e de 1 V sur une durée d'une seconde pour $R_{pzt} = 10 \text{ M}\Omega$, $C_{pzt} = 10 \text{ nF}$ et $C_{ref} = 50 \text{ nF}$ ⁹. Sur ce graphique, la tension V_s regagne la tension de consigne V_e selon une loi exponentielle de constante de temps τ ce qui implique, à terme, une tension égale à zéro aux bornes de l'actionneur et, par voie de conséquence, conduit à une déformation nulle de ce dernier. La figure 5.17 confirme par l'expérience la dérive du déplacement de l'extrémité d'une poutre bimorphe piézoélectrique.

En conclusion, ce montage ne permet pas le maintien à long terme des charges initialement appliquées et donc le maintien d'une déformation constante de l'actionneur.

9. Ces données numériques, réalistes mais arbitraires, sont choisies pour visualiser la totalité du phénomène (notamment la décroissance de la tension de sortie V_s vers la valeur de la tension d'entrée V_e)

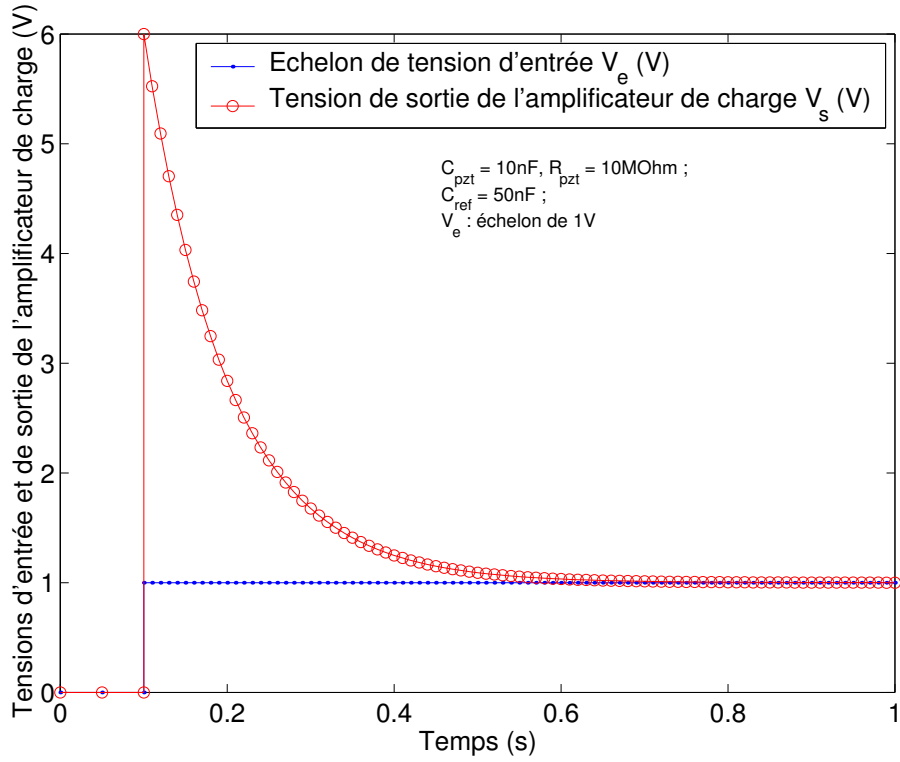


FIG. 5.16 – Commande à charge constante d'un actionneur piézoélectrique

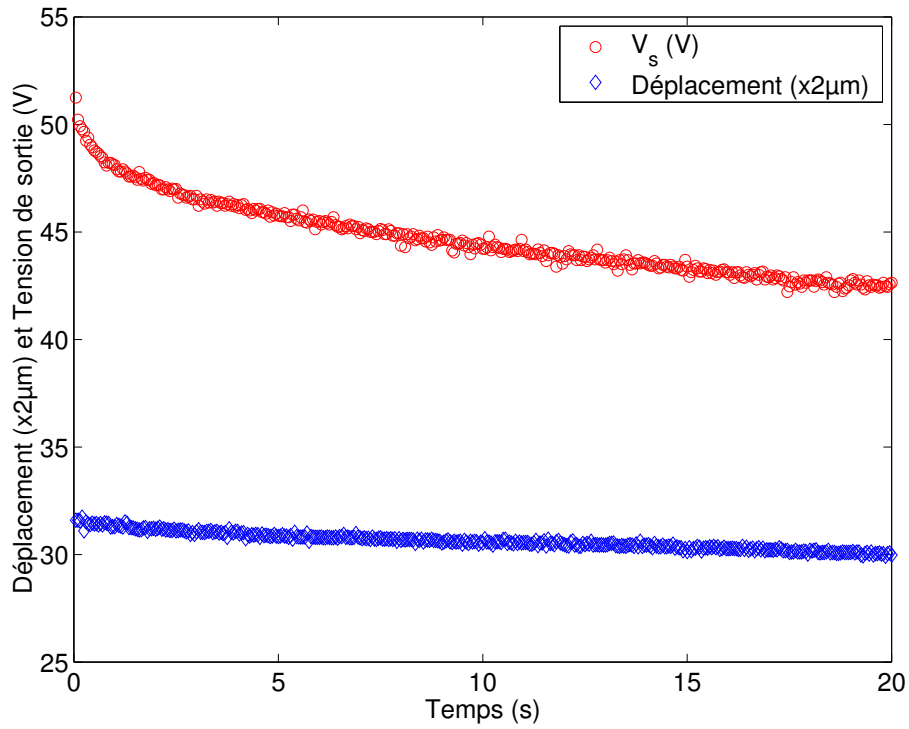


FIG. 5.17 – Evolution de la tension aux bornes de l'actionneur et de sa déflexion en fonction du temps

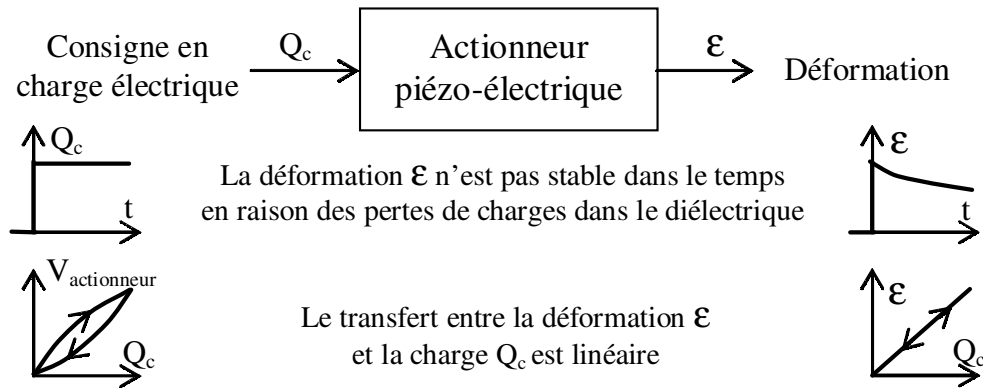


FIG. 5.18 – Commande à charge constante d'un actionneur piézoélectrique

5.5 Une commande linéarisante : la commande Q/V

L'objectif que nous nous sommes fixés dans le cadre de cette étude consiste à trouver un principe de commande aboutissant à un comportement linéaire fiable d'un actionneur piézoélectrique quelconque. Pour cela, deux problèmes sont à résoudre qui sont en fait les inconvénients des deux méthodes de commande en tension et en charge :

– *le problème de la commande à tension constante*

Comme nous l'avons maintes fois mentionné, la commande en tension d'actionneurs piézoélectriques présente une hystérésis entre la tension appliquée et les déformations engendrées.

Le problème à résoudre dans ce cas consiste donc à linéariser la commande de ce type d'actionneur en l'absence de capteur ;

– *le problème de la commande à charge constante (figure 5.18)*

Nous avons vu à la section précédente qu'il existe une dérive inéluctable de la position que l'on souhaiterait pourtant maintenir en fonction du temps (constante de temps de la décharge de l'ordre de quelques centaines de millisecondes à quelques dizaines de secondes selon les actionneurs).

Par conséquent, le problème à résoudre ici consiste en particulier à empêcher les pertes de charges ou à compenser les charges perdues.

5.5.1 Principe de fonctionnement et mise en œuvre d'une commande Q/V

Le cadre qui suit présente le principe général de la commande que nous avons développée, nommée "commande Q/V", permettant d'obtenir un comportement statique linéaire en boucle ouverte entre la déformation d'un actionneur piézoélectrique et son signal de commande. Pour ce faire, nous utilisons une méthode de commande mixte, en charge et en tension, bénéficiant ainsi des avantages de chacune d'entre elles.

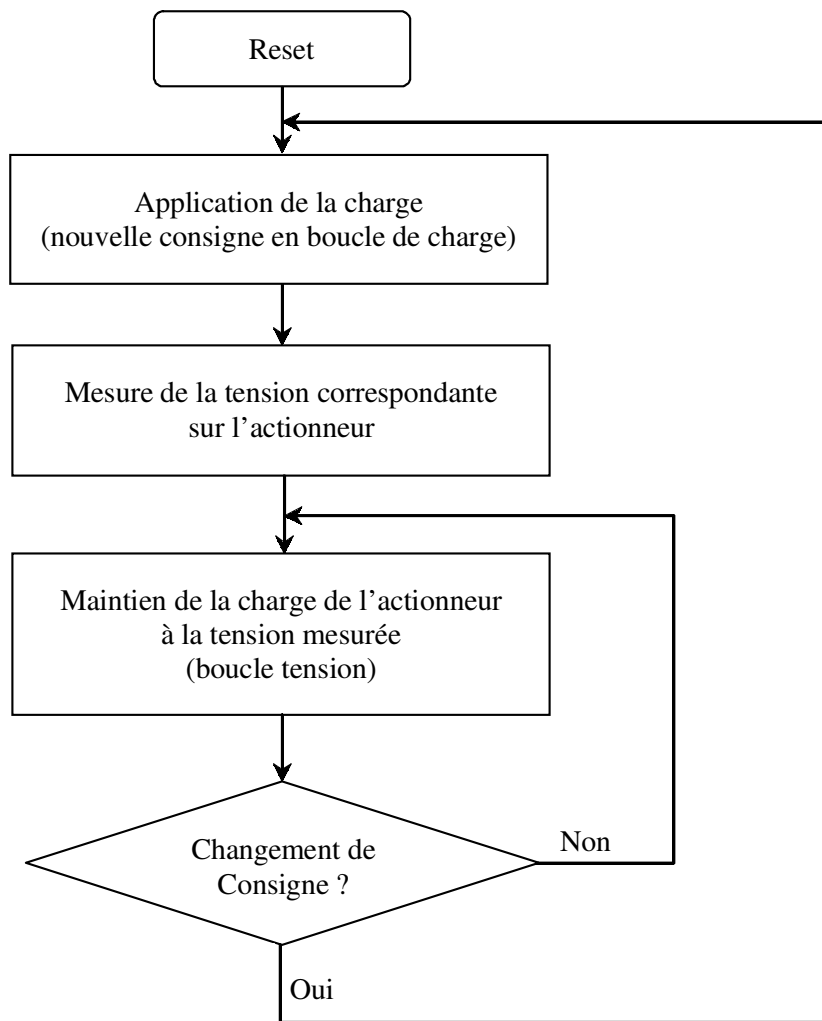


FIG. 5.19 – Organigramme de fonctionnement d'une commande Q/V

La figure 5.19 présente l'organigramme de fonctionnement de cette commande. Elle se décompose en quatre étapes :

1. l'application d'une quantité de charges sur les électrodes de l'actionneur correspondant à une déformation souhaitée, conformément à une commande en position ;
2. la mesure de la tension aux bornes de l'actionneur correspondant à la quantité de charge appliquée précédemment ;
3. le maintien de la quantité des charges électriques présente sur les électrodes de l'actionneur ;
4. enfin, si la consigne a changé, le circuit recommence ces trois premières séquences en appliquant une nouvelle quantité de charge ; sinon, il maintient la charge jusqu'à l'apparition d'une nouvelle consigne.

Pour aboutir à ce résultat, plusieurs solutions sont envisageables. Nous avons notamment entrevu deux manières concurrentes permettant de maintenir la charge constante sur l'actionneur (troisième étape de l'organigramme, figure 5.19). Ces solutions aboutissent à deux types de commande Q/V permettant le maintien de la déformation de l'actionneur :

- par l'application d'une tension continue, ce qui conduit à une commande que nous appelons "Commande Q/V à maintien" ;
- ou, par la compensation des charges perdues, méthode que nous dénommerons "Commande Q/V à compensation".

Linéarisation et maintien de la déformation de l'actionneur par application d'une tension continue : "Commande Q/V à maintien"

La mise en œuvre de cette solution consiste à basculer en temps utile entre un premier montage appliquant une quantité de charge contrôlée sur les électrodes de l'actionneur et un second appliquant une tension continue correspondant à la charge précédemment appliquée et permettant ainsi de la maintenir.

Le schéma de la figure 5.22 permet, comme nous l'avons vu à la section 5.4.2, page 125, d'appliquer une quantité de charges Q_{pzt} sur l'actionneur proportionnelle à la tension d'entrée V_e et à la capacité de référence C_{ref} , soit $Q_{pzt} = C_{ref} \cdot V_e$ (mode charge). Quant au montage de la figure 5.23, il impose une tension aux bornes de l'actionneur proportionnelle à la tension V_c et au gain défini par les résistances R_1 et R_2 par la relation : $V_s = (1 + R_1/R_2) \cdot V_c$ (mode tension).

La figure 5.20 propose la solution que nous avons développée et expérimentée permettant de commuter entre une commande en charge et une commande en tension par le jeu d'interrupteurs analogiques I_1 à I_3 contrôlés par le signal logique Φ . L'interrupteur I_4 , commandé par φ , est positionné sur 'Reset' avec $V_c = 0$ et I_1 à I_3 en "mode tension" pour imposer les conditions initiales du dispositif ($V_{pzt} = 0V$, $Q_{C_{ref}} = 0C$). La mesure de la tension de sortie de l'amplificateur V_s est réalisée par le bloc fonctionnel B_r , composé d'un gain G_m , pour aboutir à V_m , l'image de la tension V_s .

La figure 5.21 présente une série de chronogrammes qui illustre le fonctionnement du montage. Lorsqu'on applique une tension d'entrée V_{e1} en "mode charge", le circuit impose une quantité de charges $Q_1 = C_{ref} \cdot V_{e1}$. A cette charge correspond une tension V_{s1} en sortie de l'amplificateur opérationnel. Si nous restons dans l'état, il s'ensuivrait une décharge de V_s provoquant par la même une dérive de la position de l'actionneur¹⁰. En revanche, une fois la position atteinte (au bout d'un temps dépendant de la dynamique du système), on mesure V_{s1} pour ensuite appliquer ce potentiel en 'mode tension', ce qui permet de maintenir aussi longtemps qu'on le souhaite la quantité de charges Q_1 sur l'actionneur et, par conséquent, sa déformation. Ainsi, on bénéficie d'une commande linéaire par la charge appliquée en ne perdant aucune charge électrique par le basculement en "mode tension".

10. Les raisons de ce phénomène sont expliquées à la section 5.4.2, page 125

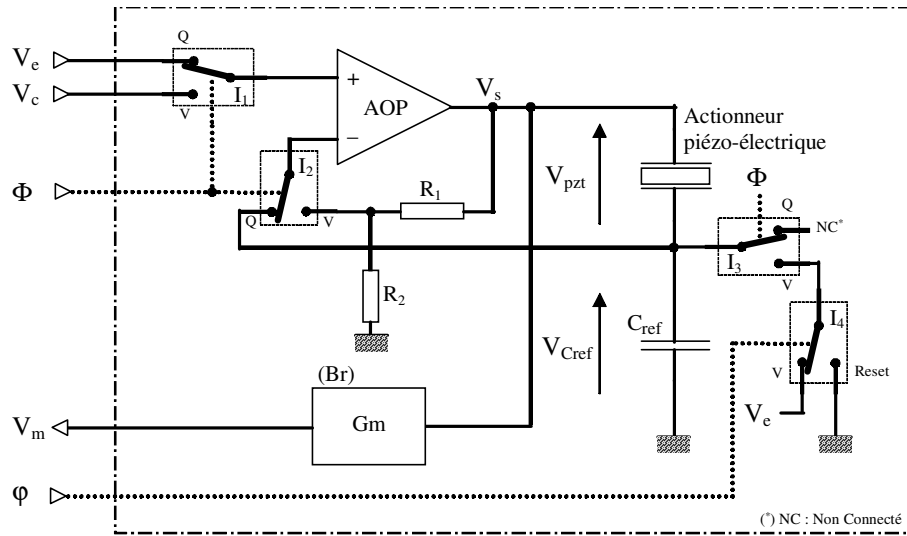


FIG. 5.20 – Schéma de principe d'une commande Q/V

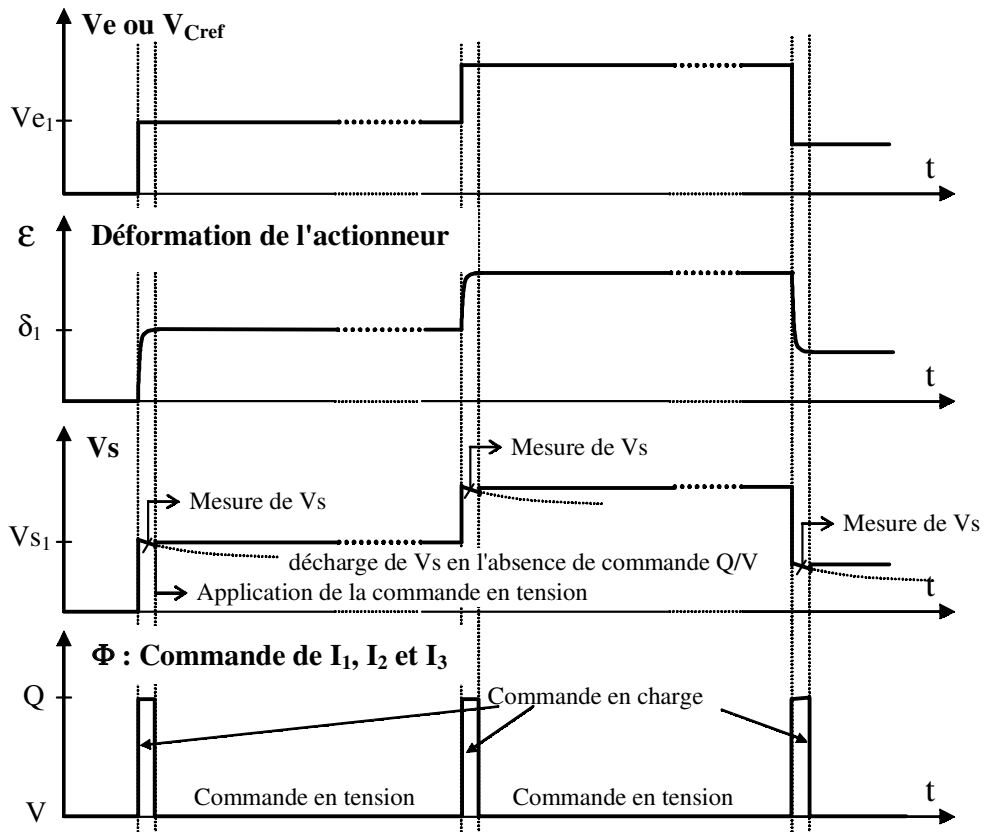
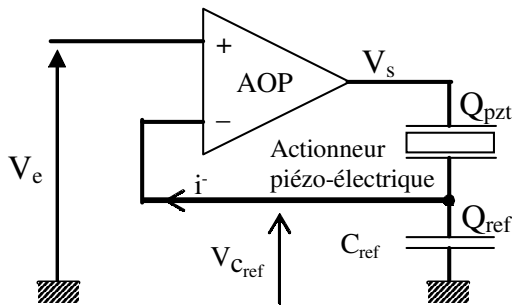
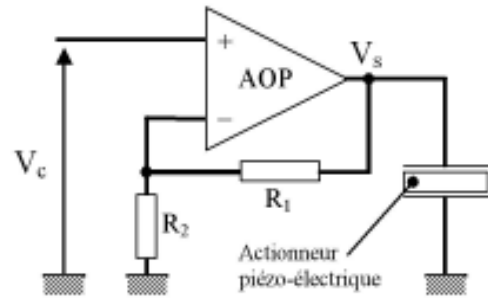


FIG. 5.21 – Chronogrammes de fonctionnement d'une commande Q/V

FIG. 5.22 – *Circuit de commande en charge d'un actionneur piézoélectrique*FIG. 5.23 – *Circuit de commande en tension d'un actionneur piézoélectrique*

Les figures 5.24 et 5.25 présentent respectivement les déflexions libres obtenues lors d'une commande en tension puis d'une commande Q/V pour un bimorphe piézoélectrique dont les caractéristiques sont mentionnées sur les graphes. La commande en tension de l'actionneur aboutit à une hystérésis de 20,8 % de l'amplitude totale de la déflexion et, pour la commande Q/V, l'hystérésis résiduelle est réduite à 3,4 %. Dans cet exemple, la mesure de V_s , image de la quantité de charges Q_{pzt} , et la commutation du mode "commande en charge" au mode "commande en tension" s'effectuent dans un délai de 20 ms après l'application de la charge, correspondant au temps d'établissement de la déflexion de l'actionneur.

D'autres essais ont été menés dans le cadre d'une collaboration franco-suisse¹¹ concernant la commande d'actionneurs piézoélectriques monolithiques¹² (APM). Ces actionneurs, commandés en tension, montrent une hystérésis de l'ordre de 7 à 10 %, plus faible que pour des bimorphes (typiquement la vingtaine de pour-cents). L'exploitation d'une commande linéarisante Q/V sur ce type d'actionneur donne lieu à une hystérésis résiduelle qui vaut 2 à 2,6 % (Perez 2001, Perez 2002).

Pour être complet, un résultat intéressant à mentionner est celui de la figure 5.26. Ce graphique montre la relation entre le signal de commande, image de la charge appliquée, et la tension aux bornes de l'actionneur durant l'application de la commande Q/V. Cette dépendance correspond à l'hystérésis inverse de celle observée pour la déformation. Ainsi, comme le montre la figure 5.27, la non-linéarité est explicitement localisée autour de la capacité équivalente de l'actionneur : l'expérience nous montre que $Q_{pzt} \neq C_{pzt} \cdot V$.

11. Il s'agit d'une collaboration s'intégrant dans le programme INTERREG II de coopération transfrontalière Franche-Comté / Cantons de Berne, Vaud, Neuchâtel et Jura. Le contrat est intitulé "Caractérisation et optimisation du fonctionnement de structures piézoélectriques monolithiques pour des applications en nanotechnologies". Il est entré en vigueur le 1er décembre 1999 et s'est conclu le 31 décembre 2001.

12. Ces actionneurs ont été cités au chapitre 2, brièvement décrits à la section 2.5 et illustrés à la figure 2.15, page 54

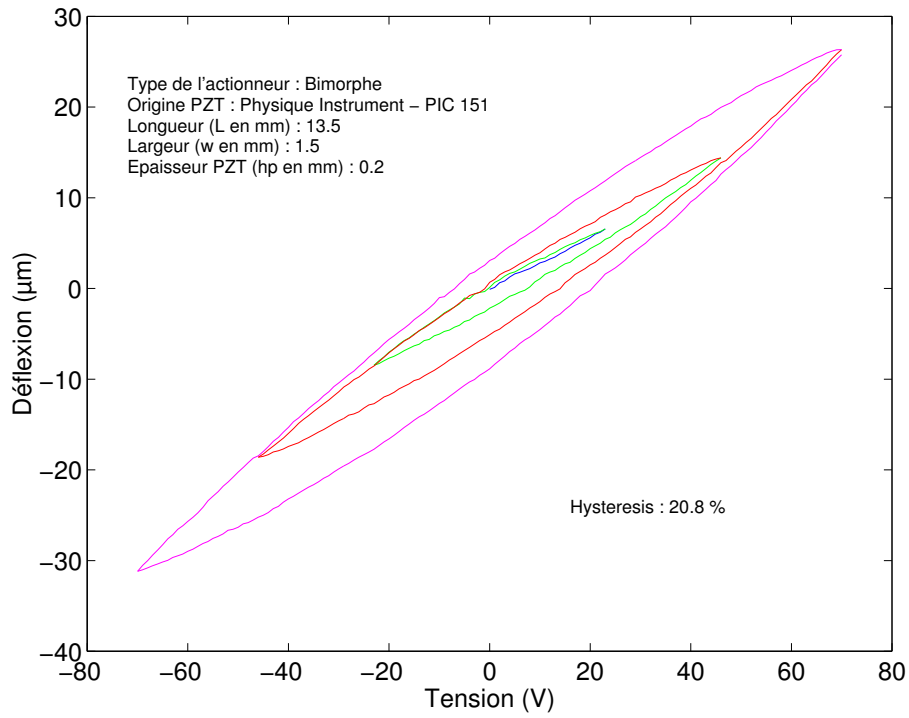


FIG. 5.24 – Déflexion d'un bimorphe en fonction de la tension appliquée par une commande en tension classique

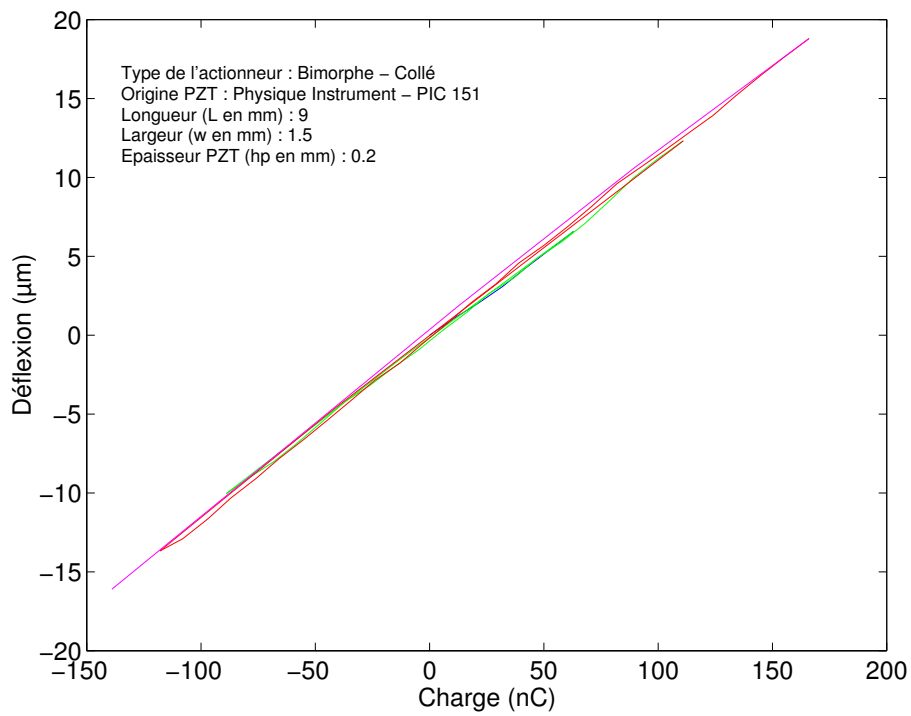


FIG. 5.25 – Déflexion d'un bimorphe en fonction de la charge appliquée par une commande Q/V

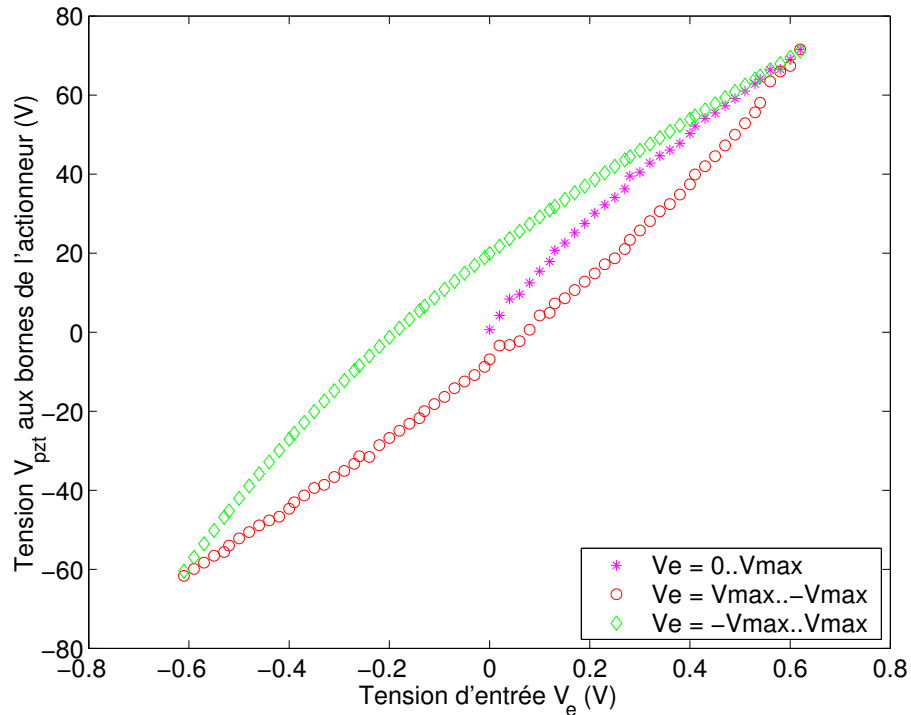


FIG. 5.26 – Tension aux bornes de l'actionneur en fonction de la tension de consigne

Linéarisation et maintien de la déformation de l'actionneur par compensation des charges perdues: "Commande Q/V à compensation"

Comme nous l'avons déjà vu précédemment, les matériaux piézoélectriques ne sont pas parfaits. Ils présentent en première approximation une résistance de fuite (notée R_{pzt} sur la figure 5.15, page 126). Une idée simple consiste à compenser ces charges en drainant dans une résistance un courant $i_{compensation}$ égal au courant de fuite $i_{decharge}$ du matériau (figure 5.15). Si l'on remplace la résistance $R_{C_{ref}}$ (défaut négligeable du condensateur) par une résistance de compensation R_{comp} (composant discret supplémentaire), l'équilibre de ce pont est satisfait lorsque $C_{pzt}/C_{ref} = R_{comp}/R_{pzt}$. Cette solution n'est cependant pas sérieusement envisageable pour une raison déjà évoquée, à savoir que C_{pzt} est variable en fonction de nombreux paramètres et en particulier en fonction de la tension appliquée (figures 5.27 et 5.26).

Nous pourrions imaginer rendre cette résistance de compensation R_{comp} variable dans le but de satisfaire la condition d'équilibre mais cela nécessite alors un modèle.

Le montage présenté à la figure 5.28, permet de drainer des petites quantités de charges à chaque fermeture de l'interrupteur commandé par Φ . Si R_{comp} est inférieur à $(C_{pzt}/C_{ref}) \cdot R_{pzt}$, la tension V_s est sujette à une dérive croissante en fonction du temps. En revanche, lorsque l'interrupteur est ouvert, la tension de sortie est soumise à une décharge comme nous l'avons déjà expliqué à la section 5.4.2, page 125. L'ouver-

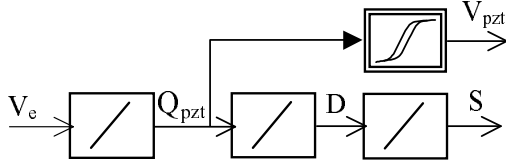


FIG. 5.27 – *Interdépendance entre les grandeurs V_e , Q_{pzt} , D , S et V_{pzt}*

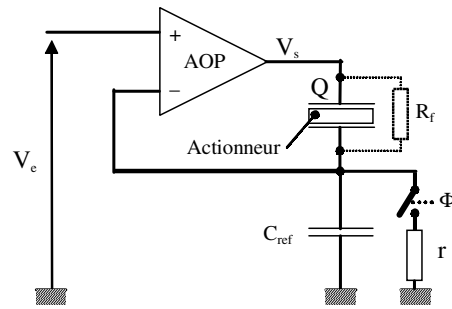


FIG. 5.28 – *Circuit de commande en charge dit "à compensation de charges"*

ture/fermeture rapide de l'interrupteur Φ permet alors le contrôle en tension V_s .

Ainsi une solution consiste à réutiliser le principe de base de la commande en charge et d'exploiter la compensation par R_{comp} afin de maintenir la tension constante après la mesure de la charge. La méthode reste la même, à savoir : l'application de la charge, la mesure de la tension V_s correspondante et enfin la commande de Φ pour conserver V_s constant, ce qui permet le maintien de la charge initiale appliquée.

Cette solution technique est ici présentée pour montrer qu'il existe différentes manières de concevoir une commande linéarisante de type Q/V . Nous n'avons cependant pas expérimenté cette solution.

5.6 Conclusion

Nous avons exposé dans ce chapitre le principe d'une commande linéarisante, appelée commande Q/V , qui exploite les avantages des commandes à charge constante (Q) et à tension constante (V). Elle permet ainsi de linéariser la position de l'actionneur en fonction d'une tension de consigne en garantissant le maintien des charges sur les électrodes de l'actionneur. Cette méthode est pratique à utiliser car elle ne nécessite pas de modèle et fonctionne par conséquent pour tout actionneur piézoélectrique, dans la limite des possibilités du montage électronique. Les deux seuls paramètres utiles pour la mise en œuvre de cette commande sont la valeur de la capacité au repos de l'actionneur et le temps de réponse à un échelon (ou bande passante). Notons que ces deux paramètres sont des caractéristiques facilement disponibles dans les catalogues des fabricants d'actionneurs piézoélectriques.

Le tableau 5.1 résume les avantages et inconvénients en terme de performance en positionnement et de coût pour les différentes solutions : les commandes en tension, en boucle ouverte et fermée, et la commande Q/V .

La commande en tension en boucle ouverte est un principe très simple et "peu coûteux", mais qui présente une hystérésis entre la déformation et la tension appliquée. Dans

TAB. 5.1 – *Comparaison des différents types de commande d'actionneurs piézoélectriques*

<i>Type de commande</i>	<i>Performances en positionnement</i>	<i>Coût</i>
Commande en tension (en boucle ouverte)	médiocres	très faible
Commande Q/V (en boucle ouverte)	bonnes	faible
Commande en boucle fermée : asservissement de position	très bonnes	élevé

ces conditions, pour les applications de micro/nanopositionnement, applications privilégiées de ce type d'actionneurs, on ne peut en aucun cas garantir une grande précision du positionnement.

La commande en tension en boucle fermée, si elle donne de très bons résultats, est pénalisante principalement en raison du surcoût engendré par un système composé d'un capteur et du régulateur adéquat (le surcoût est variable en fonction du type de capteur utilisé : jauges de déformation, principe capacitif ou magnétique).

La solution que nous proposons, la commande Q/V, est "intermédiaire" entre les deux solutions existantes. Elle permet en effet d'améliorer considérablement la précision de positionnement du système en diminuant très fortement l'hystérésis, et ce tout en restant en boucle ouverte, c'est à dire sans capteur de position et sans système de régulation de cette position.

Reprenons l'exemple de l'actionneur piézoélectrique évoqué en introduction de ce chapitre dont la course est de $25 \mu\text{m}$. Commandé en tension en boucle ouverte et moyennant une hystérésis de 20 %, l'erreur maximale en position est de $5 \mu\text{m}$. En considérant une commande Q/V, laissant une hystérésis résiduelle de 2 %, l'erreur maximale de positionnement sera de $0,5 \mu\text{m}$, ce qui est dix fois plus précis qu'avec une commande en tension simple.

Ainsi, on améliore de manière importante la précision de positionnement du système, avec un surcoût a priori faible par rapport à la commande en tension en boucle ouverte, lié notamment à l'électronique de la commande Q/V, plus complexe que l'électronique de commande en tension. En revanche, ce surcoût est bien moindre que celui lié à la mise en œuvre d'un asservissement de position (capteur et régulateur).

Les domaines d'applications de ce principe de commande sont par exemple la micro-manipulation, le micro-assemblage et le nanopositionnement de levier pour la microscopie en champ proche (microscope à force atomique...). Au vu de ces marchés potentiels,

cette commande innovante a reçu le soutien du *CNRS* dans le cadre d'un dépôt de brevet français (Agnus 2003b, brevet n° 03 00532).

A ce jour, plusieurs sociétés ont manifesté leur intérêt pour ce principe de commande. Certaines d'entre elles se satisfont d'une hystérésis résiduelle de 2 % mais d'autres affichent un intérêt pour une commande en boucle ouverte avec une précision de positionnement en deçà de 0.5 % de la course totale.

Les remarques et les attentes de ces industriels nous amènent à nous poser la question sur l'existence (ou non) d'une limite quant à la réduction de l'hystérésis avec une commande Q/V. Pour répondre à cette question, il nous semble alors nécessaire de nous intéresser à l'influence de la contrainte sur l'hystérésis que nous n'avons pas pris en compte dans cette étude.

Enfin, même si nous n'avons pas privilégié les méthodes de linéarisation par modèle inverse, il nous semble intéressant de revenir sur ce point en particulier pour tenter d'établir un modèle de récurrence qui prendrait en compte le phénomène d'hystérésis comme expliqué pas à pas dans ce chapitre. Nous pourrions alors l'utiliser dans le but de linéariser les déformations de l'actionneur en fonction de la tension appliquée à ses bornes.

★ ★ ★

Glossaire des notations utilisées dans ce chapitre

S_p	déformation relative d'un actionneur piézoélectrique .
D_i, D	déplacement électrique.
T_q	contrainte appliquée.
E_k, E	champ électrique total appliqué au matériau piézoélectrique .
s_{pq}^E	tenseur des souplesses à champ électrique constant.
ε_{ik}^T	tenseur des permittivités diélectriques à température constante.
d_{kp}	tenseur des coefficients piézoélectriques.
P_0	polarisation initiale du matériau piézoélectrique.
S_0	déformation d'un matériau piézoélectrique après polarisation.
E_P, E_{P_0}	champ électrique équivalent à la polarisation d'un matériau piézoélectrique.
ΔE_P	variation du champ de polarisation, image d'une modification de la polarisation d'un matériau piézoélectrique.
σ_b	densité de charges liées induit par la polarisation du matériau piézoélectrique.
$v(t)$	tension appliquée sur la céramique piézoélectrique.
V	valeur des pas de tension de $v(t)$ (figure 5.9, page 119).
E_{ext}	champ électrique induit par l'application d'un potentiel $v(t)$.
σ_f	densité de charges libres sur les électrodes de l'actionneur piézoélectrique.
ε_0	permittivité du vide.
χ	suceptibilité diélectrique.
e	épaisseur du matériau piézoélectrique.
Q_f	quantité de charges libres (pages 124 et 125).
A	surface des électrodes en regard d'un actionneur piézoélectrique (pages 125 et 125).
Q_{pzt}	quantité de charges libres accumulée sur les électrodes d'un actionneur piézoélectrique (page 125).
C_{pzt}	capacité au repos d'un actionneur piézoélectrique (page 125).
C_{ref}	capacité de référence (page 125).
$R_{pzt}, R_{C_{ref}}$	résistance de fuite du matériau piézoélectrique et du condensateur de référence (page 126).
τ	constante de temps électrique $R_{pzt} \cdot C_{pzt}$ d'un actionneur piézoélectrique (page 127).
V_s	tension de sortie des amplificateurs contenu dans les montages proposés dans ce chapitre.
V_e	tension de consigne en position appliquée en entrée des montages proposés dans ce chapitre.

$V_{C_{ref}}$	tension aux bornes du condensateur de référence C_{ref} dans les montages proposés dans ce chapitre.
V_{pzt}	tension aux bornes de l'actionneur piézoélectrique dans les montages proposés dans ce chapitre.
V_c	tension d'entrée en "mode tension" appliqué sur le montage de commande Q/V (figure 5.20, page 132).
V_m	tension image de la tension de sortie V_s (figure 5.20, page 132).
I_1 à I_4	Interrupteur permettant de sélectionner le "mode tension" ou le "mode charge" d'une commande Q/V (figure 5.20, page 132).
Φ, φ	Signal de commande des interrupteurs ananalogiques I_1 à I_4 (figure 5.20, page 132).

Conclusion

La microrobotique est un axe de recherche émergent dont l'une des thématiques concerne la micromanipulation. Le premier chapitre nous montre combien ce thème de recherche est actif pour le seul domaine des micropinces à deux doigts de serrage. Il existe cependant encore peu de micropinces sur le marché, mais force est de constater que l'offre tend ostensiblement à s'élargir à un rythme soutenu pour répondre aux besoins grandissants de manipuler des pièces toujours plus petites (poussé par une course à la miniaturisation) ou d'explorer plus avant le monde du petit. Les entreprises qui commercialisent de tels outils sont par ailleurs assez récentes pour la plupart d'entre elles et sont parfois le prolongement industriel de travaux initiés dans des laboratoires de recherches.

Nous proposons dans ce document une nouvelle micropince à deux doigts de serrage, chacun étant capable de se mouvoir indépendamment dans deux directions perpendiculaires, offrant ainsi quatre degrés de liberté articulaires à la pince. Le principe d'actionnement d'un doigt repose sur un actionneur de type poutre piézoélectrique à électrodes répartie, appelé duo-bimorphe, pour lequel nous avons développé un modèle théorique du comportement statique des doigts. En résumé, les points clés de cette micropince sont :

- deux mouvements orthogonaux et découplés pour chacun des doigts de la micropince. Cette caractéristique autorise notamment le centrage des objets manipulés entre les deux doigts de la micropince ainsi que la rotation des objets entre les mors ; cette dernière fonctionnalité peut se révéler utile par exemple pour orienter une pièce dans le cas d'un assemblage ;
- des performances appréciables des actionneurs, notamment en terme de résolution de positionnement (nanométrique) et de rapidité des mouvements des doigts ;
- une conception monolithique de la structure d'actionnement, qui permet d'éviter l'assemblage d'une structure mécanique amplificatrice du mouvement des doigts et de ces actionneurs. Une étape d'assemblage subsiste tout de même entre les actionneurs et les organes terminaux ;

- des dimensions de la micropince, qui sont :
 - suffisamment petites pour manipuler des “micro-objets” dans la gamme de dimensions de quelques microns à quelques centaines de microns mais aussi pour utiliser les technologies de microfabrication permettant d’envisager une fabrication en partie collective pour les actionneurs ;
 - mais suffisamment grandes pour que l'utilisateur puisse manipuler ce type de micropince relativement aisément ;
- la possibilité d’adapter des outils de formes et de matériaux spécifiques à l’application, réalisés par microfabrication ;
- une connexion facile et rapide de la micropince à une station de micromanipulation ou de micro-assemblage par exemple, et donc son interchangeabilité.

Une telle micropince trouve naturellement sa place dans les domaines tels que la micromanipulation d’une manière générale ou le micro-assemblage, lesquels concernent de nombreux secteurs d’activité. Nous pouvons citer l’assemblage de pièces micro-mécaniques rigides, la manipulation d’échantillons dans le but de les tester ou les caractériser, la manipulation d’éléments biologiques pour la médecine ou les biotechnologies ou encore la chirurgie pour laquelle certaines interventions requièrent une grande précision.

Des essais de macromanipulation ont été menés dans le but de montrer les possibilités qu’offre la micropince, notamment au travers d’exemples tels que :

- l’assemblage potentiel d’un pignon de montre dont le diamètre de l’arbre mesure $150\ \mu\text{m}$;
- la micromanipulation d’objets cubiques de $300\ \mu\text{m}$ de côté (en l’occurrence des grains de sel) ;
- et la micromanipulation d’objets sphériques de $200\ \mu\text{m}$ de diamètre dans un microscope électronique à balayage.

Ces essais ont donné des résultats satisfaisants en ce qui concerne la prise, le maintien, la rotation et la dépose de micro-objets. Lors de ces expérimentations, nous avons rencontré les problèmes bien connus de la micromanipulation et tout particulièrement la présence de forces électrostatiques qui ne facilitent pas toujours les opérations de micromanipulation. Cependant nous avons pu observer que ces forces permettent un autocentrage dans le cas des pièces cubiques en matériau diélectrique (grains de sel).

Dans les exemples présentés, nous avons utilisé des pinces de caractéristiques identiques équipées d’organes terminaux de formes différentes. L’exemple de l’autocentrage cité ci-dessus montre le rôle important des organes terminaux. Concernant les actionneurs, il est possible d’adapter les performances de la pince en fonction des applications visées. Pour cela, le modèle théorique des doigts de la pince constitue un outil pratique pour répondre à un cahier des charges précis.

Nous nous sommes également intéressé à la commande des actionneurs piézoélectriques. A ce sujet, nous avons proposer un nouveau type de commande en boucle ouverte qui assure un contrôle fin en boucle ouverte des déplacements de l'actionneur fondé sur la juxtaposition d'une commande à charge électrique constante et une commande à tension constante. Nous obtenons typiquement une réduction de l'hystérésis d'un facteur dix.

Perspectives

Concernant la micropince, une des perspectives prioritaires de ce travail concerne son instrumentation et plus particulièrement la mesure de la force appliquée sur l'objet. Cette mesure est nécessaire notamment pour ne pas endommager, voire détruire, les objets à manipuler avec, en outre, une résolution élevée. En effet, à l'échelle du micromonde les surfaces en contact avec l'outil sont si ponctuelles que même des forces de faible amplitude peuvent conduire à des pressions, et donc des contraintes locales, très importantes. Nous rencontrons dans la littérature scientifique quelques exemples de micropinces instrumentées par les principes suivants :

- l'utilisation de jauge de déformation (Seki 1992): ce principe est fondé sur la variation d'une résistance électrique lorsque le capteur se déforme (Bergander 2002);
- l'exploitation de l'effet direct piézoélectrique (Haddab 2000a): dans ce cas, c'est la quantité de charges électrique induite par l'application d'une force qui est mesurée ;

Ainsi, l'intégration de tels microcapteurs permettrait non seulement de contrôler automatiquement les efforts de serrage, mais également de transmettre cette information à l'opérateur qui, à partir d'une manette à retour d'effort, pourrait connaître en temps réel les efforts de serrage appliqués sur les objets.

Comme nous l'avons vu à travers plusieurs exemples, les forces du micromonde ont une influence importante sur les chances de succès d'une tâche de micromanipulation. Plutôt que les combattre ou les éliminer, une perspective intéressante consiste à exploiter les forces électrostatiques en particulier en appliquant des potentiels connus sur les organes terminaux.

Une autre voie de recherche concerne le développement de solutions intégrées à la pince permettant le changement aisé, voire automatique, des outils de préhension. Ainsi, un dispositif, composé d'une "pince nue" (c'est à dire une pince regroupant que les actionneurs et des interfaces mécaniques pour recevoir les outils sur chacun des doigts), d'un changeur d'outils et d'un jeu d'organes terminaux (outils) permettrait une économie de place dans un environnement confiné comme par exemple la chambre à vide d'un microscope électronique à balayage.

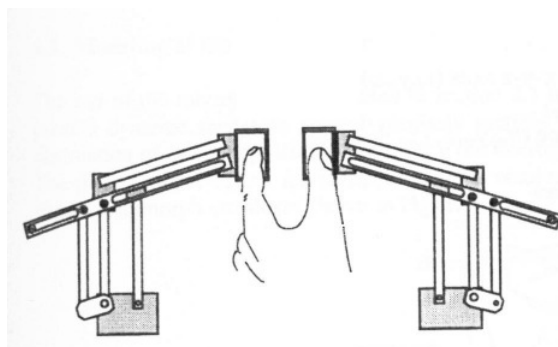


FIG. 5.29 – Architecture d'un système haptique à deux doigts d'après Ferreira (2001)

Notons également que la facilité avec laquelle il est possible de micromanipuler des objets dépend des moyens de perception du micromonde mis en œuvre et de l'interface haptique utilisée. Aussi, cette aisance mais aussi la qualité des micromanipulations seraient vraisemblablement améliorées si nous disposions de systèmes de vision adaptés (microcaméra) associés à des traitements d'images performants (reconstitution 3D, réalité augmentée). En ce qui concerne l'interface haptique, une micropince telle que celle que nous proposons gagnerait à être pilotée par un système haptique tel que celui réalisé par Ferreira, figure 5.29 (Ferreira 2001).

Vers des “composants microrobotiques” et des “micro-usines”

Nous proposons dans ce mémoire un composant dédié à la micromanipulation. Au delà de cette micropince, nous débouchons en fait sur un concept beaucoup plus vaste de “composants microrobotiques” ou “Microrobot On Chip” (*MOC*).

L'idée fondatrice des “puces microrobotiques” est la suivante : il y a plusieurs décennies, l'avènement de la microélectronique a conduit à la réalisation en grande série de composants monolithiques très bon marché : les puces électroniques. Puis, beaucoup plus récemment, l'avènement des microsystèmes a peu à peu conduit, et nous n'en sommes qu'au début, à la réalisation en grande série de composants également très bon marché (accéléromètres, micromiroirs, composants optroniques, etc.). Il semble alors assez inéluctable qu'à terme nous devons être capables de réaliser des composants microrobotiques (souvent aussi monolithiques que possible), capables d'effectuer une ou plusieurs fonctions robotiques dans le monde des objets micrométriques (micromanipulation, micro-positionnement, micro-assemblage, etc.). L'objectif est ainsi de disposer de puces microrobotiques dont les parties degrés de liberté de positionnement et d'orientation" ainsi que certains modules électroniques de "communication et de traitement de l'information" seraient encapsulées dans le boîtier du composant. De ce boîtier sortiraient les parties terminales utiles du MOC (micropréhenseur, micro-outil, etc.) et les pattes de connexion électrique et/ou optique avec l'extérieur.

Le concept de “Microrobot On Chip” n’en est cependant qu’à ses balbutiements. Dans les années à venir, les avancées de tous les acteurs de la microrobotique permettront d’ étoffer l’ offre des fonctionnalités disponibles sur le marché. Ces nouveaux composants devront être compatibles entre eux et bon marché, de manière à pouvoir, à terme, être aisément remplacés dans le cas d’ un changement de configuration de la station de travail les intégrant ou encore en cas de défaillance de l’ un d’ entre eux. Le microrobot deviendrait alors un “consommable” pour la production ou l’ expérimentation, comme le sont aujourd’ hui les composants électroniques.

D’ une manière plus générale, la réalisation de tels microrobots pourrait contribuer à l’ avènement de “*micro-usines*”, c’ est à dire des systèmes de production miniatures, à la taille des produits fabriqués (Breguet 2001). En effet, la diminution des dimensions des produits manufacturés et donc de leurs composants élémentaires génère une problématique complexe relative au système de production adapté. L’ enjeu majeur est alors de mettre le système de production en rapport dimensionnel et énergétique avec les produits fabriqués. Ceci permettrait à terme de disposer, pour les produits de petites dimensions, d’ unités de production très peu volumineuses (on peut utiliser l’ image de “l’ usine dans une valise”), portables, très peu gourmandes en énergie (donc écologiques), nécessitant un seul opérateur de conduite. Les MOC pourraient alors être utiles pour parvenir à de tels systèmes.

Annexe A

Etude théorique d'une poutre bimorphe piézoélectrique à deux degrés de liberté

A.1 Modélisation statique d'une poutre piézoélectrique duo-bimorphe

Un schéma du duo-bimorphe est proposé à la figure A.1, tandis que la figure A.2 en présente une coupe transversale. Les flèches en traits gras représentent les directions de polarisation dans le matériau piézoélectrique. Pour le calcul des équations constitutives du duo-bi, nous nous sommes placés dans un contexte très général. Le système est constitué de trois couches superposées : une couche de matériau piézoélectrique, une couche de colle et une couche de matériau piézoélectrique (qui peut être différent de celui utilisé pour la première couche). Dans la suite, il sera fait référence à ces différents matériaux à l'aide des indices (ou exposants) p_1 , p_2 pour les deux matériaux piézoélectriques et g pour la colle. Les couches sont supposées présenter les mêmes longueurs L et largeurs w ; leurs hauteurs sont respectivement h_{p_1} , h_{p_2} et h_g . Quatre électrodes conductrices, d'épaisseur négligeable, sont déposées sur les faces piézoélectrique et s'étendent sur toute la longueur de la poutre, exceptée sur une bande de largeur w_0 et de longueur L . Les défauts de centrage des électrodes sont notés a et b respectivement pour les faces supérieure et inférieure. Notons que l'épaisseur des électrodes est négligée dans le modèle proposé. La prendre en compte compliquerait les calculs, car le centroïde du duo-bi ne se trouverait plus sur l'axe de symétrie de la section (et on aurait $\bar{y} \neq 0$), sans influencer sensiblement les résultats obtenus.

La résolution du problème est menée selon une approche similaire à celle utilisée en résistance des matériaux, à savoir :

- le milieu est homogène et isotrope ;
- le matériau est élastique linéairement (hypothèse des petites déformations) ;
- et en l'absence de sollicitations extérieures, il n'y a ni déformation, ni contrainte.

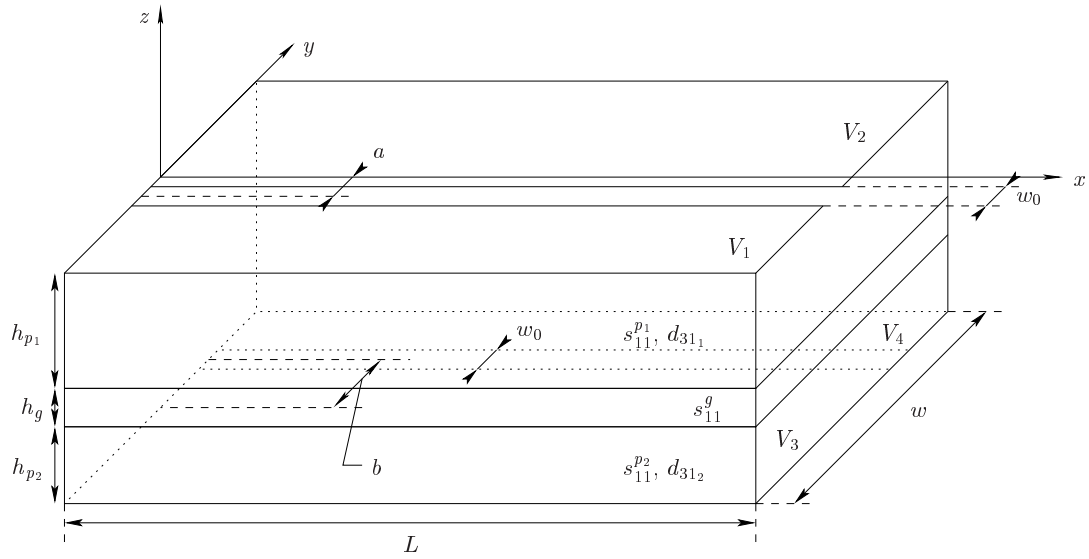


FIG. A.1 – Schéma de la poutre duo-ena.

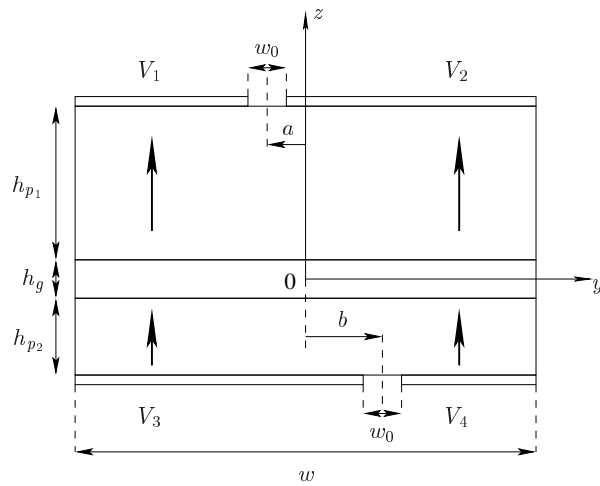


FIG. A.2 – Coupe transversale du duo-ena.

L'effet piézoélectrique, le long de l'axe $x \equiv 1$ provoqué par l'application de potentiels sur les électrodes, est régi par les équations suivantes :

$$S_1^p = s_{11}^{E,p} T_1^p + d_{31} E_3 \quad (\text{A.1})$$

$$D_3^p = d_{31} T_1^p + \varepsilon_{33}^T E_3 \quad (\text{A.2})$$

où $s_{11}^{E,p}$, ε_{33}^T et d_{31} représentent respectivement la souplesse à champ électrique constant, la permittivité électrique à contrainte constante, et la constante piézoélectrique.

Dans un souci de simplification, nous adoptons dans la suite la notation s_{11}^p à la place de $s_{11}^{E,p}$. S_1^p et T_1^p représentent respectivement les déformations et les contraintes élastiques du matériau, D_3 est la composante selon l'axe 3 du champ de déplacement.

Pour la colle, nous pouvons écrire :

$$S_1^g = s_{11}^g T_1^g \quad (\text{A.3})$$

Nous proposons d'écrire les équations constitutives du duo-bi sous une forme similaire à celle de SMITS et CHOI (Smits 1991):

$$\begin{pmatrix} \alpha_y \\ \delta_y \\ \mathcal{V}_y \\ \alpha_z \\ \delta_z \\ \mathcal{V}_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} e_{11} & e_{12} & e_{13} & e_{14} & e_{15} & e_{16} & e_{17} & e_{18} & e_{19} & e_{1\ 10} \\ e_{21} & e_{22} & e_{23} & e_{24} & e_{25} & e_{26} & e_{27} & e_{28} & e_{29} & e_{2\ 10} \\ e_{31} & e_{32} & e_{33} & e_{34} & e_{35} & e_{36} & e_{37} & e_{38} & e_{39} & e_{3\ 10} \\ e_{41} & e_{42} & e_{43} & e_{44} & e_{45} & e_{46} & e_{47} & e_{48} & e_{49} & e_{4\ 10} \\ e_{51} & e_{52} & e_{53} & e_{54} & e_{55} & e_{56} & e_{57} & e_{58} & e_{59} & e_{5\ 10} \\ e_{61} & e_{62} & e_{63} & e_{64} & e_{65} & e_{66} & e_{67} & e_{68} & e_{69} & e_{6\ 10} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} M_z \\ F_y \\ p_y \\ M_y \\ F_z \\ p_z \\ V_1 \\ V_2 \\ V_3 \\ V_4 \end{pmatrix} \quad (\text{A.4})$$

Dans cette formulation, α est la pente de la poutre à son extrémité, δ la déflexion de l'extrémité de la poutre et \mathcal{V} le volume déplacé (A.3). Nous allons étudier le comportement du duo-ena dans les directions y et z .

Nous allons déterminer les différents coefficients e_{ij} de (A.4) en considérant la structure comme une poutre encastree à l'une de ses extrémités et libre à l'autre et en lui appliquant différents types de sollicitations. On supposera que le principe de superposition peut s'appliquer, et que la déformation de la poutre sous l'effet des différentes sollicitations est donc égale à la somme des déformations résultant de ces sollicitations considérées isolément. Nous avons également séparé l'étude des déformations selon l'axe y (dans le plan) de celles selon l'axe z (hors plan). Les cas de charge considérés sont les suivants:

Poutre soumise à un moment extérieur Un moment M est appliqué à la poutre.

Les coefficients e_{i1} et $e_{i4}, i = 1 \dots 6$, seront déterminés à l'aide de ce cas de charge.

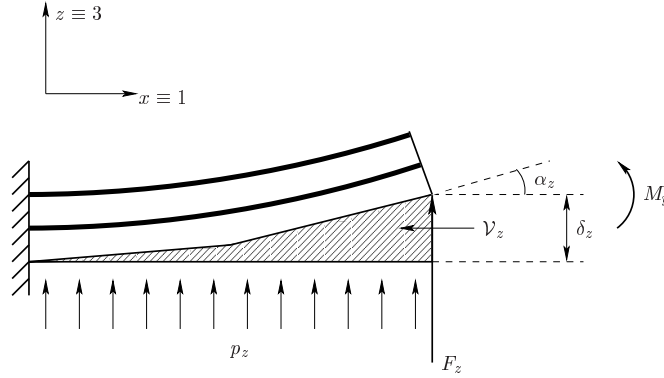


FIG. A.3 – Paramètres externes M_y , F_z , p_z , et paramètres internes α_z , δ_z et V_z (exemple selon l'axe z).

Poutre soumise à une force extérieure Une force F est appliquée à l'extrémité libre de la poutre, perpendiculairement à l'une de ses faces latérales. Ce cas de charge permet de déterminer les coefficients e_{i2} et e_{i5} , $i = 1 \dots 6$.

Poutre soumise à une densité de charge uniforme Une densité de charge uniforme p est appliquée perpendiculairement à l'une des faces latérales de la poutre. Ce cas de charge permet de déterminer les coefficients e_{i3} et e_{i6} , $i = 1 \dots 6$.

Poutre libre soumise à un champ électrique Les quatre électrodes sont portées à des potentiels V_1 , V_2 , V_3 , V_4 . Ce cas de charge nous permettra de calculer les coefficients e_{i7} , e_{i8} , e_{i9} et e_{i10} , $i = 1 \dots 6$.

A.1.1 Comportement selon l'axe y (dans le plan)

Poutre soumise à un moment extérieur

Notons tout d'abord que l'application d'un moment M_y ne provoque pas de gauchissement de la poutre. La déformation a donc lieu selon l'axe perpendiculaire à celui du moment de flexion appliqué. On a donc :

$$\boxed{e_{14} = e_{24} = e_{34} = 0.} \quad (\text{A.5})$$

Si on déforme la structure en flexion pure par l'application d'un moment M_z , l'équilibre des moments selon z s'exprime par l'équation :

$$\iint T_1(x, y, z) dA + M_z = 0. \quad (\text{A.6})$$

Dans la géométrie proposée, le centroïde se trouve sur l'axe de symétrie de la section, et on a donc $\bar{y} = 0$. L'équilibre des moments s'exprime donc :

La déformation relative de la poutre due à l'élasticité est donnée par :

$$S_1 = -\frac{y}{\rho_y}, \quad (\text{A.7})$$

où y est la distance à la fibre neutre. Dans la géométrie proposée, le centroïde \bar{y} se trouve sur l'axe de symétrie de la section, et on a donc $\bar{y} = 0$. Les équations (A.1), (A.3) et (A.6) donnent alors :

$$\int_{-w/2}^{w/2} -\frac{y}{\rho_y} \left(\frac{h_{p1}}{s_{11}^{p1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p2}}{s_{11}^{p2}} \right) y dy + M_z = 0, \quad (\text{A.8})$$

qui donne :

$$\frac{1}{\rho_y} = \frac{12M_z}{\left(\frac{h_{p1}}{s_{11}^{p1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p2}}{s_{11}^{p2}} \right) w^3}. \quad (\text{A.9})$$

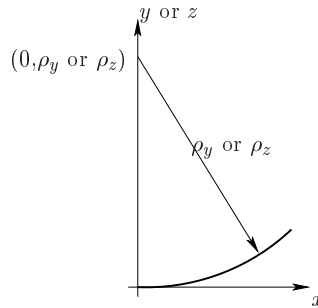


FIG. A.4 – Déformation de la poutre selon un cercle.

En première approximation, on peut supposer que la déformation de la poutre est circulaire, et répond à l'équation (voir A.4) :

$$x^2 + (y - \rho_y)^2 = \rho_y^2 \Leftrightarrow 2\rho_y y = x^2 + y^2. \quad (\text{A.10})$$

Si cette déformation est suffisamment faible, on a :

$$y \approx \frac{x^2}{2\rho_y}. \quad (\text{A.11})$$

On peut donc approcher le déplacement δ_y de l'extrémité de la poutre par :

$$\delta_y \approx \frac{L^2}{2\rho_y}. \quad (\text{A.12})$$

De plus, la pente à une abscisse x de la poutre vaut en première approximation :

$$\frac{dy}{dx} = \frac{x}{\rho_y}, \quad (\text{A.13})$$

et la pente en bout de poutre α_y s'exprime donc :

$$\alpha_y = \frac{L}{\rho_y}. \quad (\text{A.14})$$

Enfin, le volume de matière déplacée se calcule en intégrant (A.11) sur toute la surface de la poutre perpendiculaire à la déformation :

$$\mathcal{V}_y = (h_{p_1} + h_g + h_{p_2}) \int_0^L \frac{x^2}{2\rho_y} dx = (h_{p_1} + h_g + h_{p_2}) \frac{L^3}{6\rho_y}. \quad (\text{A.15})$$

Les équations (A.9), (A.12), (A.14) et (A.15) donnent donc :

$$\alpha_y = \frac{12LM_z}{\left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}\right)w^3}, \quad (\text{A.16})$$

ainsi :

$$e_{11} = \frac{12L}{\left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}\right)w^3}; \quad (\text{A.17})$$

$$\delta_y = \frac{6L^2 M_z}{\left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}\right)w^3}, \quad (\text{A.18})$$

et donc :

$$e_{21} = \frac{6L^2}{\left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}\right)w^3}; \quad (\text{A.19})$$

$$\mathcal{V}_y = (h_{p_1} + h_g + h_p) \frac{2L^3 M_z}{\left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}\right)w^3}, \quad (\text{A.20})$$

qui donne :

$$e_{31} = \frac{2L^3(h_{p_1} + h_g + h_p)}{\left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}\right)w^3}. \quad (\text{A.21})$$

Poutre soumise à une force extérieure

Notons tout d'abord que l'application d'une force F_z ne provoque pas de gauchissement de la poutre. La déformation a donc lieu dans l'axe de la force appliquée. On a donc :

$$e_{15} = e_{25} = e_{35} = 0. \quad (\text{A.22})$$

Si on applique une force F_y en bout de poutre, le moment fléchissant à une abscisse x , noté $M_{f_y}(x)$ est :

$$M_{f_y}(x) = F_y(L - x). \quad (\text{A.23})$$

La déformation selon y , $y(x)$, d'un point de la poutre obéit à l'équation :

$$\frac{d^2 y(x)}{dx^2} = \frac{M_{f_y}}{\int \int s_{11}^{-1}(x, y, z) y^2 dA}. \quad (\text{A.24})$$

Comme :

$$\int \int s_{11}^{-1}(x,y,z)y^2 dA = \int_{-w/2}^{w/2} \left(\frac{h_{p1}}{s_{11}^{p1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p2}}{s_{11}^{p2}} \right) y^2 dy = \left(\frac{h_{p1}}{s_{11}^{p1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p2}}{s_{11}^{p2}} \right) \frac{w^3}{12}, \quad (\text{A.25})$$

l'équation (A.24) devient :

$$\frac{d^2y(x)}{dx^2} = \frac{12F_y(L-x)}{\left(\frac{h_{p1}}{s_{11}^{p1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p2}}{s_{11}^{p2}} \right) w^3}, \quad (\text{A.26})$$

$$\frac{dy(x)}{dx} = \frac{6F_y(2Lx - x^2)}{\left(\frac{h_{p1}}{s_{11}^{p1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p2}}{s_{11}^{p2}} \right) w^3}, \quad (\text{A.27})$$

car $dy/dx|_0 = 0$, et

$$y(x) = \frac{2F_y(3Lx^2 - x^3)}{\left(\frac{h_{p1}}{s_{11}^{p1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p2}}{s_{11}^{p2}} \right) w^3}, \quad (\text{A.28})$$

puisque $y(0) = 0$.

On obtient donc :

$$\alpha_y = \frac{dy}{dx}(L) = \frac{6L^2F_y}{\left(\frac{h_{p1}}{s_{11}^{p1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p2}}{s_{11}^{p2}} \right) w^3}, \quad (\text{A.29})$$

qui donne :

$$e_{12} = \frac{6L^2}{\left(\frac{h_{p1}}{s_{11}^{p1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p2}}{s_{11}^{p2}} \right) w^3}, \quad (\text{A.30})$$

et :

$$\delta_y = y(L) = \frac{4L^3F_y}{\left(\frac{h_{p1}}{s_{11}^{p1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p2}}{s_{11}^{p2}} \right) w^3}, \quad (\text{A.31})$$

qui donne :

$$e_{22} = \frac{4L^3}{\left(\frac{h_{p1}}{s_{11}^{p1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p2}}{s_{11}^{p2}} \right) w^3}. \quad (\text{A.32})$$

Enfin, le volume de matière déplacée est donné par :

$$\mathcal{V}_y = (h_{p1} + h_g + h_{p2}) \int_0^L y(x) dx = \frac{3L^3(h_{p1} + h_g + h_{p2})F_y}{2\left(\frac{h_{p1}}{s_{11}^{p1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p2}}{s_{11}^{p2}} \right) w^3}, \quad (\text{A.33})$$

qui donne :

$$e_{32} = \frac{3(h_{p1} + h_g + h_{p2})L^3}{2\left(\frac{h_{p1}}{s_{11}^{p1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p2}}{s_{11}^{p2}} \right) w^3}. \quad (\text{A.34})$$

Poutre soumise à une pression constante

L'application d'une pression p_z ne provoque pas de gauchissement de la poutre. La déformation a donc lieu selon l'axe de la pression appliquée. On a donc :

$$\boxed{e_{16} = e_{26} = e_{36} = 0.} \quad (\text{A.35})$$

Si on soumet la poutre à une pression uniformément distribuée, p_y , le moment fléchissant à une abscisse x , noté $M_{p_y}(x)$ est :

$$M_{p_y}(x) = \frac{p_y}{2}(h_{p_1} + h_g + h_{p_2})(L - x)^2. \quad (\text{A.36})$$

L'équation (A.24) devient alors :

$$\frac{d^2 y(x)}{dx^2} = \frac{6p_y(h_{p_1} + h_g + h_{p_2})(L - x)^2}{\left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}\right)w^3}. \quad (\text{A.37})$$

Comme $dy/dx|_0 = 0$, on a :

$$\frac{dy(x)}{dx} = \frac{2p_y(h_{p_1} + h_g + h_{p_2})(3L^2x + x^3 - 3Lx^2)}{\left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}\right)w^3}, \quad (\text{A.38})$$

qui conduit à :

$$\alpha_y = \frac{dy}{dx}(L) = \frac{2L^3(h_{p_1} + h_g + h_{p_2})p_y}{\left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}\right)w^3}, \quad (\text{A.39})$$

et donc :

$$\boxed{e_{13} = \frac{2L^3(h_{p_1} + h_g + h_{p_2})}{\left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}\right)w^3}.} \quad (\text{A.40})$$

Sachant de plus que $y(0) = 0$, la solution de (A.37) est :

$$y(x) = \frac{p_y(h_{p_1} + h_g + h_{p_2})(6L^2x^2 + x^4 - 4Lx^3)}{2\left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}\right)w^3}. \quad (\text{A.41})$$

On a donc :

$$\delta_y(x) = y(L) = \frac{3L^4(h_{p_1} + h_g + h_{p_2})p_y}{2\left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}\right)w^3}, \quad (\text{A.42})$$

et :

$$\boxed{e_{23} = \frac{3L^4(h_{p_1} + h_g + h_{p_2})}{2\left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}\right)w^3},} \quad (\text{A.43})$$

Finalement, on a :

$$\mathcal{V}_y = (h_{p_1} + h_g + h_{p_2}) \int_0^L y(x) dx = \frac{3L^5 (h_{p_1} + h_g + h_{p_2})^2 p_y}{5 \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3}, \quad (\text{A.44})$$

et :

$$e_{33} = \frac{3L^5 (h_{p_1} + h_g + h_{p_2})^2}{5 \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3}. \quad (\text{A.45})$$

Poutre soumise à une différence de potentiel

La composante 3 (z) du champ électrique sous les électrodes peut s'écrire La composante z du champ électrique sous les électrodes peut s'écrire :

$$E_3 = \begin{cases} -\frac{V_1}{h_{p_1}} & \text{si } -\frac{w}{2} \leq y \leq a - \frac{w_0}{2} \text{ et } \frac{h_g}{2} \leq z \leq \frac{h_g}{2} + h_{p_1} \\ 0 & \text{si } a - \frac{w_0}{2} < y < a + \frac{w_0}{2} \text{ et } \frac{h_g}{2} \leq z \leq \frac{h_g}{2} + h_{p_1} \\ -\frac{V_2}{h_{p_1}} & \text{si } a + \frac{w_0}{2} \leq y \leq \frac{w}{2} \text{ et } \frac{h_g}{2} \leq z \leq \frac{h_g}{2} + h_{p_1} \\ \frac{V_3}{h_{p_2}} & \text{si } -\frac{w}{2} \leq y \leq b - \frac{w_0}{2} \text{ et } -h_{p_2} - \frac{h_g}{2} \leq z \leq -\frac{h_g}{2} \\ 0 & \text{si } b - \frac{w_0}{2} < y < b + \frac{w_0}{2} \text{ et } -h_{p_2} - \frac{h_g}{2} \leq z \leq -\frac{h_g}{2} \\ \frac{V_4}{h_{p_2}} & \text{si } b + \frac{w_0}{2} \leq y \leq \frac{w}{2} \text{ et } -h_{p_2} - \frac{h_g}{2} \leq z \leq -\frac{h_g}{2} \end{cases} \quad (\text{A.46})$$

L'équation (A.6) s'écrit en considérant un moment M_z nul et en tenant compte de (A.1), (A.3) et (A.7) :

$$\underbrace{\int_{-w/2}^{w/2} -\frac{y}{\rho y} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) y dy}_{\text{déformation élastique}} + \underbrace{\int_{-w/2}^{a-w_0/2} d_{311} \frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} \frac{V_1}{h_{p_1}} y dy + \int_{a+w_0/2}^{w/2} d_{311} \frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} \frac{V_2}{h_{p_1}} y dy}_{\text{effet piézoélectrique plaque supérieure}} - \underbrace{\int_{-w/2}^{b-w_0/2} d_{312} \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \frac{V_3}{h_{p_2}} y dy - \int_{b+w_0/2}^{w/2} d_{312} \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \frac{V_4}{h_{p_2}} y dy}_{\text{effet piézoélectrique plaque inférieure}} = 0 \quad (\text{A.47})$$

qui donne :

$$\begin{aligned}
& - \frac{1}{12\rho_y} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3 \\
& \quad + d_{31_1} \frac{1}{s_{11}^{p_1}} \left(\frac{1}{2} \left(a - \frac{w_0}{2} \right)^2 - \frac{w^2}{8} \right) V_1 + d_{31_1} \frac{1}{s_{11}^{p_1}} \left(\frac{w^2}{8} - \frac{1}{2} \left(a + \frac{w_0}{2} \right)^2 \right) V_2 \\
& \quad - d_{31_2} \frac{1}{s_{11}^{p_2}} \left(\frac{1}{2} \left(b - \frac{w_0}{2} \right)^2 - \frac{w^2}{8} \right) V_3 - d_{31_2} \frac{1}{s_{11}^{p_2}} \left(\frac{w^2}{8} - \frac{1}{2} \left(b + \frac{w_0}{2} \right)^2 \right) V_4 = 0. \quad (\text{A.48})
\end{aligned}$$

L'expression se simplifie en :

$$\begin{aligned}
& - \frac{1}{12\rho_y} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3 \\
& \quad + \frac{1}{8} d_{31_1} \frac{1}{s_{11}^{p_1}} \left\{ (w^2 - (2a - w_0)^2) V_1 - (w^2 - (2a + w_0)^2) V_2 \right\} \\
& \quad - \frac{1}{8} d_{31_2} \frac{1}{s_{11}^{p_2}} \left\{ (w^2 - (2b - w_0)^2) V_3 - (w^2 - (2b + w_0)^2) V_4 \right\} = 0. \quad (\text{A.49})
\end{aligned}$$

On obtient ainsi :

$$\begin{aligned}
\frac{1}{\rho_y} = -\frac{3}{2} d_{31_1} \frac{\left\{ (w^2 - (2a - w_0)^2) V_1 - (w^2 - (2a + w_0)^2) V_2 \right\}}{s_{11}^{p_1} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3} \\
+ \frac{3}{2} d_{31_2} \frac{\left\{ (w^2 - (2b - w_0)^2) V_3 - (w^2 - (2b + w_0)^2) V_4 \right\}}{s_{11}^{p_2} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3}. \quad (\text{A.50})
\end{aligned}$$

En utilisant (A.12) il vient :

$$\begin{aligned}
\delta_y = -\frac{3}{4} d_{31_1} L^2 \frac{(w^2 - (2a - w_0)^2) V_1 - (w^2 - (2a + w_0)^2) V_2}{s_{11}^{p_1} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3} \\
+ \frac{3}{4} d_{31_2} L^2 \frac{(w^2 - (2b - w_0)^2) V_3 - (w^2 - (2b + w_0)^2) V_4}{s_{11}^{p_2} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3}, \quad (\text{A.51})
\end{aligned}$$

et donc :

$$\boxed{e_{27} = -\frac{3}{4} \frac{d_{31_1} L^2 (w^2 - (2a - w_0)^2)}{s_{11}^{p_1} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3}}, \quad (\text{A.52})$$

$$\boxed{e_{28} = \frac{3}{4} \frac{d_{31_1} L^2 (w^2 - (2a + w_0)^2)}{s_{11}^{p_1} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3}}, \quad (\text{A.53})$$

$$\boxed{e_{29} = \frac{3}{4} \frac{d_{31_2} L^2 (w^2 - (2b - w_0)^2)}{s_{11}^{p_2} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3}}, \quad (\text{A.54})$$

$$e_{210} = -\frac{3 d_{312} L^2 (w^2 - (2b + w_0)^2)}{4 s_{11}^{p_2} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3}. \quad (\text{A.55})$$

D'autre part, en utilisant (A.14), on obtient :

$$\alpha_y = -\frac{3}{2} d_{311} L \frac{(w^2 - (2a - w_0)^2) V_1 - (w^2 - (2a + w_0)^2) V_2}{s_{11}^{p_1} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_p}{s_{11}^p} \right) w^3} + \frac{3}{2} d_{312} L \frac{(w^2 - (2b - w_0)^2) V_3 - (w^2 - (2b + w_0)^2) V_4}{s_{11}^{p_2} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3}, \quad (\text{A.56})$$

qui conduit à :

$$e_{17} = -\frac{3 d_{311} L (w^2 - (2a - w_0)^2)}{2 s_{11}^{p_1} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3}, \quad (\text{A.57})$$

$$e_{18} = \frac{3 d_{311} L (w^2 - (2a + w_0)^2)}{2 s_{11}^{p_1} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3}, \quad (\text{A.58})$$

$$e_{19} = \frac{3 d_{312} L (w^2 - (2b - w_0)^2)}{2 s_{11}^{p_2} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3}, \quad (\text{A.59})$$

$$e_{110} = -\frac{3 d_{312} L (w^2 - (2b + w_0)^2)}{2 s_{11}^{p_2} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3}. \quad (\text{A.60})$$

Le volume de matière déplacée est obtenu grâce à (A.15), qui donne :

$$\mathcal{V}_y = -\frac{1}{4} d_{311} L^3 (h_{p_1} + h_g + h_{p_2}) \frac{(w^2 - (2a - w_0)^2) V_1 - (w^2 - (2a + w_0)^2) V_2}{s_{11}^{p_1} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3} + \frac{1}{4} d_{312} L^3 (h_{p_1} + h_g + h_{p_2}) \frac{(w^2 - (2b - w_0)^2) V_1 - (w^2 - (2b + w_0)^2) V_2}{s_{11}^{p_2} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3}. \quad (\text{A.61})$$

On obtient finalement :

$$e_{37} = -\frac{1}{4} (h_{p_1} + h_g + h_{p_2}) \frac{d_{311} L^3 (w^2 - (2a - w_0)^2)}{s_{11}^{p_1} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3}, \quad (\text{A.62})$$

$$e_{38} = \frac{1}{4} (h_{p_1} + h_g + h_{p_2}) \frac{d_{311} L^3 (w^2 - (2a + w_0)^2)}{s_{11}^{p_1} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3}, \quad (\text{A.63})$$

$$e_{39} = \frac{1}{4}(h_{p_1} + h_g + h_{p_2}) \frac{d_{312} L^3 (w^2 - (2b - w_0)^2)}{s_{11}^{p_2} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3}, \quad (\text{A.64})$$

$$e_{310} = -\frac{1}{4}(h_{p_1} + h_g + h_{p_2}) \frac{d_{312} L^3 (w^2 - (2b + w_0)^2)}{s_{11}^{p_2} \left(\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) w^3}. \quad (\text{A.65})$$

A.1.2 Comportement selon l'axe z (hors plan)

Poutre soumise à un moment extérieur

L'application d'un moment M_z ne provoque pas de gauchissement de la poutre. La déformation a donc lieu selon l'axe perpendiculaire à celui du moment de flexion appliqué. On a donc :

$$e_{41} = e_{51} = e_{61} = 0. \quad (\text{A.66})$$

Une difficulté survient du fait de la dissymétrie de la géométrie. Si on place l'origine du repère au milieu de la couche de colle, la coordonnée du centroïde est donnée par :

$$\left(\frac{A_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{A_g}{s_{11}^g} + \frac{A_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \right) \bar{z} = \frac{A_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} \bar{z}_{p_1} + \frac{A_g}{s_{11}^g} \bar{z}_g + \frac{A_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} \bar{z}_{p_2},$$

avec A_{p_1} , A_{p_2} et A_g les ordonnées des centres de gravité des trois couches. \bar{z} devient :

$$\bar{z} = \frac{1}{2} \frac{\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}}(h_{p_1} + h_g) - \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}(h_{p_2} + h_g)}{\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}}. \quad (\text{A.67})$$

Si on déforme la structure en flexion pure par l'application d'un moment M_y , l'équilibre des moments selon y s'exprime par l'équation :

$$\int \int T_1(x, y, z) dA + M_y = 0. \quad (\text{A.68})$$

La déformation relative de la poutre due à l'élasticité est donnée par :

$$S_1 = -\frac{z}{\rho_z}, \quad (\text{A.69})$$

où z est la distance à la fibre neutre. Les équations (A.1), (A.3) et (A.68) donnent :

$$\int_{-h_{p_2} - h_g/2 - \bar{z}}^{-h_g/2 - \bar{z}} -\frac{1}{\rho_z} \frac{w}{s_{11}^{p_2}} z^2 dz + \int_{-h_g/2 - \bar{z}}^{h_g/2 - \bar{z}} -\frac{1}{\rho_z} \frac{w}{s_{11}^g} z^2 dz + \int_{h_g/2 - \bar{z}}^{h_{p_1} + h_g/2 - \bar{z}} -\frac{1}{\rho_z} \frac{w}{s_{11}^{p_1}} z^2 dx + M_y = 0. \quad (\text{A.70})$$

Ceci donne :

$$-\frac{1}{3\rho_z} \frac{w}{s_{11}^{p_2}} \left\{ (h_{p_2} + \frac{h_g}{2} + \bar{z})^3 - (\frac{h_g}{2} + \bar{z})^3 \right\} - \frac{1}{3\rho_z} \frac{w}{s_{11}^g} \left\{ (\frac{h_g}{2} - \bar{z})^3 + (\frac{h_g}{2} + \bar{z})^3 \right\} - \frac{1}{3\rho_z} \frac{w}{s_{11}^{p_1}} \left\{ (h_{p_1} + \frac{h_g}{2} - \bar{z})^3 - (\frac{h_g}{2} - \bar{z})^3 \right\} + M_y = 0. \quad (\text{A.71})$$

En simplifiant on obtient :

$$-\frac{w}{12\rho_z} \left\{ \frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} (3h_g^2 + 6h_g(h_{p_1} - 2\bar{z}) + 4(h_{p_1}^2 - 3h_{p_1}\bar{z} + 3\bar{z}^2)) + \frac{h_g}{s_{11}^g} (h_g^2 + 12\bar{z}^2) \right. \\ \left. + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} (3h_g^2 + 6h_g(h_{p_2} + 2\bar{z}) + 4(h_{p_2}^2 + 3h_{p_2}\bar{z} + 3\bar{z}^2)) \right\} + M_y = 0. \quad (\text{A.72})$$

Posons :

$$B_1 = \frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} (3h_g^2 + 6h_g(h_{p_1} - 2\bar{z}) + 4(h_{p_1}^2 - 3h_{p_1}\bar{z} + 3\bar{z}^2)) + \frac{h_g}{s_{11}^g} (h_g^2 + 12\bar{z}^2) \\ + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} (3h_g^2 + 6h_g(h_{p_2} + 2\bar{z}) + 4(h_{p_2}^2 + 3h_{p_2}\bar{z} + 3\bar{z}^2)). \quad (\text{A.73})$$

On obtient alors :

$$\frac{1}{\rho_z} = \frac{12M_y}{wB_1}. \quad (\text{A.74})$$

La déformation supposée circulaire de la poutre répond à l'équation (figure A.4).

$$x^2 + (z - \rho_z)^2 = \rho_z^2 \Leftrightarrow 2\rho_z z = x^2 + z^2. \quad (\text{A.75})$$

Si cette déformation est suffisamment faible, on a :

$$z \approx \frac{x^2}{2\rho_z}, \quad (\text{A.76})$$

et on peut donc approcher le déplacement δ_z de l'extrémité de la poutre par :

$$\delta_z \approx \frac{L^2}{2\rho_z}. \quad (\text{A.77})$$

La pente en un point x de la poutre est donnée en première approximation par :

$$\frac{dz}{dx} = \frac{x}{\rho_z}, \quad (\text{A.78})$$

et la pente en bout de poutre α_z s'exprime donc :

$$\alpha_z = \frac{L}{\rho_z}. \quad (\text{A.79})$$

Enfin, le volume de matière déplacée se calcule en intégrant (A.76) sur toute la surface de la poutre perpendiculaire à la déformation :

$$\mathcal{V}_z = w \int_0^L \frac{x^2}{2\rho_z} dx = w \frac{L^3}{6\rho_z}. \quad (\text{A.80})$$

On obtient donc en utilisant (A.79) :

$$\alpha_z = \frac{12LM_y}{wB_1}, \quad (\text{A.81})$$

et donc :

$$\boxed{e_{44} = \frac{12L}{wB_1}}. \quad (\text{A.82})$$

De (A.77), il vient :

$$\delta_z = \frac{6L^2 M_y}{wB_1}, \quad (\text{A.83})$$

et donc :

$$\boxed{e_{54} = \frac{6L^2}{wB_1}}. \quad (\text{A.84})$$

Enfin, (A.80) donne :

$$\mathcal{V}_z = \frac{2L^3 M_y}{B_1}, \quad (\text{A.85})$$

et donc :

$$\boxed{e_{64} = \frac{2L^3}{B_1}}. \quad (\text{A.86})$$

Poutre soumise à une force extérieure

L'application d'une force F_y ne provoque pas de gauchissement de la poutre. La déformation a donc lieu selon l'axe perpendiculaire à la force appliquée. On a donc :

$$\boxed{e_{42} = e_{52} = e_{62} = 0}. \quad (\text{A.87})$$

Si on applique une force F_z en bout de poutre, le moment fléchissant à une abscisse x , noté $M_{f_z}(x)$, vaut :

$$M_{f_z}(x) = F_z(L - x). \quad (\text{A.88})$$

La déformation selon z , $z(x)$ un point de la poutre obéit à l'équation :

$$\frac{d^2 z(x)}{dx^2} = \frac{M_{f_z}}{\int \int s_{11}^{-1}(x, y, z) z^2 dA}. \quad (\text{A.89})$$

Comme :

$$\begin{aligned} \int \int s_{11}^{-1}(x, y, z) z^2 dA &= \int_{h_g/2-\bar{z}}^{h_{p1}-h_g/2-\bar{z}} \frac{w}{s_{11}^{p1}} z^2 dz + \int_{-h_g/2-\bar{z}}^{h_g/2-\bar{z}} \frac{w}{s_{11}^g} z^2 dz + \int_{-h_{p2}-h_g/2-\bar{z}}^{-h_g/2-\bar{z}} \frac{w}{s_{11}^{p2}} z^2 dz \\ &= \frac{w}{12} \left\{ \frac{h_{p1}}{s_{11}^{p1}} (3h_g^2 + 6h_g(h_{p1} - 2\bar{z}) + 4(h_{p1}^2 - 3h_{p1}\bar{z} + 3\bar{z}^2)) + \frac{h_g}{s_{11}^g} (h_g^2 + 12\bar{z}^2) \right. \\ &\quad \left. + \frac{h_{p2}}{s_{11}^{p2}} (3h_g^2 + 6h_g(h_{p2} + 2\bar{z}) + 4(h_{p2}^2 + 3h_{p2}\bar{z} + 3\bar{z}^2)) \right\} = \frac{B_1}{12}. \end{aligned} \quad (\text{A.90})$$

l'équation (A.89) devient :

$$\frac{d^2 z(x)}{dx^2} = \frac{12F_z(L - x)}{wB_1}. \quad (\text{A.91})$$

Comme $dz(x)/dx|_0 = 0$,

$$\frac{dz(x)}{dx} = \frac{6F_z}{wB_1}(2Lx - x^2); \quad (\text{A.92})$$

on obtient ainsi :

$$\alpha_z = \frac{dz(x)}{dx}(L) = \frac{6L^2 F_z}{wB_1}, \quad (\text{A.93})$$

et donc :

$$\boxed{e_{45} = \frac{6L^2}{wB_1}.} \quad (\text{A.94})$$

Comme $z(0) = 0$, la solution de (A.91) est :

$$z(x) = \frac{2F_z}{wB_1}(3Lx^2 - x^3); \quad (\text{A.95})$$

on obtient ainsi :

$$\delta_z = z(L) = \frac{L^3 F_z}{wB_1} \quad (\text{A.96})$$

et donc :

$$\boxed{e_{55} = \frac{4L^3}{wB_1}.} \quad (\text{A.97})$$

Finalement, le volume de matière déplacée s'obtient par :

$$\mathcal{V}_z = w \int_0^L z(x) dx = \frac{3L^4 F_z}{2B_1} \quad (\text{A.98})$$

et ainsi :

$$\boxed{e_{65} = \frac{3L^4}{2B_1}.} \quad (\text{A.99})$$

Poutre soumise à une charge constante

L'application d'une pression p_y ne provoque pas de gauchissement de la poutre. La déformation a donc lieu selon l'axe de la pression appliquée. On a donc :

$$\boxed{e_{43} = e_{53} = e_{63} = 0.} \quad (\text{A.100})$$

Si on soumet la poutre à une pression uniforme, p_z , le moment fléchissant à une abscisse x , noté $M_{p_z}(x)$ est :

$$M_{p_z}(x) = \frac{p_z}{2} w(L - x)^2. \quad (\text{A.101})$$

L'équation (A.89) devient alors :

$$\frac{d^2 z(x)}{dx^2} = \frac{6p_z(L - x)^2}{B_1}. \quad (\text{A.102})$$

Comme $dz/dx|_0 = 0$, on a :

$$\frac{dz(x)}{dx} = \frac{2p_z}{B_1}(3L^2x + x^3 - 3Lx^2). \quad (\text{A.103})$$

qui conduit à :

$$\alpha_z = \frac{dz}{dx}(L) = \frac{2L^3p_z}{B_1}, \quad (\text{A.104})$$

et donc :

$$\boxed{e_{46} = \frac{2L^3}{B_1}}. \quad (\text{A.105})$$

Sachant de plus que $z(0) = 0$, la solution de (A.102) est :

$$z(x) = \frac{p_z}{2B_1}(6L^2x^2 + x^4 - 4Lx^3); \quad (\text{A.106})$$

On a donc :

$$\delta_z(x) = z(L) = \frac{3L^4p_z}{2B_1}, \quad (\text{A.107})$$

et :

$$\boxed{e_{56} = \frac{3L^4}{2B_1}}. \quad (\text{A.108})$$

Le volume de matière déplacée est donné par :

$$\mathcal{V}_z = w \int_0^L z(x)dx = \frac{3wL^5p_z}{5B_1}, \quad (\text{A.109})$$

et donc :

$$\boxed{e_{66} = \frac{3wL^5}{5B_1}}. \quad (\text{A.110})$$

Poutre soumise à une différence de potentiel

L'équilibre des moments selon y s'écrit, en considérant un moment M_y nul, et en tenant compte de (A.1), (A.3), (A.7) et (A.46) :

$$\begin{aligned}
& \underbrace{\int_{-h_{p_2}-h_g/2-\bar{z}}^{-h_g/2-\bar{z}} -\frac{1}{\rho_z} \frac{w}{s_{11}^{p_2}} z^2 dz + \int_{-h_g/2-\bar{z}}^{h_g/2-\bar{z}} -\frac{1}{\rho_z} \frac{w}{s_{11}^g} z^2 dz + \int_{h_g/2-\bar{z}}^{h_{p_1}-h_g-\bar{z}} -\frac{1}{\rho_z} \frac{w}{s_{11}^{p_1}} z^2 dz}_{\text{terme élastique}} \\
& + \underbrace{\int_{h_g/2-\bar{z}}^{h_{p_1}+h_g/2-\bar{z}} \frac{V_1}{s_{11}^{p_1} h_{p_1}} d_{311} \left(\frac{w}{2} + a - \frac{w_0}{2} \right) z dz + \int_{h_g/2-\bar{z}}^{h_{p_1}+h_g/2-\bar{z}} \frac{V_2}{s_{11}^{p_1} h_{p_1}} d_{311} \left(\frac{w}{2} - a - \frac{w_0}{2} \right) z dz}_{\text{terme piézoélectrique face supérieure}} \\
& - \underbrace{\int_{-h_{p_2}-h_g/2-\bar{z}}^{-h_g/2-\bar{z}} \frac{V_3}{s_{11}^{p_2} h_{p_2}} d_{312} \left(\frac{w}{2} + b - \frac{w_0}{2} \right) z dz - \int_{-h_{p_2}-h_g/2-\bar{z}}^{-h_g/2-\bar{z}} \frac{V_4}{s_{11}^{p_2} h_{p_2}} d_{312} \left(\frac{w}{2} - b - \frac{w_0}{2} \right) z dz}_{\text{terme piézoélectrique face inférieure}} \\
& = 0, \quad (\text{A.111})
\end{aligned}$$

ce qui donne :

$$\begin{aligned}
& -\frac{1}{3\rho_z} \frac{w}{s_{11}^{p_2}} \left\{ \left(\frac{h_g}{2} + h_{p_2} + \bar{z} \right)^3 - \left(\frac{h_g}{2} + \bar{z} \right)^3 \right\} \\
& -\frac{1}{3\rho_z} \frac{w}{s_{11}^g} \left\{ \left(\frac{h_g}{2} - \bar{z} \right)^3 + \left(\frac{h_g}{2} + \bar{z} \right)^3 \right\} - \frac{1}{3\rho_z} \frac{w}{s_{11}^{p_1}} \left\{ \left(\frac{h_g}{2} + h_{p_1} - \bar{z} \right)^3 - \left(\frac{h_g}{2} - \bar{z} \right)^3 \right\} \\
& + \frac{d_{311}}{2s_{11}^{p_1} h_{p_1}} \left\{ \left(\frac{h_g}{2} + h_{p_1} - \bar{z} \right)^2 - \left(\frac{h_g}{2} - \bar{z} \right)^2 \right\} \left\{ \left(\frac{w}{2} + a - \frac{w_0}{2} \right) V_1 + \left(\frac{w}{2} - a - \frac{w_0}{2} \right) V_2 \right\} \\
& - \frac{d_{312}}{2s_{11}^{p_2} h_{p_2}} \left\{ \left(\frac{h_g}{2} + \bar{z} \right)^2 - \left(\frac{h_g}{2} + h_{p_2} + \bar{z} \right)^2 \right\} \left\{ \left(\frac{w}{2} + b - \frac{w_0}{2} \right) V_3 + \left(\frac{w}{2} - b - \frac{w_0}{2} \right) V_4 \right\} = 0.
\end{aligned} \quad (\text{A.112})$$

En simplifiant on obtient :

$$\begin{aligned}
& -\frac{w}{12\rho_z} \left\{ \frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} (3h_g^2 + 6h_g(h_{p_1} - 2\bar{z}) + 4(h_{p_1}^2 - 3h_{p_1}\bar{z} + 3\bar{z}^2)) + \frac{h_g}{s_{11}^g} (h_g^2 + 12\bar{z}^2) \right. \\
& \quad \left. + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} (3h_g^2 + 6h_g(h_{p_2} + 2\bar{z}) + 4(h_{p_2}^2 + 3h_{p_2}\bar{z} + 3\bar{z}^2)) \right\} \\
& + \frac{1}{4} \frac{d_{311}}{s_{11}^{p_1}} (h_{p_1} + h_g - 2\bar{z}) \{ (w - w_0 + 2a)V_1 + (w - w_0 - 2a)V_2 \} \\
& + \frac{1}{4} \frac{d_{312}}{s_{11}^{p_2}} (h_{p_2} + h_g + 2\bar{z}) \{ (w - w_0 + 2b)V_3 + (w - w_0 - 2b)V_4 \} = 0. \quad (\text{A.113})
\end{aligned}$$

Donc :

$$\begin{aligned}
& -\frac{1}{12\rho_z} w B_1 + \frac{1}{4} \frac{d_{311}}{s_{11}^{p_1}} (h_{p_1} + h_g - 2\bar{z}) \{ (w - w_0 + 2a)V_1 + (w - w_0 - 2a)V_2 \} \\
& + \frac{1}{4} \frac{d_{312}}{s_{11}^{p_2}} (h_{p_2} + h_g + 2\bar{z}) \{ (w - w_0 + 2b)V_3 + (w - w_0 - 2b)V_4 \} = 0. \quad (\text{A.114})
\end{aligned}$$

qui donne en utilisant (A.77) :

$$\delta_z = \frac{3}{2} \frac{d_{31_1} L^2(h_{p_1} + h_g - 2\bar{z}) \{(w - w_0 + 2a)V_1 + (w - w_0 - 2a)V_2\}}{s_{11}^{p_1} w B_1} + \frac{3}{2} \frac{d_{31_2} L^2(h_{p_2} + h_g + 2\bar{z}) \{(w - w_0 + 2b)V_3 + (w - w_0 - 2b)V_4\}}{s_{11}^{p_2} w B_1} \quad (\text{A.115})$$

et ainsi :

$$e_{57} = \frac{3d_{31_1} L^2(h_{p_1} + h_g - 2\bar{z})(w - w_0 + 2a)}{2s_{11}^{p_1} w B_1}, \quad (\text{A.116})$$

$$e_{58} = \frac{3d_{31_1} L^2(h_{p_1} + h_g - 2\bar{z})(w - w_0 - 2a)}{2s_{11}^{p_1} w B_1}, \quad (\text{A.117})$$

$$e_{59} = \frac{3d_{31_2} L^2(h_{p_2} + h_g + 2\bar{z})(w - w_0 + 2b)}{2s_{11}^{p_2} w B_1}, \quad (\text{A.118})$$

et :

$$e_{510} = \frac{3d_{31_2} L^2(h_{p_2} + h_g + 2\bar{z})(w - w_0 - 2b)}{2s_{11}^{p_2} w B_1}. \quad (\text{A.119})$$

La combinaison de (A.114) et (A.79) donne :

$$\alpha_z = 3 \frac{d_{31_1} L^2(h_{p_1} + h_g - 2\bar{z}) \{(w - w_0 + 2a)V_1 + (w - w_0 - 2a)V_2\}}{s_{11}^{p_1} w B_1} + 3 \frac{d_{31_2} L^2(h_{p_2} + h_g + 2\bar{z}) \{(w - w_0 + 2b)V_3 + (w - w_0 - 2b)V_4\}}{s_{11}^{p_2} w B_1} \quad (\text{A.120})$$

et donc :

$$e_{47} = \frac{3d_{31_1} L^2(h_{p_1} + h_g - 2\bar{z})(w - w_0 + 2a)}{s_{11}^{p_1} w B_1}, \quad (\text{A.121})$$

$$e_{48} = \frac{3d_{31_1} L^2(h_{p_1} + h_g - 2\bar{z})(w - w_0 - 2a)}{s_{11}^{p_1} w B_1}, \quad (\text{A.122})$$

$$e_{49} = \frac{3d_{31_2} L^2(h_{p_2} + h_g + 2\bar{z})(w - w_0 + 2b)}{s_{11}^{p_2} w B_1}, \quad (\text{A.123})$$

$$e_{410} = \frac{3d_{31_2} L^2(h_{p_2} + h_g + 2\bar{z})(w - w_0 - 2b)}{s_{11}^{p_2} w B_1}. \quad (\text{A.124})$$

Le volume de matière déplacé est obtenu par (A.80) :

$$\mathcal{V}_z = \frac{d_{31_1} L^3 (h_{p_1} + h_g - 2\bar{z}) \{ (w - w_0 + 2a)V_1 + (w - w_0 - 2a)V_2 \}}{2s_{11}^{p_1} B_1} + \frac{d_{31_2} L^2 (h_{p_2} + h_g + 2\bar{z}) \{ (w - w_0 + 2b)V_3 + (w - w_0 - 2b)V_4 \}}{2s_{11}^{p_2} B_1} \quad (\text{A.125})$$

et donc :

$$e_{67} = \frac{d_{31_1} L^3 (h_{p_1} + h_g - 2\bar{z})(w - w_0 + 2a)}{2s_{11}^{p_1} B_1}, \quad (\text{A.126})$$

$$e_{68} = \frac{d_{31_1} L^3 (h_{p_1} + h_g - 2\bar{z})(w - w_0 - 2a)}{2s_{11}^{p_1} B_1}, \quad (\text{A.127})$$

$$e_{69} = \frac{d_{31_2} L^3 (h_{p_2} + h_g + 2\bar{z})(w - w_0 + 2b)}{2s_{11}^{p_2} B_1}, \quad (\text{A.128})$$

$$e_{610} = \frac{d_{31_2} L^3 (h_{p_2} + h_g + 2\bar{z})(w - w_0 - 2b)}{2s_{11}^{p_2} B_1}. \quad (\text{A.129})$$

En résumant :

$$\begin{pmatrix} \alpha_y \\ \delta_y \\ \mathcal{V}_y \\ \alpha_z \\ \delta_z \\ \mathcal{V}_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{12L}{A_1 w^3} & \frac{6L^2}{A_1 w^3} & \frac{2h_t L^3}{A_1 w^3} & 0 & 0 & 0 & -\frac{3d_{311} L w_1^2}{2A_1 s_{11}^{p_1} w^3} & \frac{3d_{311} L w_2^2}{2A_1 s_{11}^{p_1} w^3} & \frac{3d_{312} L w_3^2}{2A_1 s_{11}^{p_2} w^3} & -\frac{3d_{312} L w_4^2}{2A_1 s_{11}^{p_2} w^3} \\ \frac{6L^2}{A_1 w^3} & \frac{4L^3}{A_1 w^3} & \frac{3h_t L^4}{2A_1 w^3} & 0 & 0 & 0 & -\frac{3d_{311} L^2 w_1^2}{4A_1 s_{11}^{p_1} w^3} & \frac{3d_{311} L^2 w_2^2}{4A_1 s_{11}^{p_1} w^3} & \frac{3d_{312} L^2 w_3^2}{4A_1 s_{11}^{p_2} w^3} & -\frac{3d_{312} L^2 w_4^2}{4A_1 s_{11}^{p_2} w^3} \\ \frac{2h_t L^3}{A_1 w^3} & \frac{3h_t L^4}{2A_1 w^3} & \frac{3h_t^2 L^5}{5A_1 w^3} & 0 & 0 & 0 & -\frac{d_{311} h_t L^3 w_1^2}{4A_1 s_{11}^{p_1} w^3} & \frac{d_{311} h_t L^3 w_2^2}{4A_1 s_{11}^{p_1} w^3} & \frac{d_{312} h_t L^3 w_3^2}{4A_1 s_{11}^{p_2} w^3} & -\frac{d_{312} h_t L^3 w_4^2}{4A_1 s_{11}^{p_2} w^3} \\ 0 & 0 & 0 & \frac{12L}{B_1 w} & \frac{6L^2}{B_1 w} & \frac{2L^3}{B_1} & \frac{3d_{311} L H_1 w_5}{B_1 s_{11}^{p_1} w} & \frac{3d_{311} L H_1 w_6}{B_1 s_{11}^{p_1} w} & \frac{3d_{312} L H_2 w_7}{B_1 s_{11}^{p_2} w} & \frac{3d_{312} L H_2 w_8}{B_1 s_{11}^{p_2} w} \\ 0 & 0 & 0 & \frac{6L^2}{B_1 w} & \frac{4L^3}{B_1 w} & \frac{3L^4}{2B_1} & \frac{3d_{311} L^2 H_1 w_5}{2B_1 s_{11}^{p_1} w} & \frac{3d_{311} L^2 H_1 w_6}{2B_1 s_{11}^{p_1} w} & \frac{3d_{312} L^2 H_2 w_7}{2B_1 s_{11}^{p_2} w} & \frac{3d_{312} L^2 H_2 w_8}{2B_1 s_{11}^{p_2} w} \\ 0 & 0 & 0 & \frac{2L^3}{B_1} & \frac{3L^4}{2B_1} & \frac{3wL^5}{5B_1} & \frac{d_{311} L^3 H_1 w_5}{2B_1 s_{11}^{p_1}} & \frac{d_{311} L^3 H_1 w_6}{2B_1 s_{11}^{p_1}} & \frac{d_{312} L^3 H_2 w_7}{2B_1 s_{11}^{p_2}} & \frac{d_{312} L^3 H_2 w_8}{2B_1 s_{11}^{p_2}} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} M_z \\ F_y \\ p_y \\ M_y \\ F_z \\ p_z \\ V_1 \\ V_2 \\ V_3 \\ V_4 \end{pmatrix}$$

avec $w_1^2 = w^2 - (2a - w_0)^2$ $w_2^2 = w^2 - (2a + w_0)^2$ $w_3^2 = w^2 - (2b - w_0)^2$ $w_4^2 = w^2 - (2b + w_0)^2$
 $w_5 = w - w_0 + 2a$ $w_6 = w - w_0 - 2a$ $w_7 = w - w_0 + 2b$ $w_8 = w - w_0 - 2b$

$$H_1 = h_{p_1} + h_g - 2\bar{z} \quad H_2 = h_{p_2} + h_g + 2\bar{z} \quad h_t = h_{p_1} + h_g + h_{p_2} \quad \bar{z} = \frac{1}{2} \frac{\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}}(h_{p_1} + h_g) - \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}(h_{p_2} + h_g)}{\frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}}$$

$$A_1 = \frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} + \frac{h_g}{s_{11}^g} + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}}$$

$$B_1 = \frac{h_{p_1}}{s_{11}^{p_1}} (3h_g^2 + 6h_g(h_{p_1} - 2\bar{z}) + 4(h_{p_1}^2 - 3h_{p_1}\bar{z} + 3\bar{z}^2)) + \frac{h_g}{s_{11}^g} (h_g^2 + 12\bar{z}^2) \\ + \frac{h_{p_2}}{s_{11}^{p_2}} (3h_g^2 + 6h_g(h_{p_2} + 2\bar{z}) + 4(h_{p_2}^2 + 3h_{p_2}\bar{z} + 3\bar{z}^2)).$$

Annexe B

Index des vidéos disponibles sur le Cédérom

TAB. B.1 – *Index des vidéos disponibles sur le Cédérom*

Micromanipulation d'un pignon de montre	durée
Depose-Prise-Rotation d'un Pignon de Montre.m1v	1 mn 48 s
Micromanipulation d'objets cubiques sous une binoculaire	
Prise depose d'un Cube de Sel (dessus).m1v	1 mn 28 s
Prise depose d'un Cube de Sel (profil).m1v	1 mn 31 s
Rotation d'un Cube de Sel (dessus).m1v	1 mn 35 s
Rotation d'un Cube de Sel (profil).m1v	10 s
Pyramide de Sel (dessus).m1v	6 mn 27 s
Pyramide de Sel (profil).m1v	6 mn 27 s
Tour de Sel (dessus).m1v	4 mn 40 s
Tour de Sel - fin (profil).m1v	41 s
Micromanipulation d'objets sphériques dans un MEB	
Micromanipulation dans un MEB.m1v	54 s

Annexe C

Résumé des caractéristiques des micropinces piézoélectriques

Ces micropinces, ou “*Micro-prehensile Microrobot On Chip*” (MMOC), sont des composants microrobotiques capables de saisir, maintenir, incliner et déposer des objets submillimétriques. Ces composants sont munis de deux doigts de serrage, chacun étant capable de se mouvoir indépendamment dans deux directions perpendiculaires, offrant ainsi quatre degrés de liberté articulaires à la pince.

Ces MMOC sont destinés à réaliser des tâches dans le micromonde, le monde des objets de la taille du micron.

Quel genre de tâches? Par exemple des opérations de micromanipulation sous microscope, des opérations de prise-dépose de microcomposants d’un magasin vers un poste de travail ou encore des opérations d’assemblage de micromécanismes.

Quel type d’objets? Par exemple de très petits composants à assembler (pignons d’horlogerie, microcomposants électroniques...), des cellules biologiques à étudier ou encore des matériaux à caractériser issus des microtechnologies (métaux spéciaux, résines, poudres, etc.).

<i>Caractéristiques des doigts</i>		Valeur typique	Conditions
Nombre de ddl		2	-
Amplitude des mouvements	selon l’axe y	$\pm 80 \mu\text{m}$ $\pm 150 \mu\text{m}$	$V_y = 100 \text{ V}$ $V_y = 150 \text{ V}$
	selon l’axe z	$\pm 200 \mu\text{m}$	$V_z = 100 \text{ V}$
1 ^{er} mode de résonance	selon l’axe y	1000 Hz	organe terminal n°1 (cf. page suivante)
	selon l’axe z	450 Hz	

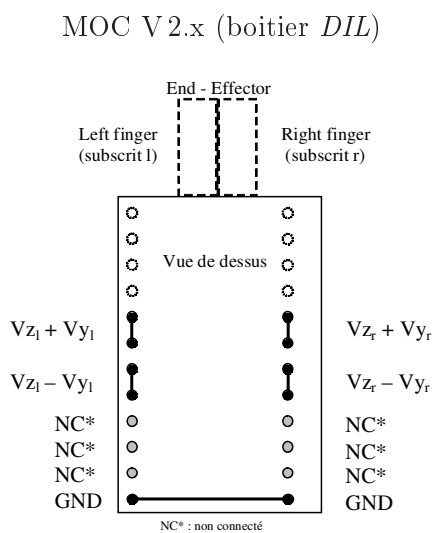
Caractéristiques de la micropince

Course maximale	ouverture/fermeture	320 μm	$V_y = 100 \text{ V}$
		600 μm	$V_y = 150 \text{ V}$
	montée/descente	400 μm	$V_z = 100 \text{ V}$
Forces de blocage ^a :			
en bout de l'actionneur ^b	selon l'axe y (serrage)	80 mN	$V_y = 100 \text{ V}$,
	selon l'axe z (insertion)	30 mN	$V_z = 100 \text{ V}$.
en bout d'organes terminaux ^c	selon l'axe y (serrage)	50 mN	$V_y = 100 \text{ V}$,
	selon l'axe z (insertion)	10 mN	$V_z = 100 \text{ V}$.

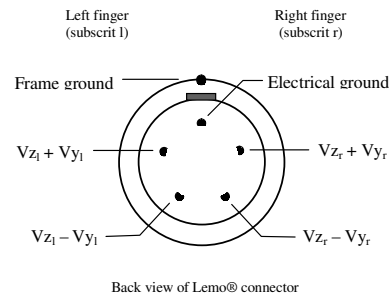
Caractéristiques électriques

Tension max. sur les broches :	$V_{z_l} + V_{y_l}, V_{z_l} - V_{y_l},$ $V_{z_r} + V_{y_r}, V_{z_r} - V_{y_r}.$	150 V	par rapport à la masse
Capacitance sur les broches :	$V_{z_l} + V_{y_l}, V_{z_l} - V_{y_l},$ $V_{z_r} + V_{y_r}, V_{z_r} - V_{y_r}.$	2.2 nF	par rapport à la masse

Brochage :



LEMMOC (boitier *Lemo*[®])



^a forces estimées

^b Forces de blocage estimées en bout de la partie active des doigts sans organe terminal.

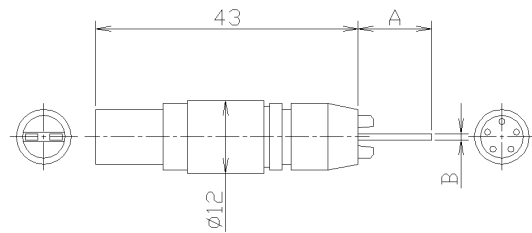
^c Forces de blocage estimées pour l'organe terminal n°1 (voir page suivante).

Caractéristiques mécaniques

MOC V 2.x (boîtier DIL)



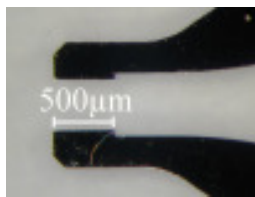
LEMMOC (boîtier Lemo®)



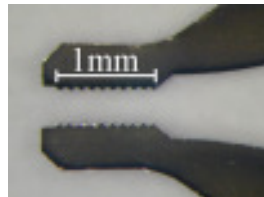
$$A = 8 \text{ mm}, B = 0,2 \text{ mm}$$

Organes terminaux^a

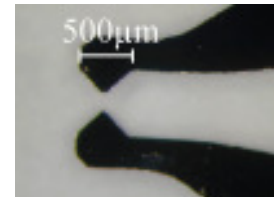
Matériau	nickel
Épaisseur	200 μm
Ecartement initial entre les mors	250 μm
Exemples d'organes terminaux :	



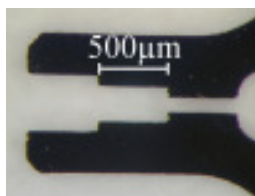
(1)



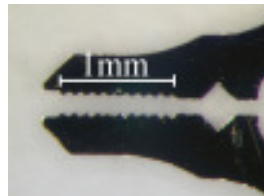
(2)



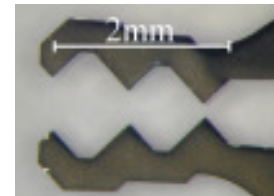
(3)



(4)



(5)



(6)

^a Les organes terminaux peuvent être adaptés à l'application (matériau, forme, dimensions).

Références bibliographiques

- AGNUS J. et CHAILLET N. (2003a). « Dispositif de commande d'un actionneur piézo-électrique et scanner muni de ceux-ci », *INPI*, brevet n° FR 03 000532.
- AGNUS J. , BONVILAIN A. , CHAILLET N. , HADDAB Y et ROUGEOT P. (1999). « Study and development of station for micromanipulation tasks in the microworld », *Proceedings of SPIE Microrobotics and Microassembly I*, Boston - Etats Unis, pp. 141–152.
- AGNUS J. , BREGUET J.M. , CHAILLET N. , COIS O. , DE LIT P. , FERREIRA A. , MELCHIOR P. , PELLET C. et SABATIER J. (2003b). « A smart Microrobot On Chip: design, identification and modeling », *Proceedings of IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics - AIM'2003*, Kobe - Japon, pp. 685–690.
- AGNUS J. , BREGUET J.M. , CHAILLET N. , COIS O. , FERREIRA A. , MELCHIOR P. et PELLET C. (2002a). « Towards microrobots On Chip (MOC): first prototype and perspectives », *Proceedings of 3^d International Workshop on Microfactories - IWMMF'02*, Minneapolis - Etats-Unis, pp. 101–104.
- AGNUS J. , DE LIT P. et CHAILLET N. (2002b). « Micromanipulateur piézoélectrique notamment pour microrobotique », *INPI*, brevet n° FR 02 11934.
- AGNUS J. , DE LIT P. et CHAILLET N. (2003c). « Une nouvelle micropince MMOC à quatre degrés de liberté », *Techniques de l'Ingénieur*, (à paraître en décembre 2003).
- AKIYAMA T. et SHONO K. (1993). « Controlled stepwise motion in polysilicon microstructures », *Journal of Micromechanical Systems*, **2**(3): 106–110.
- ANDO Y. (1992). « Microgrippers », *Journal of Robotics and Mechatronics*, **2**(3): 214–216.
- ARAI F. , OGAWA M. et FUKUDA T. (2000). « Indirect Manipulation and Bilateral Control of the Microbe by laser Manipulated Microtools », *Proceedings of the 2000 IEEE/RSJ International Conference On Intelligent Robots and Systems*, pp. 665–670.
- ASHBY M.F. (1999). *Materials selection in mechanical design*, butterworth-heinemann edn, Oxford.
- ASHKIN A. (1974). « Apparatuses for trapping and accelerating neutral particles », *United States Patent*, brevet n° US 3 808 550.
- ASHKIN A. , DZIEDZIC J. M. et YAMANE T. (1987). « Optical trapping and manipulation of single cells using infrared laser beams », *Nature*, **330**: 769–771.

- BALLATO A. (1996). « Piezoelectricity: history and new thrusts », *IEEE Ultrasonics Symposium*, Vol. 1, New York - Etat Unis, pp. 575–583.
- BELFORTE G. , SORLI M. et GASTALDI L. (1998). « Properties and mechanical performances of PZT actuators », *ACTUATOR'98, 6th International Conference on New Actuators*, Bremen - Allemagne, pp. 313–317.
- BELLOUARD Y. , CLAVEL R. , GOTTHARDT R. , BIDAUX J.E. et SIDLER T. (1998). « A new concept of monolithic shape memory alloy micro-devices used in micro-robotics », *ACTUATOR 1998 - 6th International Conference on New Actuators*, Bremen - Allemagne, pp. 499–502.
- BENZAOUI H. (1998). *Modélisation thermomécanique et commande d'actionneurs en alliage à mémoire de forme pour la microrobotique*, Thèse de l'Université de Franche-Comté.
- BERGANDER A. , MAEDER T. , VALENCIA B. , BREGUET J.M. et RYSER P. (2002). « Integrated sensors for PZT actuators based on thick-film resistors », *Proceedings of 2002 International Symposium on Micromechatronics and Human Science - MHS 2002*, Lausanne - Suisse, pp. 181–186.
- BONVILAIN A. (2002). *Etude et réalisation d'un microrobot à pattes : structure mécanique et micro-actionnement*, Thèse de l'Université de Franche-Comté.
- BOURJAUULT A. et CHAILLET N. (2000). « Training and Mobility of Researchers (TMR), Access to Large Scale Facilities », *Rapport de contrat final IMM/Laboratoire d'Automatique de Besançon*, number ERG FMGE CT-98 0138, pp. 169–183.
- BOURJAUULT A. et CHAILLET N. (2002). *La microrobotique*, Hermes.
- BREGUET J.-M. , HENEIN S. , MERICIO R. et CLAVEL R. (1997). « Monolithic piezoceramic flexible structure for micromanipulation », *9th International Precision Engineering Seminar 4th International Conference on Ultraprecision in Manufacturing Engineering*, Braunschweig - Allemagne, pp. 397–400.
- BREGUET J.M. et BERGANDER A. (2001). « Toward the Personal Factory? », *Proceedings of SPIE, Microrobotics and Microassembly III*, Vol. 4568, Newton - Etats-Unis, pp. 293–303.
- BÜTEFISCH S. , POKAR G , BÜTTGENBACH S. et HESSELBACH J. (2000). « A new SMA actuated miniature silicon gripper for micro assembly », *ACTUATOR 2000 - 7th International Conference on New Actuators*, Bremen - Allemagne, pp. 334–337.
- BÜTEFISCH S. , SEIDEMANN V. et BÜTTGENBACH SS. (2001). « A new micro pneumatic actuator for micromechanical systems », *Proceedings of 11th International Conference on Solid-State Sensor and Actuators - Transducers'01*, Munich - Allemagne, pp. 722–725.
- CAMUS B. , PETITNIOT J.L. et des ROCHETTES H.M. (1999). « Matériaux et actionneurs pour le contrôle de forme des structures », *3ème Journées d'Etudes des Matériaux et Composants Piézo-Pyro-Ferroélectriques et leurs Applications*, Lyon - France.
- CARROZZA M.C. , DARIO P. , MENCASSI A. et FENU A. (1998). « Manipulating biological and mechanical micro-objects using LIGA-microfabricated end-effectors », *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Leuven - Belgique, pp. 1811–1816.

- CHAILLET N. , AGNUS J. , HADDAB Y. , ROUGOET P. et BOURJAUULT A. (1999). « Components for the development of a station for macromaipulation tasks in the micro-world », *Proceeding of 3^d International Workshop on Mechatronics and Systems - IARP'99*, Moscou - Russie, pp. 109–114.
- CHAILLET N. , AGNUS J. , PELLET C. , BREGUET J.M. , FERREIRA A. , MELCHIOR P. et CASSIER C. (2002). « Vers des Microrobots on Chips (MOC) », *JAE'2002 - Actes des journées d'Etudes Automatique et Electronique*, Angoulême - France.
- CHONAN S. , JIANG Z.W. et KOSEKI M. (1996). « Soft-handling gripper driven by piezoceramic bimorph strips », *Journal of Smart Materials and Structures*, (5): 407–414.
- CHU P. B. et PISTER S. J. (1994a). « Analysis of closed-loop control of parall-plate electrostatic microgripper », *Proceedings of IEEE International Conference On Robotics and Automation*, Vol. 1, San Diego, pp. 820–825.
- CHU W. H. et MEHREGANY M. (1994b). « Microfabricated tweezers with large gripping force and a large range motion », *Proceedings of IEEE Solid State Sensor ans Actuator Workshop*, Hilton Head, pp. 107–110.
- COMEAGA C.D. et GRECU E. (1999). « Control of piezoelectric actuator to diminish the influence of nonlinearities and hysteresis ».
- COMSTOCK R.H. (1981). « Charge control of piezoelectric actuators to reduce hysteresis effects », *United State Patent*, brevet n° US 4,263,527.
- DAMJANOVIC D. et DEMARTIN Marlyse (1996). « The Rayleigh law in piezoelectric ceramics », *Journal of Applied Physic*, **29**: 2057–2060.
- DIETRICH T.R. , FREITAG A. et SCHOLZ R. (2002). « Microreactors and microreaction systems for development and production », *MST News*, .
- DU H. , SU C. , LIM M.K. et JIN W.L. (1999). « A micromachined thermally-driven gripper: a numerical and experimental study », *Journal of Smart Materials and Structures*, (8): 616–622.
- EL-KHOURY M. , HÖHENER R. , MICHEL J.B. , MONTI M. , ZHAO J. et STEHLIN F. (1997). *Performance improvement of an Ice-Gripper for the manipulation of miniaturized components*, CSEM Scientific and Technical Repport.
- FATIKOW S. , BUERKLE A. , FAHLBUSCH S. et WOERN H. (1999). « Sensor-based microrobot control in a micromanipulation desktop-station », *Proceedings of International Workshop on Micro Robots, Micro Machines and Systems*, Moscow - Russie, pp. 43–48.
- FERREIRA A. , CASSIER C. , HADDAB Y. , ROUGEOT P. et CHAILLET N. (2001). « Development of a teleoperated micromanipulation system with visual and haptic feedback », *Proceedings of SPIE Microrobotics and Microassembly III*, Vol. 4568, Newton - Etats-Unis, pp. 112–123.
- FULTON L.H. (1992). « Two-axis motion apparatus utilizing piezoelectric material », *United State Patent*, Brevet n° US 5,170,089.
- FULWYLER M.J. (1968). « Particle separator », *United States Patent*, United States Patent, Brevet n° US 3,380,584.

- GASCOYNE P. , WANG X. , HUANG Y. et BECKER F. (1997). « Dielectrophoretic separation of cancer cells from blood », *IEEE -Transactions on Industry Applications*, **33**(3): 670–678.
- GAUTHIER M. (2002). *Conception et commande d'un dispositif magnétique de micromanipulation par poussée*, Thèse de l'Université de Franche-Comté, France.
- GE P. et JOUANEH M. (1997). « Generalized Preisach model for hysteresis nonlinearity of piezoceramic actuators », *Journal of Precision Engineering*, **20**: 99–111.
- GENGENBACH U. , HOFMANN A. , ENGELHARDT F. , SCHARNOWELL R. et KÖHLER B. (2001). « The microgripper construction kit », *Proceedings of SPIE Microrobotics and Microassembly III*, Vol. 4568, Newton - Etats-Unis, pp. 24–31.
- GOLDFARB M. et CELANOVIC N. (1997). « A lumped parameter electromechanical model for describing the nonlinear behavior of piezoelectric actuators », *Journal of Dynamics Systems, Measurement and Control*, **119**: 478–485.
- GOLDFARB M. et CELANOVIC N. (1999). « A flexure-based gripper for small-scale manipulation », *Journal of Robotica*, **17**: 181–187.
- GREITMANN G. et BUSER R.A. (1995). « A micromachined gripper with force feedback », *International Symposium on Microsystems, Intelligent Materials and Robots*, Sendai - Japon, pp. 75–78.
- GREITMANN G. et BUSER R.A. (1996). « A tactile microgripper for application in microrobotics », *Proceedings of SPIE*, Vol. 2906, pp. 02–12.
- HADDAB Y. (2000a). *Conception et réalisation d'un système de micromanipulation contrôlé en effort et en position pour la manipulation d'objets de taille micrométrique*, Thèse de l'Université de Franche-Comté, Besançon - France.
- HADDAB Y. , CHAILLET N. et BOURJAULT A. (2000b). « A microgripper using smart piezoelectric actuators », *Proceedings of IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robot and Systems*, Takamatsu - Japon.
- HALIYO D.S. , ROLOT Y. et REGNIER S. (2001). « Dynamical strategies for the micromanipulation by adhesion », *Proceedings of SPIE Microrobotics and Microassembly III*, Vol. 4568, Newton- Etats-Unis, pp. 261–269.
- HALL D.A. (2001). « Review: Nonlinearity in piezoelectric ceramics », *Journal of Materials Science*, **36**: 4575–4601.
- HEISERMAN D. L. (1987). « Piezoelectric polymer micromanipulator », *United State Patent*, brevet n° US 4,666,198.
- HEISERMAN D.L. (1986). « Piezoelectric polymer micromanipulator », *United State Patent*, brevet n° US 4,610,475.
- HESSELBACH J. , PITTSCHELLIS R. , HORNBOKEN E. et MERTMANN M. (1997). « Shape memory alloys for use in miniature grippers », *2nd International Conference on Shape Memory and Superelastic Technologies*, Etats-Unis, pp. 251–256.
- HOCHE J. , BÜTTGENBACH S. , PITTSCHELLIS R. et HESSELBACH J. (1998). « Silicon microgripper for microassembly realized by photolithography and fast anisotropic silicon etching », *SPIE - Conference on Microrobotics and Micromanipulation*, Vol. 3519, Boston - Etats-Unis, pp. 13–21.

- IEEE (1978). *Standard of Piezoelectricity*, The Institute of Electrical and Electronics Engineers Inc., 345 East 47th Street, New York.
- IKEDA T. (1990). *Fundamentals of Piezoelectricity*, Oxford Science Publications.
- ISRAELACHVILI J. (1991). *Intermolecular and surface forces*, academic press edn.
- JANOCHA H. , JENDRITZA D. et SCHEER P. (1996). « Smart actuators with piezoelectric materials », *Proc. of third ICIM/ECSSM*, Lyon - France, pp. 603–609.
- JEONG Y. , KIM S. , CHO D.D. , CHANG J. et CHUN K. (2001). « A Cyclic Capillary Electrophoresis Separator on Silicon Substrate with Synchronized-Switching », *Proc of the 1st Intelligent microsystem symposium - IMS2001*, Seoul - Korea, pp. 640–648.
- JUNG H. , SHIM J.Y. et GWEON A.G. (2000). « New open-loop actuating method of piezoelectric actuators for removing hysteresis and creep », *Journal of Review of Scientific Instruments*, **71**(9): 3436–3440.
- KIM C. J. , PISANO A. P. et MULLER R.S. (1991). « Overhung electrostatic microgripper », *TRANSDUCERS'91 - International Conference on Solid State Sensors and Actuators*, pp. 610–613.
- KIM C.J. , PISANO A. et MULLER R. (1992). « Silicon-processed overhanging microgripper », *Journal of Micromechanical Systems*, **1**(1): 31–36.
- KOHL M. , JUST E. , PFLEGING W. et MIYAZAKI S. (2000). « SMA microgripper with intergrated antagonism », *Journal of Sensors and Actuators*, (83): 208–213.
- KORNBLUH R. , PELRINE R. , ECKERLE J. et JOSEPH J. (1998). « Electrostrictive polymer artificial muscle actuators », *IEEE International Conférence on Robotics and Automation*, pp. 2147–2154.
- KREMER D. (1998). « Usinage par ultrasons », *Techniques de l'Ingénieur*, (BM 7240).
- LAMBERT P. , LETIER P. et DELCHAMBRE A. (2003). « Capillary and surface tension forces in manipulation of small parts », *Proceedings of the 5th IEEE International Symposium on Assembly and Task Planning*, Besançon - France, pp. 54–59.
- LEE A. P. , CIARLO D. R. et KRULEVITCH P. A. (1996). « A practical microgripper by fine alignment - Eutetic bonding and SMA actuation », *Journal of Sensors and Actuators*, **54**(1-3): 755–759.
- LERCH P. , SLIMANE C. K. , ROMANOWICZ B. et RENAUD P. (1996). « Modelization and characterization of asymmetrical thermal micro-actuators », *Journal of Micromechanics and Microengineering*, (6): 134–137.
- MACDONALD N. C. , CHEN L. Y. , YAO J. J. , ZHANG L. , MCMILLAN J. A. et THOMAS D. C. (1989). « Selective chemical vapor deposition of tungsten for micromechanical structures », *Journal of Sensors and Actuators*, pp. 123–133.
- MACKENZIE M. , AN N. , GIÈRE M. , STORI J. et WRIGHT P. (1996). « Experiences with shape memory alloy: robot grippers for sub-millimeter hard disk drive and components », Vol. 2906, pp. 25–35.
- MAIN J.A. , GARCIA E. et NEWTON D.V. (1995). « Precision position control of piezoelectric actuators using charge feedback », *Journal of Guidance, Control and Dynamics*, **18**(5): 1068–1073.

- MENCIASSI A. , CARROZZA M.C. , RISTORI C. , ROSSI V. , TIEZZI G. et DARIO P. (1997). « Microgrippers with piezoelectric actuators for a micromanipulation workstation », *2nd Italian Conference on Sensors and Microsystems. Artificial and Natural Perception*, pp. 333–337.
- MILLET O. , BERNARDONI P. , RÉGNIER S. , BIDAUD P. , COLLARD D. et BUCHAILLOT L. (2003). « Micro gripper driven by SDAs coupled to an amplification mechanism ».
- MINOTTI P. et FERREIRA A. (1998). *Les micromachines*, Hermes.
- NEWCOMB C.V. et FLINN I. (1982). « Improving the linearity of piezoelectric actuators », *Journal of Electronics Letters*, **18**(11): 442–443.
- NEWTON D. , MAIN J. et GARCIA E. (1996). « Piezoelectric actuation systems : Optimisation of driving electronics », *Proceedings of SPIE*, Vol. 2717, pp. 259–266.
- NOGIMORI W , IRISA K. , ANDO M. et NARUSE Y. (1997). « A laser-Powered Micro-Gripper », *Proceedings of IEEE*, pp. 267–271.
- PEREZ R. (2002). *Analysis of monolithic piezoceramic structures for micro and nano-positioning*, number 2649, Thèse de l'EPFL.
- PEREZ R. , AGNUS J. , BREGUET J.M. , CHAILLET N. , BLEULER H. et CLAVEL R. (2001). « Characterisation and control of a 1DOF monolithique piezoactuator (MPA) », *Proceedings of SPIE Microrobotics and Microassembly III*, Vol. 4568, Newton - Etats-Unis, pp. 151–162.
- PHYSIK INSTRUMENTE (1998). *Nano-Positioning*, Polytec PI - 32, rue Delizy - 93694 Pantin Cedex.
- ROBERT G. et SETTER D. Damjanovic N. (2001). « Preisach distribution function approach to piezoelectric nonlinearity and hysteresis », *Journal of Applied Physics*, **90**(5): 2459–2464.
- RUSSELL R. Andrew (1994). « A robotic system for performing sub-millimetre grasping and manipulation tasks », *Journal of Robotics and Autonomous Systems*, (13): 209–218.
- SALIM R. et WURMUS H. (1998). « Multi gearing compliant mechanisms for piezoelectric actuated microgrippers », *Actuator 98, 6th International Conference on New Actuators*, Bremen - Allemagne, pp. 186–188.
- SALIM R. , WURMUS H. , HARNISCH A. et HÜLSENBERG D. (1997). « Microgrippers created in microstructurable glass », *International Conference on High Aspect Ratio Microstructure Technology - HARMST'97*, pp. 32–34.
- SCHLICK J. et ZÜHLKE D. (2001). « Design and application of a gripper for microparts using flexure hinges and pneumatic actuation », *Proceedings of SPIE Microrobotics and Microassembly III*, Vol. 4568, Newton - Etats-Unis, pp. 1–11.
- SEKI Hiroya (1992). « Modeling and impedance control of a piezoelectric bimorph micro-gripper », *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, Raleigh, pp. 958–965.
- SINGER N. , TANQUARY M. et PASCH K. (2001). « System for removing selected unwanted frequencies in accordance with altered settings in a user interface of a data storage device », *United State Patent*, brevet n° US 6,314,473.

- SMITS J.G. et CHOI W.S. (1991). « The constituent equations of piezoelectric heterogeneous bimorphs », *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control*, Vol. 38, pp. 256–270.
- SMITS J.G. et DALKE S.I. (1989). « The constituent equations of piezoelectric bimorphs », *IEEE Ultrasonics Symposium*, pp. 781–784.
- SPANNER K. et VORNDRAN S. (2003). « Advances in piezo-nanopositioning technology », *International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics*, pp. 1338–1343.
- SUZUKI Y. (1994). « Fabrication and evaluation of flexible microgripper », *Journal of Applied Physics*, **33**(1- 4A): 2107–2112.
- SUZUKI Y. (1996). « Flexible microgripper and its application to micromasurement of mechanical and thermal properties », , pp. 406–411.
- TANIKAWA T. et ARAI T. (1999). « Development of a micro-manipulation system having a two-fingered micro-hand », *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, Vol. 15, pp. 152–162.
- THORNELL G. , BEXELL M. , SCHWEITZ J.-A. et JOHANSSON S. (1995). « The design and fabrication of a gripping tool for micromanipulation », *8th International Conference on Solid State Sensors and Actuators*, Stockholm - Sweden, pp. 388–391.
- UMETANI Y. (1978). « Principle of a piezo-electric micro manipulator with tactile sensibility », *8th ISIR*, Vol. 1, pp. 406–413.
- VAN DEN ENGH G.J. (2000). « High speed flow cytometer droplet formation and method », brevet n° US 6 133 044.
- WUTHRICH (2000). « Préhenseurs », *Actes de l'Association Suisse de Microtechnique*, Lausanne - Suisse, pp. 85–88.
- YAO K. , ZHU W. , UCHINO K. , ZHANG Z. et LIM L.C. (1999). « Design and fabrication of a high performance multilayer piezoelectric actuator with bending deformation », *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control*, Vol. 46, pp. 1020–1027.
- ZHANG H. , BELLOUARD Y. , SIDLER T. , BURDET E. , POO A.-N. et CLAVEL R. (2001). « A monolithic shape memory alloy microgripper for 3-D assembly of tissue engineering scaffolds », *Proceedings of SPIE Microrobotics and Microassembly III*, Vol. 4568, Newton - Etats-Unis, pp. 50–60.
- ZHOU Q. , AURELIAN A. , CORRAL C. , ESTEBAN P.J. , KALLIO P. , CHANG B. et KOIVO H.N. (2001). « A microassembly station with controlled environment », *Proceedings of SPIE Microrobotics and Microassembly III*, Vol. 4568, Newton - Etats-Unis, pp. 252–260.
- ZHOU Y. et NELSON B. J. (1998). « Adhesion force modeling and measurement for micromanipulation », *Proceedings of the SPIE International Society for Optical Engineering*, Vol. 3539, pp. 169–180.

Bibliographie

- AGNUS J.** , DE LIT P. et CHAILLET N. (2003c). « Une nouvelle micropince MMOC à quatre degrés de liberté », *Techniques de l'Ingénieur (à paraître en décembre 2003)*.
- AGNUS J.** et CHAILLET N. (2003). « Dispositif de commande d'un actionneur piézo-électrique et scanner muni de ceux-ci », *INPI*, brevet n° FR 03 000532.
- AGNUS J.** , BREGUET J.M. , CHAILLET N. , COIS O. , DE LIT P. , FERREIRA A. , MELCHIOR P. , PELLET C. et SABATIER J. (2003b). « A smart Microrobot On Chip: design, identification and modeling », *Proceedings of IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics - AIM'2003*, Kobe - Japon, pp. 685–690.
- AGNUS J.** , DE LIT P. et CHAILLET N. (2002). « Micromanipulateur piézoélectrique notamment pour microrobotique », *INPI*, brevet n° FR 02 11934.
- CHAILLET N. , **AGNUS J.** , PELLET C. , BREGUET J.M. , FERREIRA A. , MELCHIOR P. et CASSIER C. (2002). « Vers des Microrobots on Chips (MOC) », *JAE'2002 - Actes des journées d'Etudes Automatique et Electronique*, Angoulême - France.
- AGNUS J.** , BREGUET J.M. , CHAILLET N. , COIS O. , FERREIRA A. , MELCHIOR P. et PELLET C. (2002a). « Towards microrobots On Chip (MOC): first prototype and perspectives », *Proceedings of 3^d International Workshop on Microfactories - IWMMF'02*, Minneapolis - USA, pp. 101–104.
- PEREZ R. , **AGNUS J.** , BREGUET J.M. , CHAILLET N. , BLEULER H. et CLAVEL R. (2001). « Characterisation and control of a 1DOF monolithique piezoactuator (MPA) », *Proceedings of SPIE Microrobotics and Microassembly III*, Vol. 4568, Newton - USA, pp. 151–162.
- AGNUS J.** , BONVILAIN A. , CHAILLET N. , HADDAB Y. et ROUGEOT P. (1999). « Study and development of station for micromanipulation tasks in the microworld », *Proceedings of SPIE Microrobotics and Microassembly I*, Boston - USA, pp. 141–152.

Index

- A**
- actionneur
- électromagnétique 32, 41
 - électrostatique 41
 - peigne interdigité 12
 - plan 9
 - électrostrictif 42
 - à mémoire de forme 15
 - hydraulique 14
 - magnétostrictif 41
 - piézoélectrique 25, 42, 51–55, 116
 - bimorphe 52, 60, 85
 - disque 52
 - duo-bimorphe 59–81
 - elliptique amplifié 52
 - empilement libre 51
 - empilement précontraint 51
 - monolithique 53
 - piézo-tube 79
 - piezo-tube 75
 - tube 53
 - unimorphe 52, 85
 - pneumatique 13
 - thermique 19, 41
- B**
- brucelles optiques 2
- C**
- co-frittage 81
- commande d'actionneurs piézoélectriques
- à charge constante 124–127
 - commande Q/V 129–136
 - à compensation 135
 - à maintien 131
- D**
- doigts de pinces 8
- F**
- ferroélectricité 44
- Focus Ion Beam, FIB 91
- force
- d'adhésion 1
 - électrostatique 1, 3, 9, 103, 107, 142, 143
 - de Van der Waals 1
 - tension de surface 1
 - de Coulomb 9
- L**
- laser trapping . . . voir brucelles optiques
- M**
- manipulation
- avec contact 3
 - par adhésion 3
 - par doigts de serrage 3, 7–33
 - par interface acqueuse 3
 - par poussée 3
 - sans contact 2
 - par forces de Coulomb 3
 - par pression lumineuse 2
 - par propriétés diélectriques 3
 - par surpression 3
- Masson, modèle de 47
- Maxwell, modèle de 122
- micromanipulateur 3
- micromanipulation 35
- micropinces
- électromagnétiques, à moteurs rotatifs 32
 - électrostatiques 9–13

AMF	15–19
commerciales	29–32
hydrauliques	14
monolithiques	8
multicomposants	8
piézoélectriques	23–29, 31
pneumatiques	13–14
thermique et magnétique	22
thermiques	19–23, 31
micropréhenseur	36
microscope électronique à balayage .	104
mors	8

O

organe terminal.....	8
----------------------	---

P

photolithographie.....	87
piézoélectricité.....	42–49
historique	42
modes de déformation	48
en cisaillement	48
longitudinal.....	48
transversal.....	48
non-linéarité	
creep.....	111
dérive lente	114
hystérésis	116
non-linéarités	114
phénomène physique	43
relations fondamentales.....	44
préhenseur	3, 4, 7
Preisach, modèle de	122
pyroélectricité	43

S

sonotrode	84
-----------------	----

U

usinage	
électro-érosion.....	84
diamant	83
laser	83–84
ultrasonore	84

Résumé

La “micromanipulation”, c’est à dire la saisie, le maintien, le déplacement, l’orientation et la dépose d’objets de dimensions globalement comprises entre $1\ \mu\text{m}$ et $1\ \text{mm}$, concerne de plus en plus de secteurs d’activité tels que l’assemblage de pièces micromécaniques rigides (microroues dentées, microlentilles optiques, circuits hybrides, etc.) ou la manipulation d’éléments biologiques pour la médecine ou les biotechnologies (micro-organismes, cellules, etc.). Les travaux présentés dans ce mémoire ont permis d’aboutir à la mise au point d’une nouvelle micropince à deux doigts de serrage, chacun étant capable de se mouvoir indépendamment dans deux directions perpendiculaires, offrant ainsi quatre degrés de liberté articulaires à la pince. En plus de l’ouverture/fermeture des doigts de la pince, ces mobilités autorisent notamment le centrage et l’orientation des objets entre les mors. Le principe d’actionnement d’un doigt repose sur un actionneur de type poutre piézoélectrique à électrodes répartie, appelé duo-bimorphe, pour lequel un modèle statique de comportement a été établi. Les micropincettes développées présentent des courses d’ouverture/fermeture et de montée/descente de, respectivement, $320\ \mu\text{m}$ et $400\ \mu\text{m}$ pour $100\ \text{V}$ et des forces de blocage d’environ $55\ \text{mN}$ en serrage et $10\ \text{mN}$ en montée/descente pour $100\ \text{V}$. Ce mémoire rapporte plusieurs expérimentations dont l’assemblage potentiel d’un pignon de montre, la micromanipulation de cubes de $300\ \mu\text{m}$ de côté sous une binoculaire ou d’objets sphériques de $200\ \mu\text{m}$ de diamètre dans un microscope électronique à balayage. Afin de commander cette micropince, et plus généralement les actionneurs piézoélectriques, une nouvelle commande est proposée permettant un contrôle fin en boucle ouverte des déplacements de l’actionneur. Elle est fondée sur la juxtaposition d’une commande à charge électrique constante et une commande à tension constante. Une réduction de l’hystérésis d’un facteur dix est ainsi obtenue.

Mots-clés : micromanipulation, micropince, piézoélectrique, bimorphe, commande, hystérésis.

Abstract

“Micromanipulation” is being increasingly important in a number of domains like microparts assembling (microgear, optical microlens, hybrid microcomponents,...) or manipulation of biological elements for medicine or biotechnology (micro-organismes, cells,...). The work presented in this thesis leads us to achieve a new two-fingered microgripper, each finger being able to move independently from the other in two orthogonal directions. The microgripper has therefore four degrees of freedom and is able to grip, hold, tilt and release submillimetric-sized objects. The functioning principle of one finger is based on a piezoelectric beam with local electrodes, called “duo-bimorph”, for which a static modelling has been established. Such a microgripper presents a stroke of open/close motion and up/down motion of, respectively, $320\ \mu\text{m}$ and $400\ \mu\text{m}$ for $100\ \text{V}$ as well as blocking forces of $55\ \text{mN}$ in gripping (open/close) and $10\ \text{mN}$ in insertion (up/down) for $100\ \text{V}$. This thesis reports several experimentations like the potential assembling of a watch microgear, the manipulation of cubic objects ($300\ \mu\text{m}$ square) under a binocular and the manipulation of quasi-spherical objects ($200\ \mu\text{m}$ in diameter) under a scanning electron microscope. In order to control this kind of microgripper, and more generally piezoelectric actuators, a new control method is proposed, thus allowing a fine positioning in open loop of the actuator displacement. It is based on the juxtaposition of a constant charge control and a constant voltage control. The hysteresis is thus reduced to a factor of ten.

Keywords: micromanipulation, microgripper, piezoelectric, bimorph, control, hysteresis.