



HAL
open science

Micro-actionneurs numériques en silicium pour la réalisation d'un micro-convoyeur

Zhichao Shi

► **To cite this version:**

Zhichao Shi. Micro-actionneurs numériques en silicium pour la réalisation d'un micro-convoyeur. Electromagnétisme. Université Paris Saclay (COMUE), 2017. Français. NNT : 2017SACLS175 . tel-01632629

HAL Id: tel-01632629

<https://theses.hal.science/tel-01632629v1>

Submitted on 10 Nov 2017

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

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

NNT : 2017SACLS175

THESE DE DOCTORAT
DE
L'UNIVERSITÉ PARIS-SACLAY
PRÉPARÉE À
"L'UNIVERSITÉ PARIS-SUD"

ECOLE DOCTORALE N° 575
Electrical, Optical, Bio: physics and Engineering

Spécialité de doctorat :
Electronique et Optoélectronique, Nano- et Microtechnologies

par

M. Zhichao SHI

Micro-actionneurs numériques en silicium pour
la réalisation d'un micro-convoyeur

Thèse soutenue le mardi 11/07/2017 au
Centre de Nanosciences et de Nanotechnologies (C2N), site d'Orsay.

Composition du Jury :

M Denis AUBRY	Professeur à CentralSupélec	Examineur
Mme Nora DEMPSEY	Directrice de recherche au CNRS	Rapporteur
M Yassine HADDAB	Professeur à l'Université de Montpellier	Rapporteur
M Frédéric LAMARQUE	Professeur à l'UTC	Président
M Philippe LUTZ	Professeur à l'Université de Franche-Comté	Examineur
M Elie LEFEUVRE	Professeur à l'Université Paris-Sud	Examineur
M Emile MARTINCIC	Maître de Conférences à l'Université Paris-Sud	Directeur de thèse

Remerciements

J'exprime tout d'abord ma sincère gratitude envers Frédéric Lamarque pour sa coordination dans le cadre du projet ANR « READMI » (Remote Energy supply and control of smArt Digital Micro-conveyor).

Je tiens à remercier Emile Martincic, directeur de thèse, ainsi que Johan Moulin et Elie Lefeuvre, co-encadrants de thèse, pour m'avoir accueilli dans l'équipe « MN(O)EMS & Instrumentation » du département « MicroSystèmes et NanoBiotechnologies ». Je leur suis particulièrement reconnaissant de l'encadrement des travaux au C2N, avec d'autant de conseils que de critiques permettant la réalisation de ce mémoire de thèse.

J'adresse également mes remerciements aux personnels de la CTU pour leur formation des équipements ainsi que leur savoir-faire sur la micro-fabrication : Cédric Villebasse pour les produits chimiques, David Bouville pour la photolithographie, Benoît Bélier et Etienne Herth pour la DRIE, Marie-Paule Plante pour la métrologie et Fabien Bayle pour le MEB. Un grand merci à Samson Edmond et Xavier Leroux pour leurs conseils et suivi ponctuel en salle blanche.

J'aimerais mentionner les personnes engagées dans le projet qui ont contribué à la réalisation de cette thèse : Laurent Petit, Christine Prella et Frédéric Lamarque de l'UTC qui m'ont accueilli dans les locaux du Roberval pendant mes déplacements à Compiègne pour le développement du réseau de micro-actionneurs électromagnétiques ; Fabien Formosa du SYMME qui a aidé à mener les caractérisations de métrologie sur mes échantillons.

Mes remerciements vont naturellement à mes parents, pour leur soutien moral pendant la totalité de cette thèse.

Résumé

Les travaux de cette thèse portent sur le développement (modélisation, conception, réalisation et tests) d'une surface intelligente (smart surface) composée d'un réseau d'actionneurs numériques MEMS, capables de mouvoir des charges posées dessus. Pour la réalisation de ces smart-surfaces, deux voies ont été explorées : un actionnement par voie électromagnétique, constituée d'aimants fixes et mobiles, et un actionnement utilisant des éléments bistables couplés à des alliages à mémoire de forme. Dans le premier cas, la simulation de l'interaction magnétique entre un micro-actionneur et le champ créé par des pistes conductrices placées à proximité a été réalisée. Un réseau de 5x5 micro-actionneurs électromagnétiques quadristables a été ensuite conçu, réalisé et caractérisé. Ce démonstrateur est fonctionnel en convoyage d'objets légers en translation et en rotation. Dans le second cas, la conception et la réalisation d'un actionneur MEMS élémentaire ont été menées : des modèles analytiques ont été confrontés aux résultats obtenus par éléments finis, et enfin comparés aux résultats expérimentaux. Ces travaux ciblent la problématique de la commande des systèmes mécatroniques, à actionneurs multiples, aux échelles méso ou microscopique. La connectique associée est un problème récurrent dans les systèmes fortement miniaturisés, les structures présentées ici présentent un fort potentiel de réduction des connexions filaires, voire leur élimination complète.

Abstract

This doctoral dissertation involves in the development of a smart surface (modelling, design, fabrication and tests), composed of an array of MEMS digital actuators, capable of moving objects placed on it. In order to produce these smart surfaces, two types of actuation were explored: electromagnetic actuation on fixed and mobile magnets and opto-thermal actuation of shape memory alloys on bistable elements. In the first case, simulation of the magnetic interaction between a micro-actuator and the magnetic field generated by nearby current wires was performed. Then, an array of 5x5 quadristable electromagnetic micro-actuators was designed, produced and characterized. This demo prototype is functional for small-weight object conveyance by translation and rotation. In the second case, design and fabrication of an elementary MEMS actuator were carried out: analytical models were confronted with the results from Finite Element Analysis, and at last compared to experimental ones. This work targets at the issue of controlling multiple-actuator mechatronics systems, at meso- or micrometric scale. Since the associated connectors are a recurring problem in highly miniaturized systems, the structures presented herein demonstrate important potential of cabling reduction, towards complete wireless configurations.

Table des matières

<i>Remerciements</i>	<i>i</i>
<i>Résumé</i>	<i>iii</i>
<i>Abstract</i>	<i>v</i>
<i>Table des illustrations</i>	<i>xi</i>
<i>Liste des tables</i>	<i>xv</i>
Introduction générale	1
1. De l'usine à la micro-usine	1
2. Convoyeurs industriels : transport et manutention de produits	4
3. Le projet READMI	5
Chapitre I - Etat de l'art	9
I.1. Etat de l'art des micro-convoyeurs	9
I.1.1. Micro-convoyeurs thermiques	10
I.1.2. Micro-convoyeurs électrostatiques	13
I.1.3. Micro-convoyeurs électromagnétiques.....	15
I.1.4. Micro-convoyeurs pneumatiques	18
I.1.5. Synthèse : état et performances des micro-convoyeurs	22
I.2. Potentiel des actionneurs MEMS pour le convoyage	23
I.2.1. Actionnement thermique	23
I.2.2. Actionnement par air comprimé	27
I.2.3. Actionnement électrostatique	28
I.2.4. Actionnement électromagnétique	29
I.2.5. Actionnement optique	31
I.3. Bilan des technologies d'actionnement	32
I.4. Bibliographie du chapitre I	35

Chapitre II - Réseau de micro-actionneurs numériques électromagnétiques	39
II.1. Concept d'un réseau de micro-actionneurs numériques électromagnétiques.....	39
II.1.1. Design.....	41
II.1.2. Fonctionnement	43
II.2. Estimation du courant de pilotage d'un micro-actionneur numérique électromagnétique unitaire.....	44
II.2.1. Forme analytique du champ magnétique d'un aimant cubique.....	45
II.2.2. Simulation par Eléments Finis	47
II.2.3. Simulation par EF d'un aimant cubique	49
II.2.4. Simulation d'une piste conductrice.....	52
II.2.5. Simulation d'un micro-actionneur électromagnétique unitaire.....	55
II.2.6. Application du modèle de simulation	61
II.2.7. Conclusion sur le dimensionnement	62
II.3. Fabrication par micro-usinage du support des aimants	63
II.3.1. Procédés de fabrication.....	63
II.4. Caractérisation du support des aimants.....	69
II.5. Bilan.....	73
II.6. Bibliographie du chapitre II	74
Chapitre III - Caractérisations des micro-actionneurs électromagnétiques	75
III.1. Montage expérimental pour un micro actionneur unitaire.....	75
III.1.1. Présentation du montage expérimental n°1.....	76
III.1.2. Mesure de performances.....	77
III.1.3. Vérification de la capacité à atteindre les quatre positions discrètes	77
III.1.4. Mesure de la course de déplacement de l'APM.....	78
III.2. Réseau partiel de 2x2 micro-actionneurs numériques.....	82
III.2.1. Présentation du montage expérimental	82
III.2.2. Tests de convoyage.....	84
III.3. Réseau de 5x5 micro-actionneurs numériques	88
III.3.1. Présentation du montage expérimental	88
III.3.2. Caractérisation	90
III.3.3. Traitement des données	92
III.3.4. Résultats	93
III.4. Bilan.....	99
III.5. Bibliographie du chapitre III	100

Chapitre IV - Micro-actionneur bistable en silicium.....	101
IV.1. Vers un actionneur bistable sans contact.....	101
IV.1.1. Réalisations précédentes.....	101
IV.1.2. Vers l'intégration des actionneurs.....	105
IV.2. Analyse de la bistabilité des poutres.....	107
IV.2.1. Modélisation analytique.....	107
IV.2.2. Simulation par éléments finis.....	114
IV.2.3. Etude de l'interaction poutre-AMF.....	122
IV.2.4. Conclusions sur le dimensionnement des structures.....	127
IV.3. Micro-fabrication des poutres pré-formées en silicium.....	128
IV.3.1. Présentation des structures micro-fabriquées.....	128
IV.3.2. Procédé de micro-fabrication.....	129
IV.3.3. Caractérisation des poutres pré-formées.....	137
IV.3.4. Développement d'un nouveau modèle analytique.....	140
IV.4. Bilan.....	144
IV.5. Bibliographie du chapitre IV.....	146
Conclusion générale.....	147
Annexe – Programme MatlabTM pour les courbes de force-déplacement.....	151

Table des illustrations

Figure 1.	arrière de l'usine électrique des Tramways d'Amiens, vers 1905.....	1
Figure 2.	une réalisation de prototype de micro-usine [Nas-2013].....	3
Figure 3.	une vue d'artiste d'un microconvoyeur « READMI »	6
Figure 4.	une « smart surface » permettant de déplacer des pièces entre 4 postes de travail.....	9
Figure 5.	micro-convoyeur thermique [Mat-1999].....	11
Figure 6.	schéma de fonctionnement d'un micro-convoyeur électrothermique [Ata-2009].....	12
Figure 7.	micro-convoyeur électrothermique [Ata-2009].....	12
Figure 8.	micro-convoyeur électrostatique [Bou-1999].....	13
Figure 9.	micro-convoyeur à fonctionnement par électromouillage [Geu-2016]	15
Figure 10.	micro-convoyeur électromagnétique [Nak-1997]	16
Figure 11.	micro-convoyeur à lévitation magnétique [Iiz-1997].....	17
Figure 12.	réseau de micro-actionneurs pneumatique : vue générale du réseau [Fuk-2006].....	18
Figure 13.	réseau de micro-actionneurs pneumatiques : design du micro-actionneur [Fuk-2006].....	19
Figure 14.	réseau de micro-actionneurs pneumatiques [Lau-2011].....	20
Figure 15.	fonctionnement d'un convoyeur pneumatique [Lau-2011].....	20
Figure 16.	micro-convoyeur pneumatique réalisé en technologie silicium [Lau-2014]	21
Figure 17.	dilatation thermique d'un élément déformant un autre élément	24
Figure 18.	joint de dilatation sur une voie de Cornish Main Line, Angleterre.....	24
Figure 19.	gauche : transformation de phase dans les AMF [Zai-2009, Hua-2002].....	25
Figure 20.	état bistable d'un micro-actionneur thermique [Mic-2008].....	25
Figure 21.	micro-robot numérique à base de bistables à actionneurs thermiques « DiMiBot » [Cha-2013]..	26
Figure 22.	micro-actionneur thermique à base de pince en silice recouverte d'AMF [Ali-2010]	27
Figure 23.	micro-actionneur à lévitation aérodynamique [Cha-2004].....	28
Figure 24.	micro-actionneur électrostatique bistable à poutre flambée [Cha-2008].....	29
Figure 25.	micro-actionneur électromagnétique bistable à poutre flambée [Ko-2006]	30
Figure 26.	micro-actionneur opto-mécanique à cantilever de nanotube de carbone [Lu-2006]	32
Figure 27.	design d'un méso-actionneur électromagnétique quadristable a. vue en coupe b. vue de dessus	40
Figure 28.	Vue de dessus du réseau de méso-actionneurs quadristables [Huy-2015]	40
Figure 29.	micro-actionneur électromagnétique unitaire	41
Figure 30.	vue CAO de la position des aimants permanents sur un support de 10 cm.....	42
Figure 31.	mode de fonctionnement du convoyeur électromagnétique	44
Figure 32.	induction magnétique d'un aimant cylindrique, uniformément aimanté en Z [Bri-1997].....	45
Figure 33.	aimant cubique, uniformément aimanté en Z [Fur-2001].....	45
Figure 34.	interaction entre deux aimants cubiques et leurs repères.....	47
Figure 35.	2 découpages possibles de l'espace avec un aimant cubique au centre.....	49
Figure 36.	vue de l'induction magnétique (B) créée dans l'espace par un aimant cubique.....	50

Figure 37.	résultats des calculs de l'induction produite par un aimant cubique	51
Figure 38.	induction magnétique B créée à une distance d d'un fil infini parcouru par un courant	52
Figure 39.	section carrée de fil infini parcouru par un courant	53
Figure 40.	géométrie d'un fil de section carrée et de longueur finie utilisée pour la simulation magnétique de l'actionneur élémentaire	54
Figure 41.	résultats de simulation et d'expression analytique du profil de l'induction magnétique dans le plan transverse d'une piste conductrice de base carrée, en fonction de la distance	54
Figure 42.	rapport des inductions obtenues par simulation FEM 3D et 2D	55
Figure 43.	cartographie du champ magnétique simulé pour un micro-actionneur électromagnétique	56
Figure 44.	étude comparative sur la composante Fx de la force de Lorentz exercée sur l'aimant mobile	58
Figure 45.	influence de l'application d'un courant de 1 A dans la piste conductrice sur la force latérale en X (dans le plan) résultante exercée sur l'aimant mobile	58
Figure 46.	influence de l'application d'un courant de 1 A dans la piste conductrice	59
Figure 47.	résultats de simulation et des expressions analytiques sur la force de Lorentz permettant le pilotage de l'aimant mobile en fonction du courant appliqué	60
Figure 48.	étude comparative de la force de Lorentz permettant le pilotage de l'aimant mobile pour 2 configurations de micro-actionneur (aimants seul et hybride aimant-fer doux)	61
Figure 49.	profil de flancs gravés en U (« bowing » en anglais)	66
Figure 50.	plan de l'échantillon usiné par DRIE avec 11 μm de résine.	70
Figure 51.	image MEB d'une cavité découpée	71
Figure 52.	dispositif expérimental de mesure des dimensions des cavités.	72
Figure 53.	état de surface du support des aimants	76
Figure 54.	architecture du montage expérimental n°1	76
Figure 55.	instantanés des 4 positions stables de l'APM dans la cavité	78
Figure 56.	mesure de course de déplacement de l'APM. [Shi-2016]	78
Figure 57.	mesure de sensibilité du détecteur optique	79
Figure 58.	mesure de position de l'APM en un aller-retour	80
Figure 59.	force de Lorentz générée par le conducteur en Y, présentant une composante en Z et en X	81
Figure 60.	mesure de répétabilité de la course de l'APM	81
Figure 61.	vue générale du montage expérimental n°2	83
Figure 62.	translation en X sur le réseau 2x2	84
Figure 63.	translation en Y sur le réseau 2x2	85
Figure 64.	translation en XY sur le réseau 2x2	85
Figure 65.	rotation sur le réseau 2x2	85
Figure 66.	convoyage d'une pièce d'horlogerie sur le réseau 2x2	86
Figure 67.	montage expérimental n°3	88
Figure 68.	vue schématique en coupe du montage expérimental n°3	90
Figure 69.	représentation schématique des paramètres de déplacement d'un APM	91
Figure 70.	démarche pour l'obtention de la valeur moyenne et la barre d'erreur d'un point de mesure	92
Figure 71.	étapes principales de l'algorithme du programme Matlab TM pour le traitement d'image	92

Figure 72.	image traitée en noir et blanc d'un instantané sous Matlab TM , dont le croisement de deux lignes centrées aux quatre étendues (haut, bas, droite et gauche) permet de déterminer la position de la lame de verre	93
Figure 73.	mesure de pas de déplacement unitaire en fonction du courant de pilotage.....	94
Figure 74.	mesure de pas de déplacement unitaire en fonction du courant de retour	95
Figure 75.	mesure de pas de déplacement unitaire en fonction du courant de maintien.....	96
Figure 76.	mesure de pas de déplacement unitaire en fonction du courant de pilotage avec et sans chargement de masses.....	97
Figure 77.	mesure de pas de rotation sur la croix de l'autocollant (rotation +Z).....	98
Figure 78.	mesure d'angle de rotation unitaire en fonction du courant de pilotage.....	98
Figure 79.	principe de fonctionnement de l'actionneur sans contact [Zai-2012].....	102
Figure 80.	exemple de réalisation mésoscopique d'une poutre flambée [Zai-2011a].....	102
Figure 81.	actionnement optique de la poutre flambée par des languettes en AMF. [Zai-2011a]	103
Figure 82.	actionneur bistable développé par X. Liu [Liu-2015c].....	104
Figure 83.	image de la réalisation de l'actionneur bistable développé par X. Liu. [Liu-2015c].....	104
Figure 84.	actionneurs quadristables proposés par X. Liu [Liu-2015c].....	105
Figure 85.	proposition d'intégration de cellules à poutres bistables sur un wafer de silicium [Liu-2015c] .	105
Figure 86.	design de poutres opposées avec système d'ancrage.....	106
Figure 87.	exemples de déformations de poutres simple flambées [Liu-2015c]	108
Figure 88.	courbe de la force de rappel en fonction de l'amplitude de la flèche centrale d'une poutre flambée contrainte [Zai-2011b].....	108
Figure 89.	exemples de déformations de poutres simple et double flambées [Qiu 2004]	109
Figure 90.	courbes de la force de rappel normalisée en fonction du déplacement normalisé pour les 3 premiers modes de flambement de poutres pré-formées	111
Figure 91.	représentation schématique de la force de rappel en fonction du déplacement du centre de la poutre	113
Figure 92.	structure d'une poutre simple simulée.....	115
Figure 93.	structure bipoutre antagoniste au repos (avant fermeture du cadre – non représenté).....	116
Figure 94.	image de la contrainte dans la structure bipoutre antagoniste au repos.....	117
Figure 95.	courbe de la force de rappel en fonction du déplacement du centre des poutres.....	117
Figure 96.	structure bi-poutre simulée au repos	118
Figure 97.	image de la contrainte dans la structure bipoutre parallèle au repos	118
Figure 98.	courbe de force de rappel en fonction du déplacement du centre de la poutre.....	119
Figure 99.	modes de déformation de la structure bi-poutre simulée (d=0, d=0,2h, d=h, d=1,8h et d=2h) ...	120
Figure 100.	carte des contraintes des modèles simulés d'une poutre simple à extrémités.....	121
Figure 101.	poutre double pré-formée au contact avec une languette d'AMF	123
Figure 102.	force nécessaire pour actionner une poutre par une languette d'AMF en fonction du rapport....	126
Figure 103.	Courbes forces-déplacement d'une poutre pré-formée et de languettes d'AMF en mode statique et en mode dynamique.....	126
Figure 104.	forme générale et paramètres des poutres pré-formées	128

Figure 105.	étapes principales du procédé de gravure pour la fabrication du micro-actionneur bistable	130
Figure 106.	Résultats de gravure DRIE avec la machine STS sur l'échantillon n°1	132
Figure 107.	profils de poutres gravées en DRIE sur la machine SPTS (échantillon n°2).....	134
Figure 108.	profils de poutres gravées en DRIE sur la machine SPTS avec un wafer SOI.....	134
Figure 109.	une image du wafer avec les poutres simples et doubles pré-formées en fin de gravure face avant (échantillon n°4).....	136
Figure 110.	dispositif de mesure des propriétés des poutres	137
Figure 111.	tests de changement de position d'une cellule de micro-actionneur bistable avec une pointe	138
Figure 112.	courbe force de rappel en fonction du déplacement.....	139
Figure 113.	profil type des poutres obtenues expérimentalement	142
Figure 114.	comparaison des courbes expérimentale et analytique (hyp. $t_2=1\mu\text{m}$) de la force de rappel en fonction du déplacement pour l'actionneur n°49.....	143
Figure 115.	comparaison des courbes force de rappel en fonction du déplacement pour l'actionneur n°49..	144

Liste des tables

Table 1.	un panel des différentes technologies de convoyeurs industriels	5
Table 2.	les différents convoyeurs de la littérature et leurs performances	23
Table 3.	différents actionneurs MEMS numériques utilisables pour l'application convoyage	33
Table 4.	caractéristiques des aimants dans le réseau.....	42
Table 5.	caractéristiques du support des aimants	43
Table 6.	trajets exploités en simulation pour l'étude des composantes de l'induction magnétique	51
Table 7.	modes de transition de l'aimant mobile	57
Table 8.	conditions de gravure du programme « Profond » sur ICP STS	65
Table 9.	résultats des expériences de gravure DRIE avec masque de silice.....	66
Table 10.	synthèse des résultats des expériences de gravure DRIE avec masque de silice.....	66
Table 11.	paramètres de la photolithographie avec résine AZ4562	67
Table 12.	paramètres de DRIE du programme « TRENCH » sur ICP SPTS	68
Table 13.	paramètres d'enduction de la résine AZ4562.....	69
Table 14.	résultats complets de mesure des dimensions des cavités pour aimants fixes. Les appellations « L » sont les dimensions des cavités, les « D » sont les distances entre cavités.	73
Table 15.	synthèse des résultats de mesure des dimensions des cavités.....	73
Table 16.	récapitulatif des objectifs des expériences de caractérisation.....	75
Table 17.	bilan des matériels du montage expérimental n°1	77
Table 18.	bilan des matériels supplémentaires utilisés pour le montage expérimental n°2.....	83
Table 19.	bilan des matériels du montage expérimental n°3.....	89
Table 20.	coordonnées des points remarquables de la courbe Force de rappel=f(déplacement).....	112
Table 21.	formules simplifiées des points remarquables de la courbe de la Figure 91	113
Table 22.	résumé des dimensions possibles pour l'actionneur bistable en silicium	114
Table 23.	caractéristiques des poutres antagonistes simulées	116
Table 24.	caractéristique de chaque poutre de la structure bi-poutre représentée à la Figure 96	118
Table 25.	résumé des principaux résultats de simulation analytique et par éléments finis.....	122
Table 26.	dimensions des poutres présentes sur le masque de photolithographie	125
Table 27.	dimensions des poutres présentes sur le masque de photolithographie	128
Table 28.	procédé de fabrication complet avec ouverture de la face arrière	129
Table 29.	conditions d'enrésinement pour une épaisseur de 10 µm d'AZ5462	131
Table 30.	conditions de gravure du programme « Profond » sur ICP STS	132
Table 31.	conditions de gravure du programme « NANO_00 » sur ICP SPTS.....	133
Table 32.	coordonnées des points remarquables de la courbe Force de rappel=f(déplacement) pour le modèle de Qiu modifié	142

Introduction générale

1. De l'usine à la micro-usine

L'usine, en terme général, est depuis longtemps un ensemble de bâtiments où se déroule la production industrielle. Il s'agit d'un lieu de production de masse, équipé de systèmes de production adaptés, capables de produire économiquement de grandes quantités de produits. De nos jours, les usines sont destinées à la production dans de nombreux domaines (mécanique, assemblage, chimique, agro-alimentaire...).



Figure 1. arrière de l'usine électrique des Tramways d'Amiens, vers 1905.

Pendant les deux dernières décennies, les systèmes mécatroniques ont vu une croissance continue du nombre de composants millimétriques ou submillimétriques pour répondre aux besoins de miniaturisation plus en plus pressants des utilisateurs. La fabrication, l'assemblage et la caractérisation de tels systèmes nécessitent des dispositifs volumineux. Pourtant les PME ne sont souvent pas en mesure de les utiliser à cause du coût élevé de maintien en fonctionnement des équipements. Elles sont souvent obligées de passer par des moyens d'assemblage et de caractérisation manuels, d'autant plus coûteux car ces moyens requièrent des opérateurs qualifiés et une main d'œuvre experte.

Une solution vis-à-vis de ce défi est la micro-usine (« microfactory » en anglais) qui permettra une réalisation automatisée de tâches dans un espace réduit avec des dispositifs miniatures. Ce concept fût inventé et introduit par le MEL (« Mechanical Engineer Laboratory ») au Japon en 1990. Plusieurs concepts ou prototypes expérimentaux ont été présentés dans la littérature pendant la première décennie du 21^e siècle [Hei-2010, Par-2007,

Gau- 2001, Hei-2007, Ver-2005, Ver-2006, Kun-2008, Kob-2010, Cle-2008]. Les caractéristiques que devrait présenter la micro-usine sont :

- Réduction de consommation d'énergie pour l'alimentation des équipements (fabrication, climatisation, vide...) de taille réduite ;
- Réduction de l'inertie due aux petites dimensions, permettant aux équipements de fonctionner avec promptitude, grande vitesse et haute précision de positionnement ;
- Augmentation de flexibilité des systèmes de manufacture avec changement facile de disposition du système de production

Ces caractéristiques pourraient être implémentées dans les systèmes de production tels que :

- Systèmes de production et/ou de développement avancés,
- Systèmes de fabrication sur site (pour la maintenance),
- Systèmes de fabrication pour usages personnels (commerçants, bureaux, domiciles...)
- Systèmes de fabrication pour conditions de travail extrêmes (sous vide, microgravité, à haute ou basse température...)
- Systèmes de manufacture mobiles utilisés dans des véhicules
- Centrales de réaction microchimique

Les concepts décrits dans la littérature n'ont pas un niveau de maturité qui permet une commercialisation et leur adoption industrielle. Seuls des prototypes de micro-usine réalisés en laboratoire ont été présentés dernièrement. Naskali *et al.* ont présenté un prototype de micro-usine modulaire pour l'assemblage robotique (Figure 2, [Nas-2013]). Le module unitaire montre le concept d'une micro-usine pour l'assemblage de pièces.

Les pièces à assembler sont d'abord introduites par l'entrée. Les sous-unités internes (manipulation, vérification et transfert) dans le module mettent en œuvre l'assemblage. Les pièces assemblées sont finalement livrées par la sortie. Le transfert de pièce est assuré par un

système de convoyage. En l'occurrence, un convoyeur à bande permettant une chaîne de production en flux continu est mis en place.

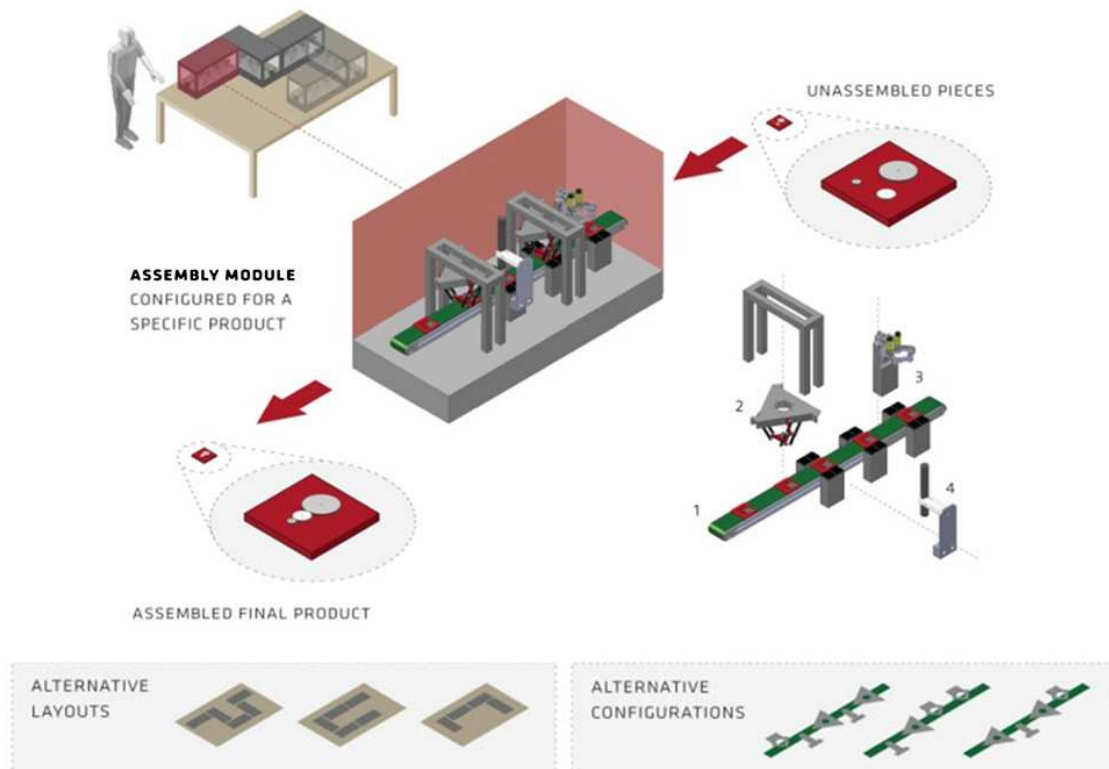


Figure 2. une réalisation de prototype de micro-usine [Nas-2013]

L'idée novatrice de ce prototype est de maximiser la capacité de personnalisation (« customization » en anglais) des micro-usines en déployant une modularité de double niveau. Plus concrètement, les modules sont configurables au niveau de combinaison entre modules mais aussi à l'intérieur de chaque module : différentes configurations de sous-unités sont possibles, ce qui permettra de réduire le coût de production et la consommation d'énergie une fois la configuration optimisée. Une interface et une électronique sont attribuées à chaque sous-unité et chaque module qui eux aussi, sont compatibles quelle que soit la combinaison de modules ou la configuration de sous-unités.

Dans l'usine du XIX^{ème} siècle comme dans la micro-usine dont une réalisation vient d'être présentée, une fonction centrale est le convoyage. Le convoyage repose sur l'utilisation d'un dispositif, le convoyeur, adapté aux dimensions et aux besoins de la micro-usine développée.

2. Convoyeurs industriels : transport et manutention de produits

En général, un convoyeur est un outil de manutention capable de déplacer des objets d'un poste de travail à un autre. Selon la nature du convoyeur, il est possible de convoier plusieurs objets simultanément. Dans les usines, les entrepôts et les laboratoires, les convoyeurs sont employés de manière étendue pour transporter régulièrement les produits. Le premier intérêt du convoyage est de permettre le déplacement de la matière en cours de production d'un poste de travail spécialisé vers un autre poste de travail spécialisé. Les tâches accomplies par le convoyeur peuvent également accomplir d'autres fonctions comme : la distribution (livraison de colis, bagages...), le maintien dans une position facilitant les manœuvres (chaîne de production de parties automobiles...), le stockage temporaire (tests, tri...).

La Table 1 à la fin du présent paragraphe regroupe les principaux types de convoyeurs industriels.

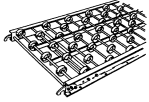
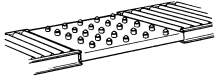
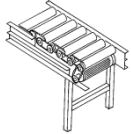

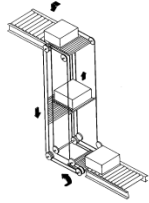
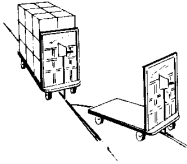
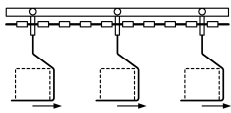
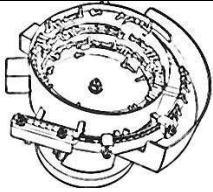
Les technologies des convoyeurs diffèrent l'une de l'autre en fonction de leur type. Les convoyeurs n° 1, 2 et 3 sont passifs, souvent en 1D ou en 2D, et utilisent l'énergie cinétique des objets, la gravité ou d'autres objets qui poussent ceux déjà présents sur le convoyeur pour déplacer les objets vers leur destination.

Les convoyeurs n° 4 et 7 utilisent une chaîne motorisée : un moteur actionne à travers une chaîne (ou une courroie) l'ensemble du convoyeur. Le convoyeur 6 utilise un chariot porteur qui peut regrouper plusieurs objets pour leur transport. L'actionnement peut-être mutualisé pour plusieurs chariots et dans le cas du convoyeur représenté dans le tableau, des destinations différentes peuvent être choisies pour chaque chariot, mais cette flexibilité exige une étape de manutention au chargement et au déchargement.

L'actionnement est également mutualisé pour le convoyeur n°5, bien que sa géométrie puisse exiger la présence de plusieurs actionneurs pour son bon fonctionnement.

Enfin, le convoyeur n°8 utilise un seul actionneur pour l'ensemble des pièces à mouvoir.

Table 1. un panel des différentes technologies de convoyeurs industriels

	Illustration	Nom	Type de produit convoyé	Actionnement	Support
1		Convoyeur à roues	Unitaire	Passif	Non
2		Convoyeur à billes	Unitaire	Passif	Non
3		Convoyeur à rouleaux	Unitaire	Passif	Non
4		Convoyeur à chaînes	Unitaire	Actif	Non
5		Convoyeur vertical	Unitaire	Actif	Non
6		Convoyeur à rails	Groupes	Passif	Oui
7		Convoyeur à chariots	Unitaire	Actif	Oui
8		Bol vibrant	Groupes	Actif	Non

3. Le projet READMI

Le projet READMI, cadre des présents travaux de thèse, a pour objectif de faire passer le micro-convoyeur de l'état de concept à celui de réalité. Les convoyeurs industriels utilisent

déjà, selon les possibilités, la mutualisation de la fonction d'actionnement, ce qui permet de réduire la complexité du pilotage de l'actionneur.

Pour les systèmes miniatures visés dans le projet READMI, nous nous intéressons aux problématiques du pilotage mais également de l'apport d'énergie. Ces fonctions sont généralement assurées de façon filaire et la connectique associée est un problème récurrent dans les systèmes fortement miniaturisés. Pour les réalisations du projet READMI, nous souhaitons commander à distance des systèmes mécatroniques, à actionneurs multiples, aux échelles méso ou microscopique.

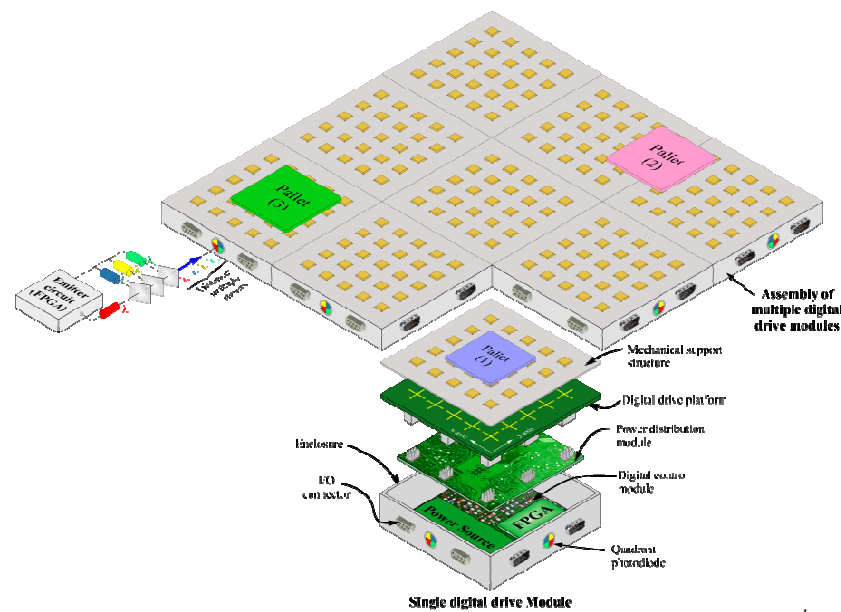


Figure 3. une vue d'artiste d'un microconvoyeur « READMI »¹

Les travaux développés dans le cadre du projet READMI s'insèrent dans le contexte de la micro-usine dans lequel la flexibilité spatiale et fonctionnelle des postes de fabrication et d'assemblage sont des fonctionnalités essentielles. Pour permettre cette flexibilité, nous cherchons à développer des principes d'actionnement numériques, aux échelles méso et microscopique, permettant de s'affranchir au maximum de la connectique dans l'environnement du système mécatronique actionné, et qui ne nécessitent pas de capteurs asservissant continûment leur position. La commande, intelligente, permettra de piloter de façon sélective les actionneurs en fonction de la longueur d'onde des radiations incidentes.

¹ Image tirée de <http://readmi.rbv.utc.fr/>

A titre de démonstration, ces principes de pilotage et d'alimentation à distance seront appliqués à la problématique du méso ou micro-convoyage dans un contexte de micro-usine. L'objectif à long terme est de fournir des solutions de convoyage intelligent de micro-pièces entièrement libres de connectique et autonomes sur plan énergétique.

Dans le cadre du projet, les autres partenaires se sont investis dans le développement des éléments de pilotage et de détection pour se rapprocher de la commande sans fils sur un convoyeur. Une photodiode à cadrans ayant une réponse spécifique en longueur d'onde et un détecteur de fin de course intégré à un convoyeur ont été étudiés. Au C2N (l'ex-IEF), les travaux portent principalement sur l'élément « convoyeur » de la micro-usine. Les salles blanches ont été mises à profit pour la fabrication, la caractérisation et le test des micro/nano dispositifs sur wafer 4 pouces. Deux voies d'actionnement ont été explorées : un actionnement électromagnétique des aimants miniatures, pilotés par la force de Lorentz générée par des impulsions de courant, et un autre des structures bistables actionné optiquement par des éléments actifs d'alliage à mémoire de forme.

Chapitre I - Etat de l'art

I.1. Etat de l'art des micro-convoyeurs

Les micro-convoyeurs voient leur apparition après la naissance du concept « micro-usine ». Ils reposent sur l'autre concept, appelé « Smart Surface », composé d'un système de distribution intelligente, qui est un réseau bidimensionnel d'actionneurs permettant de convoyeur plusieurs objets simultanément, sans interférence sur le plan, d'un poste de travail à l'autre, avec haute précision en positionnement et en orientation. Par conséquent, les deux principaux modes de déplacement sur un réseau sont la translation et la rotation.

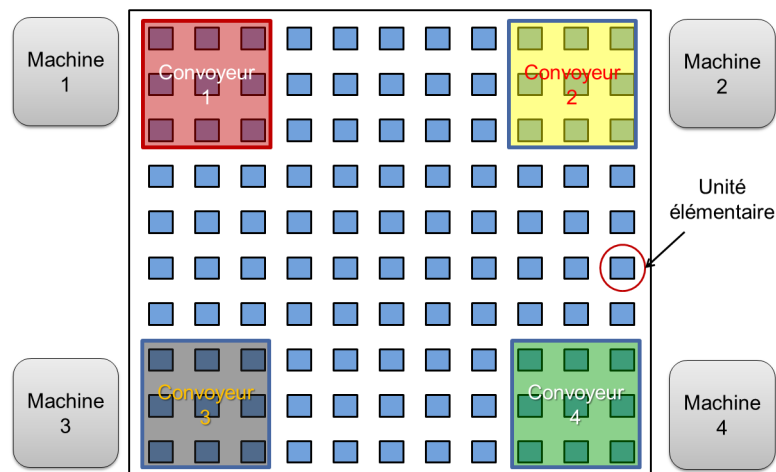


Figure 4. une « smart surface » permettant de déplacer des pièces entre 4 postes de travail

Le mode de déplacement peut être classé par le cas en contact et le cas sans contact. Dans le cas en contact, les actionneurs couverts par l'objet convoyé prennent en charge localement le convoyage en donnant une force d'entraînement à l'objet lui permettant de se déplacer dans le sens souhaité. Cette étape est souvent effectuée par la force de frottement au niveau du contact. Dans le cas sans contact, un champ de force potentielle, substitue la force de frottement du cas précédent, sera créé ponctuellement entre le plan et l'objet convoyé, permettant de diriger l'objet vers l'endroit de plus petite force potentielle.

Dans la littérature, les japonais ont pris l'initiative dans le développement des premiers prototypes de micro-convoyeur. Différents types de convoyeurs ont été présentés dans les dernières décennies [Nak-1997, Liz-1997, Fuk-2006, Ata-2009], obtenant des vitesses de convoyages relativement faibles (de l'ordre d'une dizaine de microns par seconde) et une

faible capacité de charge (en dessous d'un gramme). En particulier, ils ont travaillé avec différents types d'actionnement : électromagnétique, lévitation magnétique, pneumatique et électrostatique. Pendant cette période, d'autres auteurs ont proposé des actionneurs électrostatiques et opto-thermiques [Bou-1999, Ebe-1999], ont adopté des compromis, en privilégiant l'obtention de petite résolution de déplacement au détriment de la vitesse de convoyage, soit en privilégiant une grande vitesse de convoyage en limitant la résolution de déplacement. En 2011, le laboratoire français FEMTO-ST de l'Université de Franche-Comté, a lancé un projet dédié au développement d'un micro-convoyeur pneumatique. Les 2 prototypes [Lau-2011, Lau-2014], ont des caractéristiques nettement améliorées par rapport à leurs antécédents : la densité d'actionneurs par unité de surface est augmentée par un facteur de 2 dans [Lau-2014] que dans [Fuk-2006]. De plus, la vitesse de convoyage des deux prototypes s'élève à plus d'une centaine de mm/s alors que la vitesse de convoyage du prototype dans [Fuk-2006] dépasse à peine quelques mm/s.

Les pages suivantes présentent un panorama des différentes technologies utilisées ou utilisables pour la réalisation de micro-convoyeurs.

1.1.1. Micro-convoyeurs thermiques

Ce type de micro-convoyeurs est composé d'actionneurs thermiques, capables d'une déformation importante par réchauffement d'une partie des actionneurs. La source de chauffage peut être une résistance électrique ou un LASER, qui réchauffe très rapidement un point de la structure.

Mattsson *et al.* (Figure 5) ont démontré un micro-convoyeur thermique à base d'un réseau d'actionneurs à joint en polyimide [Mat-1999]. Un réseau de 5×6 actionneurs a été fabriqué sur un wafer SOI avec dépôt de polyimide dans les ouvertures de gravure humide pour la réalisation des joints d'actionneurs. Les languettes sont libérées avec ouverture de la face arrière suivie d'un bain d'HF dilué. En réchauffant le joint, la languette sera relevée à cause d'expansion thermique dans la couche de polyimide. Le principe de convoyage est présenté par étape dans la figure 1.3(b). Un objet plat, en l'occurrence un bloc de wafer de silicium (voir figure 1.3(c)) est posé sur la pointe des languettes. 4 languettes sont disposées en face par paire ($x+$ à droite et $x-$ à gauche) et alignées dans l'axe X. Pour que l'objet se déplace vers la droite, les languettes de $x+$ sont d'abord réchauffées et soulèvent l'objet. Ensuite, celles de $x-$ sont réchauffées de la même manière à ce que l'objet soit soutenu à nouveau par la pointe

de toutes les languettes. Finalement, les languettes de x^+ sont refroidies et baissent puis les languettes de x^- le sont pareillement. De cette manière, un déplacement unitaire est réalisé et les actionneurs sont revenus à la position initiale.

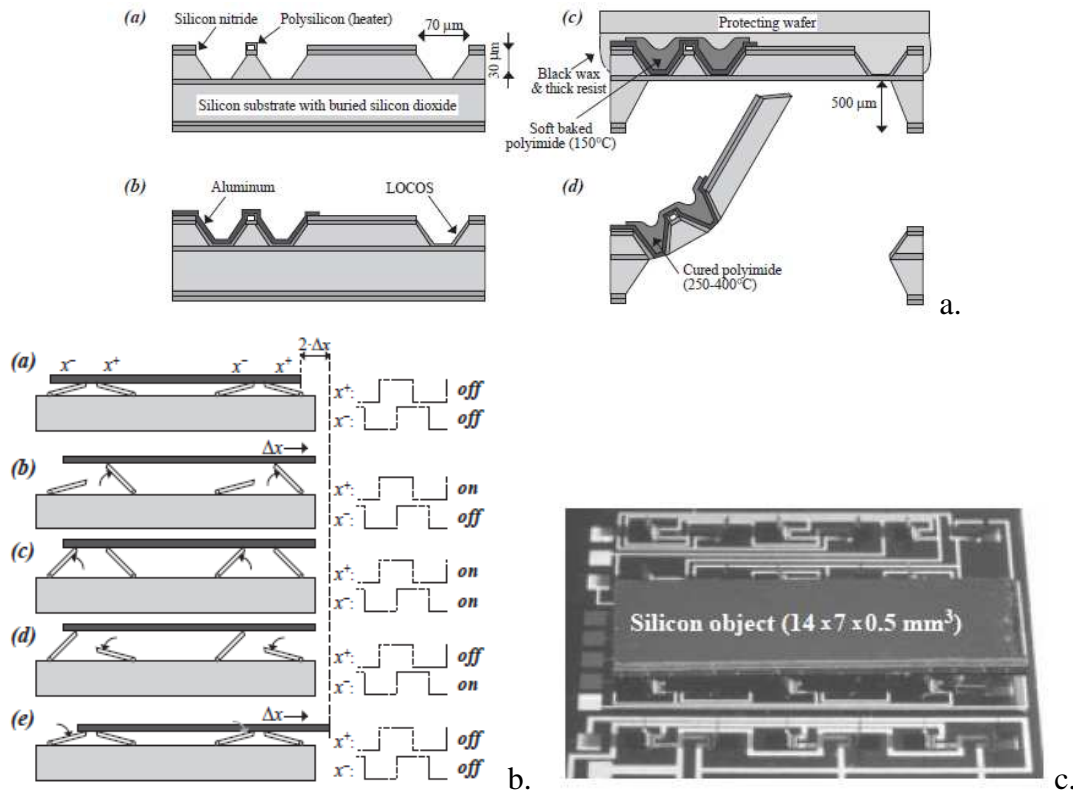


Figure 5. micro-convoyeur thermique a. vue général du convoyeur, b. fonctionnement du convoyeur, c. essai de convoyage d'un bloc de wafer de silicium [Mat-1999]

Ataka *et al.* ont présenté le design, la micro-fabrication et la caractérisation d'un micro-convoyeur électrothermique [Ata-2009]. Il s'agit d'un réseau de 1600 actionneurs thermiques à mouvement ciliaire dans une matrice de 20×20 cellules. A la Figure 6, une partie du réseau de 2×2 cellules est illustrée : les phases de convoyage sont présentées étape par étape en vue de côté dans le plan XZ. Un objet plat est posé sur la pointe des cantilevers. Les extensions verticales correspondent aux cantilevers d'actionneurs en Y tandis que les extensions inclinées sont les cantilevers d'actionneurs en X.

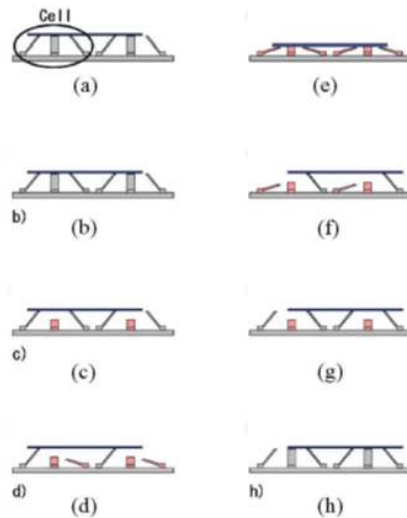


Figure 6. schéma de fonctionnement d'un micro-convoyeur électrothermique [Ata-2009]

Tous les cantilevers sont composés de bilames de deux types de polyimide, de 500 μm en longueur, 100 μm en largeur et 6 μm en épaisseur et connectés à une broche pour leur connexion électrique. Un courant dans les cantilevers provoque leur réchauffement et leur abaissement. Chaque cellule est composée de 2 cantilevers d'inclinaison opposée. Afin de déplacer l'objet vers la droite, on alimente le cantilever de droite, ce qui provoque son abaissement. On alimente ensuite les cantilevers de gauche, ce qui provoque leur abaissement ainsi que celui de la charge, en même temps que son déplacement vers la droite. L'arrêt de l'alimentation des cantilevers de droite provoque alors la remontée de la charge en même temps que son déplacement vers la droite. On peut alors arrêter l'alimentation des cantilevers de gauche pour revenir à la position de repos. Dans [Ata-2009], les déplacements en X et Y sont implémentés. Les cantilevers X doivent être abaissés dans le cas d'un déplacement suivant l'axe Y, et réciproquement.

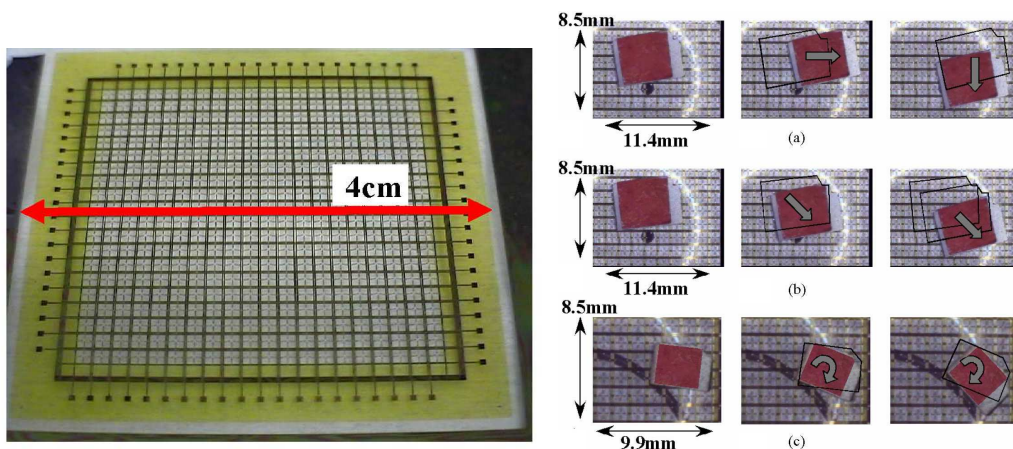


Figure 7. micro-convoyeur électrothermique, gauche : vue générale du micro-convoyeur, droite : fonctionnement du convoyeur [Ata-2009]

Les auteurs mettent aussi en évidence la possibilité de modes de déplacement sur le réseau, *i.e.* translation suivant l'axe X et Y, translation diagonale et rotation (Figure 7, droite). La mise en service des translations demande simplement une combinaison de fonctionnement des cantilevers des 2 axes, alors que celle de la rotation est peu développée. A la Figure 7(c), des forces suivant -Y sont appliquées sur l'objet convoyé sauf sur le côté gauche de l'objet convoyé. Un moment est ainsi créé et permet de tourner l'objet en Z avec présence de fortes dérives visibles.

Les actionneurs électrothermiques supposent un cycle de réchauffement-refroidissement des actionneurs. Intrinsèquement, leur vitesse d'actionnement est donc limitée par les constantes de temps thermiques des actionneurs. Par conséquent, la fréquence de limite de ces actionneurs reste autour de 10 Hz, pour une vitesse de convoyage de 0,7mm/s.

1.1.2. Micro-convoyeurs électrostatiques

1.1.2.1. Attraction électrostatique dans l'air

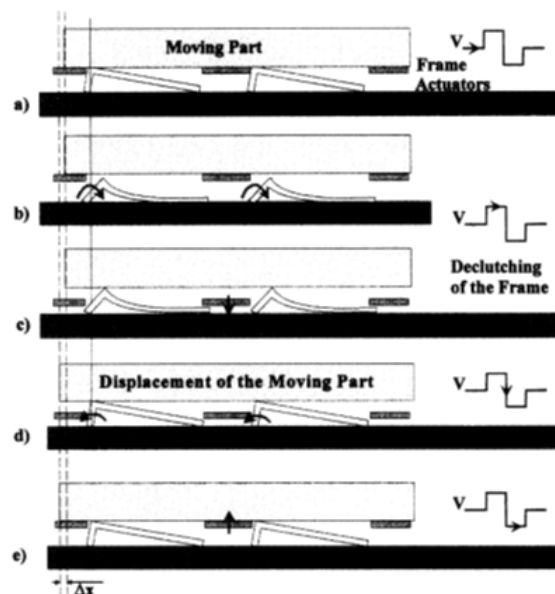


Figure 8. micro-convoyeur électrostatique [Bou-1999]

Un mode actionnement similaire au mode thermique précédemment présenté a été développé pour une application au convoyage par Bourbon *et al.* [Bou-1999]. Dans ce cas, l'actionnement est électrostatique. Les actionneurs en silicium fabriqués sont suspendus et fixés par un côté sur le substrat. Leur longueur est comprise entre 50 μm et 100 μm . Outre ces

actionneurs suspendus, une grille (cadre) peut se déplacer hors plan et porter la charge. La charge repose au départ sur la grille (Figure 8.a). Quand une tension (100-200 V) est appliquée au substrat, la partie suspendue des poutres s'abaisse et se met en contact avec le substrat (Figure 8.b). Cet abaissement provoque ensuite la descente de la grille avec celle de l'objet convoyé (Figure 8.c). A ce stade, aucun déplacement horizontal n'a été produit. Une tension de signe opposé est alors appliquée aux poutres, ce qui a pour effet de provoquer leur remontée et leur retour à la forme initiale. Cette remontée est accompagnée d'une rotation du coin des poutres qui déplace horizontalement la charge en contact avec les poutres (Figure 8.d). Enfin, le cadre est soulevé de nouveau grâce à ce mouvement (Figure 8.e).

Ce micro-convoyeur, micro-usiné en technologie silicium présente une densité de 1000 actionneurs par mm^2 . Il permet des déplacements dans 1 direction de résolution micrométrique et sub-micrométrique. Ce convoyeur est capable de déplacer une charge légère à une vitesse de convoyage jusque 1 mm/s.

1.1.2.2. Attraction de fluides : électromouillage

Un liquide et une surface « porteuse » peuvent avoir une affinité plus ou moins grande. Cette affinité est visible lorsqu'une goutte est déposée sur la surface : la goutte peut être très aplatie (surface hydrophile) ou garder une forme ronde (surface hydrophobe) en fonction des énergies de surfaces mises en jeu.

Si le liquide et une surface conductrice placée sous la surface « porteuse » peuvent être polarisées, une attraction électrostatique a lieu et la forme de la goutte (l'angle que la goutte fait avec la surface) peut être modifiée : la goutte s'aplatit. On appelle ce phénomène électromouillage. L'attraction de gouttes par une tension (l'électromouillage) est utilisé notamment pour le transport des gouttes de liquide dans les laboratoires sur puces.

Une application de l'électromouillage au convoyage d'objets a été présentée par Geukens *et al.* [Geu-2016]. Quatre gouttes d'eau posées sur deux pistes d'électrodes et supportent une lame de verre. La lame de verre (hydrophile) est revêtue d'une couche de téflon (hydrophobe) sur sa face inférieure. Quatre ouvertures sont pratiquées dans la couche de téflon pour que les couronnes des gouttes d'eau soient localisées dans ces ouvertures. Des électrodes sont placées sous l'ensemble formé par les gouttes et la lame de verre. Quand les électrodes sont alimentées successivement, les gouttes d'eau se déplacent en suivant les électrodes alimentées

et convoient ainsi la lame de verre. L'influence des charges sur la lame de verre a été étudiée et une charge jusqu'à 40 μg a été testée.

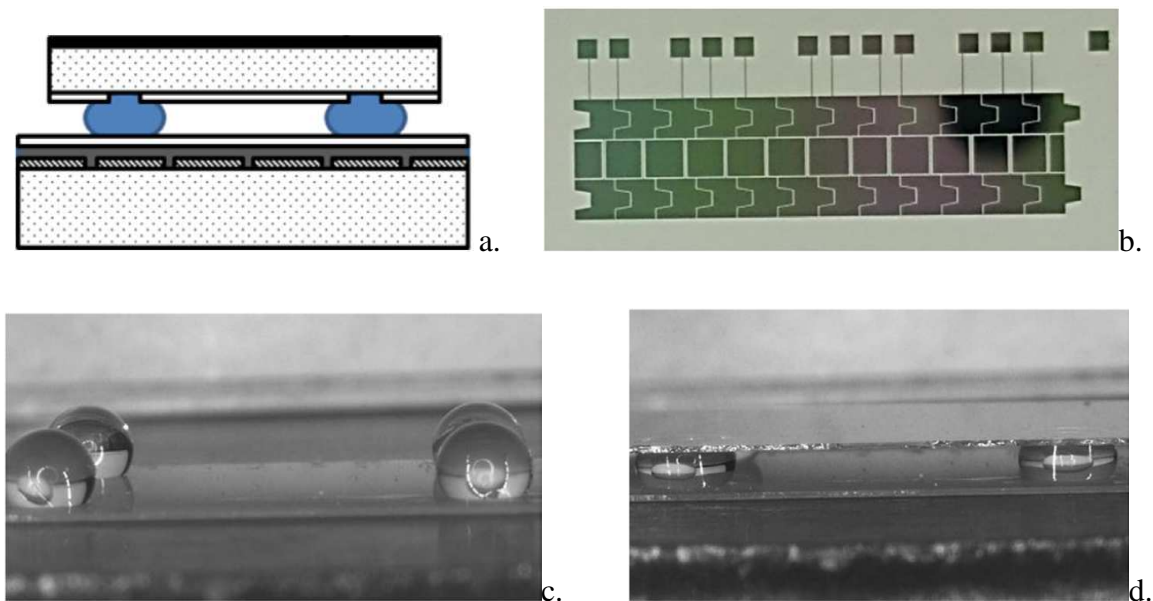


Figure 9. *micro-convoyeur à fonctionnement par électromouillage [Geu-2016]*
a. schéma d'un convoyeur, b. jeu d'électrodes,
c. 4 gouttes d'eau d'10 μL posées sur les puces, d) une lame de verre posée sur les gouttes d'eau

I.1.3. Micro-convoyeurs électromagnétiques

Un actionneur magnétique tire parti des forces d'interaction entre un objet généralement ferromagnétique ou un aimant et un aimant commandé, c'est-à-dire une bobine. Ces forces peuvent être de répulsion ou d'attraction. Les micro-convoyeurs électromagnétiques tirent parti de ces forces pour provoquer le déplacement des objets, généralement en employant un support ferromagnétique pour les objets à convoyeur.

I.1.3.1. Exploitation de l'attraction électromagnétique

Une première façon de déplacer des objets est d'attirer un objet (un support) ferromagnétique à l'aide d'un électro-aimant. C'est le cas des travaux présentés par Nakazawa *et al.* qui décrivent un prototype de micro-convoyeur électromagnétique à base d'un réseau de bobines [Nak-1997]. Ces bobines ont été réalisées par dépôt de cuivre par croissance électrolytique sur un substrat de silicium. La charge posée sur la surface active doit alors vaincre les forces de frottements pour se déplacer. En outre, l'usure par frottement de la surface doit être considérée : une couche de passivation en diamant a donc été appliquée sur

toute la surface du convoyeur en raison de son petit coefficient de frottement et de son excellente résistance à l'usure.

Quand on souhaite déplacer l'objet posé sur la surface, par exemple vers la droite dans Figure 10.b, la bobine la plus proche de l'objet est alimentée en premier lieu. La force de Lorentz générée permet à l'objet de se rapprocher de la bobine en question. Avant que l'objet arrive au-dessus de la bobine, son alimentation est coupée et sa voisine prend le relais. La conception présentée ici utilise des bobines carrées afin d'augmenter le coefficient de remplissage de la surface. Cependant, les champs et les forces magnétiques engendrées restent modestes du fait de la grande distance hors matériau magnétique à franchir. De ce fait, des forces susceptibles de provoquer le déplacement sont obtenues au prix d'une grande densité de courant et d'un échauffement important du dispositif. Une charge de 475 mg a été convoyée à un courant de 0,5 A. La vitesse de convoyage maximum a été mesurée de 30 mm/s.

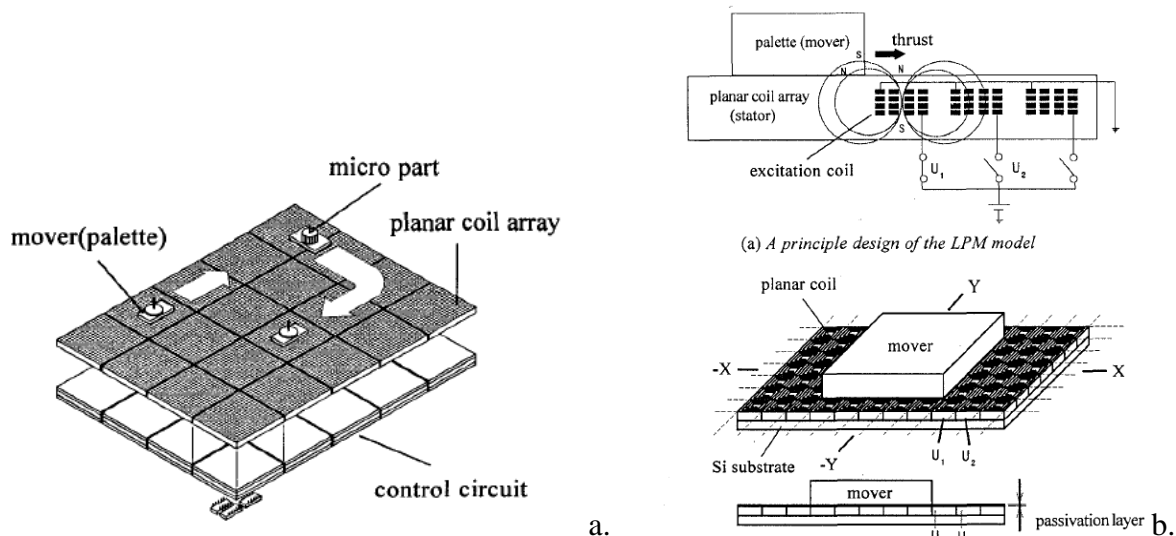


Figure 10. micro-convoyeur électromagnétique : a. vue générale du micro-convoyeur, b. fonctionnement du convoyage [Nak-1997]

Comme les convoyeurs thermiques, l'utilisation industrielle de ces convoyeurs se heurte aux problèmes de contacts et d'abrasion. Les familles de convoyeurs présentées à la suite ont été développées notamment pour fournir un déplacement sans contact, *i.e.* sans abrasion.

1.1.3.2. Exploitation de la répulsion électromagnétique

Une deuxième manière de déplacer des charges est d'exploiter la répulsion magnétique. Ce principe a été exploité par Iizuka *et al.* Les forces de répulsion sont dans ce cas également

utilisées pour éliminer une des limitations du convoyeur à attraction magnétique précédent en exploitant la lévitation magnétique [Iiz-1997].

Le dispositif est représenté en vue générale dans la Figure 11-gauche. Il est composé d'une base de réfrigération, une plaque de matériau supraconducteur, un film d'isolation avec des pistes sur la face de dessus et un glisseur équipé d'aimants permanents. La force de lévitation (verticale) et la force d'entraînement (horizontale) sont toutes deux exercées sur les aimants permanents. La lévitation est obtenue lorsque le module supraconducteur est mis en refroidissement par circulation d'azote liquide dans les tuyaux. Pour que le glisseur se déplace, un courant est injecté dans les conducteurs, ce qui génère un champ magnétique attirant le glisseur, en l'occurrence vers la gauche à la Figure 11.b.

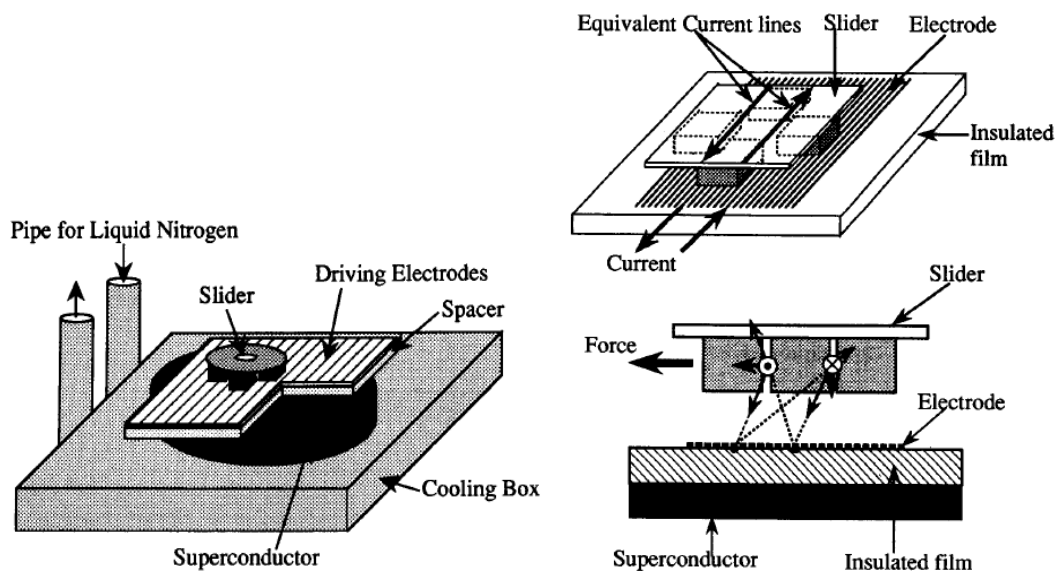


Figure 11. micro-convoyeur à lévitation magnétique [Iiz-1997],
(gauche) vue générale du convoyeur, (droite) principe de convoyage

Dans le cas de ce dernier micro-convoyeur, frottements et abrasion sont à éliminer complètement. Cependant, la lévitation rend le coût opérationnel du convoyeur très élevé. En outre, le prototype présenté ne donne accès qu'aux translations sur le convoyeur, la rotation est absente, même si l'ajout de conducteurs de géométries plus complexes rend possible d'autres types de déplacements. Enfin, la commande est réalisée sans asservissement de position. La position du glisseur est surveillée par un microscope équipé de caméra CCD. Le déplacement est présenté sous forme de pas de déplacement et le maintien de position par un confinement de champ magnétique généré par deux conducteurs adjacents.

Une utilisation différente de la répulsion est également décrite dans [Fer-2000]. Dans ce cas, la répulsion magnétique est utilisée pour déformer le support, provoquer une onde mécanique et obtenir le convoyage par friction sur ce support.

1.1.4. Micro-convoyeurs pneumatiques

Les contraintes (thermiques, de fluides) nécessaires au fonctionnement d'un convoyeur sans contact ont conduit d'autres auteurs à proposer une alternative pneumatique. Le flux d'air produit par les actionneurs pneumatiques assure la lévitation aérodynamique des objets convoyés. Le flux d'air peut être orienté, ce qui assure le déplacement des objets (Figure 12 et Figure 13).

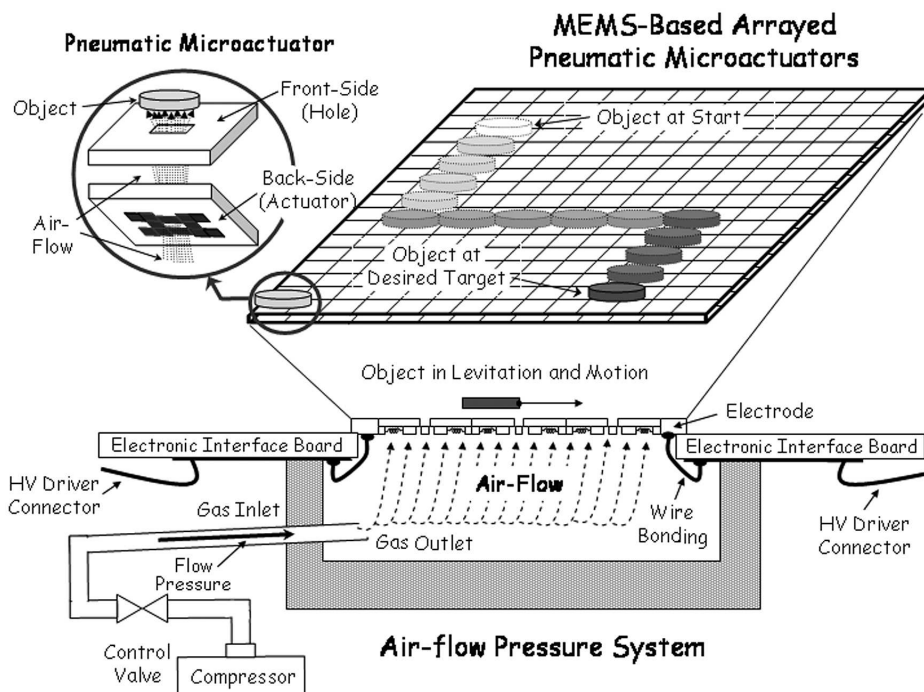


Figure 12. réseau de micro-actionneurs pneumatique : vue générale du réseau [Fuk-2006]

Une première réalisation de convoyeur pneumatique a été publiée par Fukuta et al. [Fuk-2006]. Le réseau, de surface de $35 \times 35 \text{ mm}^2$, est constitué de 560 micro-actionneurs en silicium : ces micro-actionneurs constituent des vannes réglables. La surface du convoyeur est posée sur une enceinte, elle-même branchée à un compresseur qui permet d'alimenter le convoyeur avec contrôle de flux. Les micro-actionneurs du convoyeur sont fabriqués sur un wafer SOI et comprennent une ouverture au dessus et une vanne réglable en dessous. La vanne est composée d'un bloc de silicium de dimensions proches de l'ouverture. Elle est suspendue et peut être déplacée par l'application d'une tension entre la vanne et des

électrodes placées latéralement. Les positions de la vanne définissent 2 fonctions des micro-actionneurs : une fonction de maintien de la lévitation et une autre de mise en mouvement.

Ces fonctions sont montrées dans la Figure 13 : quand aucune des électrodes n'est alimentée, le bloc reste statique en face de l'ouverture et permet de laisser passer un flux d'air identique des deux côtés de la vanne. Cet état soulève l'objet flottant et le maintient en lévitation. Quand une électrode est alimentée, le bloc se rapproche de l'électrode, ce qui engendre un déséquilibre de flux d'air en sortie de part et d'autre de la vanne. Par conséquent, une force d'entraînement horizontale est générée et pousse l'objet flottant qui peut se déplacer. Un montage de test de convoyage a été développé avec un asservissement de position par capture vidéo. Des objets plats en plastique ont été utilisés pour le test. La vitesse de convoyage maximum est de 4,5 mm/s.

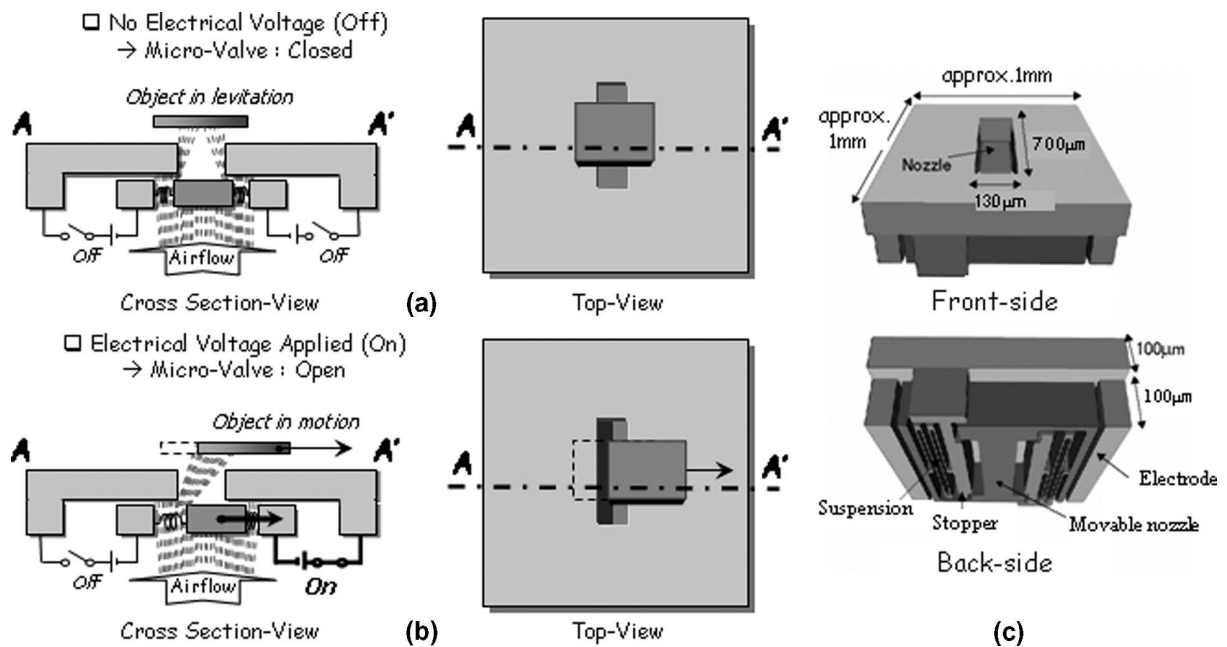


Figure 13. réseau de micro-actionneurs pneumatiques : design du micro-actionneur [Fuk-2006]

Une autre version a été proposée dans [Zeg-2010]. Plus récemment, les travaux à Femto-ST ont poursuivi dans la voie des actionneurs pneumatiques. Une première réalisation de Laurent *et al.* a montré une nouvelle conception de réseau d'actionneurs pneumatiques à lévitation aérodynamique [Lau-2011]. Ce réseau, de surface de $120 \times 120 \text{ mm}^2$, est constitué de deux réseaux d'actionneurs, Figure 14.b et c.

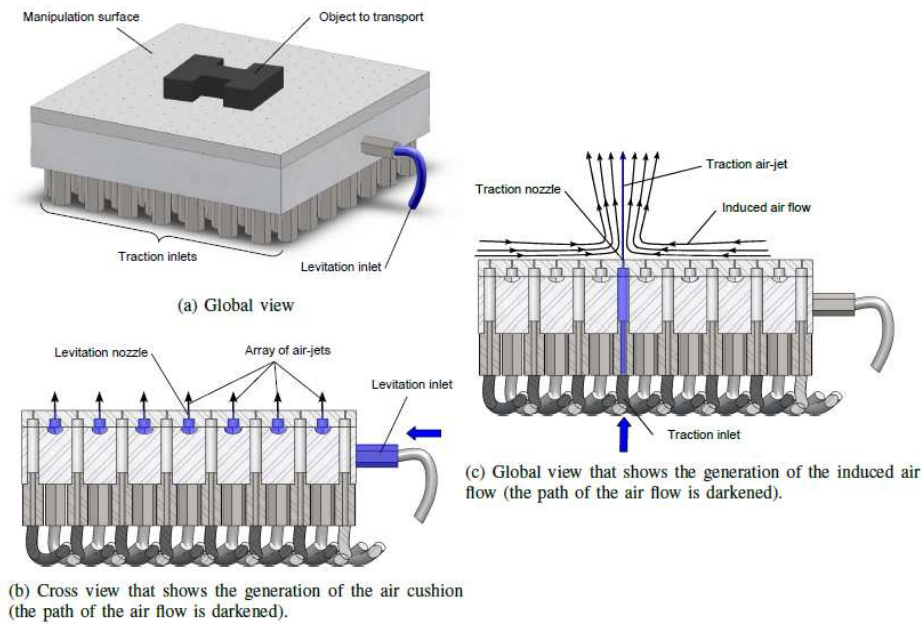


Figure 14. réseau de micro-actionneurs pneumatiques [Lau-2011], (a) vue générale du réseau, (b) actionneurs pneumatiques créant le coussin d'air, (c) actionneurs pneumatiques créant un flux d'air de traction

Le premier réseau forme une matrice d'actionneurs (buse de sortie d'air de 0,4 mm en diamètre) permettant de créer un coussin d'air sur toute la surface (Figure 14.b) alors que le deuxième constitue une matrice d'actionneurs décalés permettant de créer un flux d'air de traction. Ce flux de traction est induit à partir d'une seule sortie (Figure 14.c). Le coussin d'air assure la lévitation aérodynamique de l'objet à convoyer tandis que le flux d'air de traction est le moyen de transport pour déplacer l'objet. Chaque actionneur du deuxième réseau peut être commandé indépendamment.

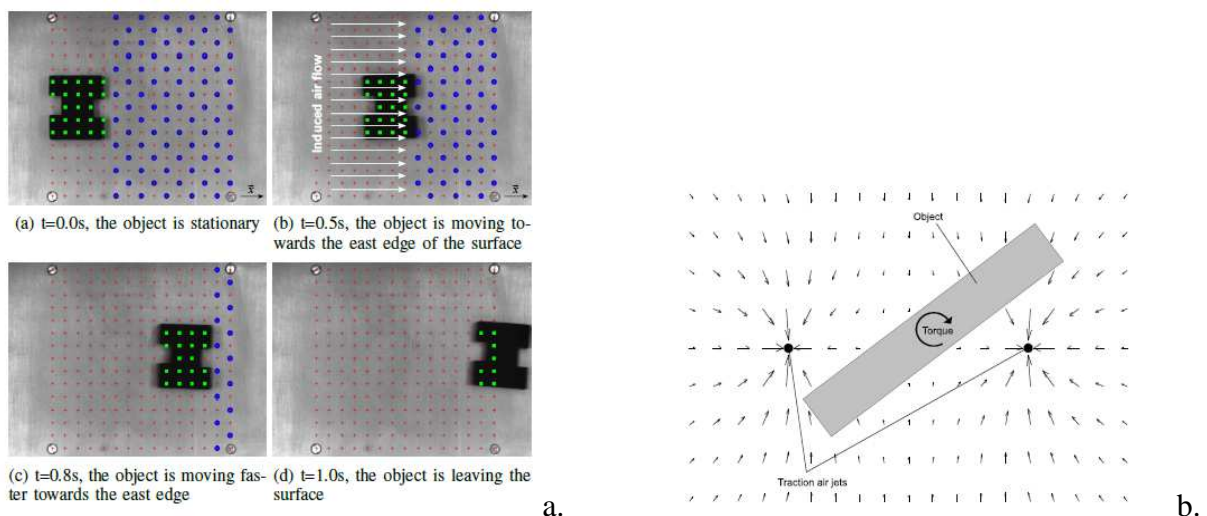


Figure 15. fonctionnement d'un convoyeur pneumatique [Lau-2011]
 a. voyage d'un objet de forme en H sur le réseau,
 b. mise en rotation d'un objet sur le réseau

Le réseau peut donc convoier un objet en translation, comme l'illustre la Figure 15.a. Dans ce cas, une partie des actionneurs « translationnels » est commandée : la frontière entre l'ensemble des actionneurs commandés et les actionneurs non commandés est la ligne sur laquelle se positionne l'arête (la plus proche) de l'objet à convoier. L'arrêt de la commande d'une partie des buses « translationnelles » provoque le déplacement de l'objet à convoier. Suivant ce principe, les auteurs décrivent une possibilité de rotation (Figure 15.b) : si deux sorties sont activées, un couple est créé perpendiculairement au plan de rotation, ce qui permet de faire tourner l'objet. Le déplacement de l'objet convoié est réalisé grâce à deux systèmes de contrôle d'air comprimé. L'un (un régulateur) assure la lévitation et l'autre ajuste la pression d'air pour les actionneurs. Sa position est détectée par une caméra au-dessus de la surface et asservie par un contrôle actif utilisant une électronique connectée aux actionneurs.

Une deuxième version de convoyeur pneumatique a été développée par la même équipe [Lau-2014]. La miniaturisation a été menée ici en utilisant des technologies d'usinage de la microélectronique. Le prototype a été fabriqué avec 2 wafers de silicium et 1 wafer de verre. L'ensemble du dispositif est assemblé par soudure eutectique entre les deux wafers de silicium après gravure profonde et soudure anodique entre le wafer de silicium inférieur et le wafer de verre (Figure 16.b).

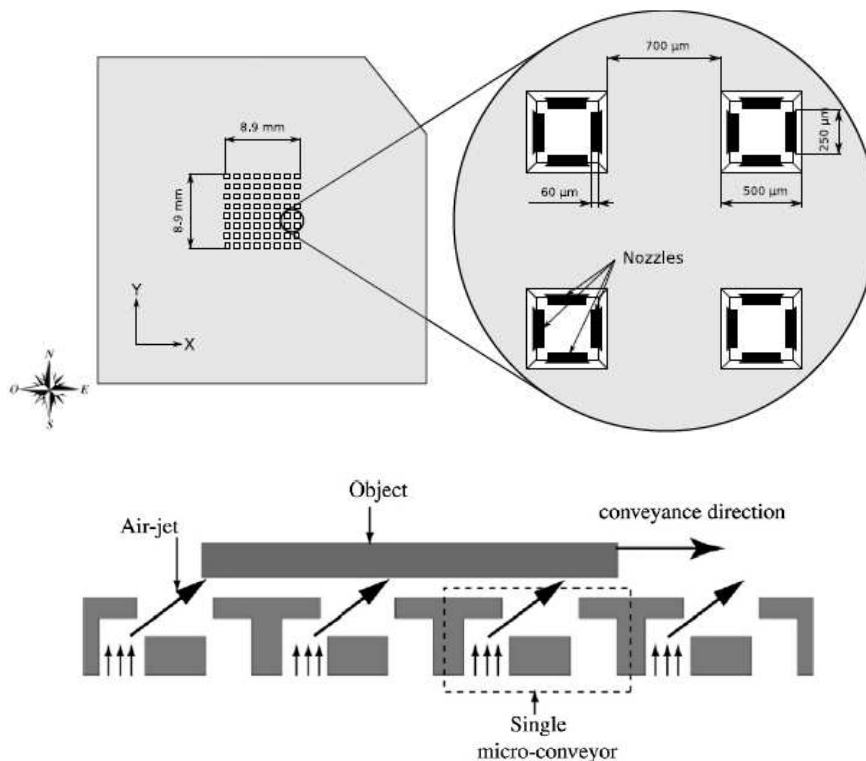


Figure 16. micro-convoyeur pneumatique réalisé en technologie silicium [Lau-2014]

Les actionneurs ont chacun 4 sorties correspondant aux 4 directions (positives et négatives) des axes X et Y dans le plan XY. Le réseau forme un convoyeur de dimension centimétrique. Son fonctionnement, similaire à celui de [Lau-2011] permet de mettre un objet plat en lévitation et le déplacer.

Ce réseau, développé par micro-fabrication, a de plus un design optimisé : le positionnement des buses. Le design des actionneurs permet de générer des flux d'air inclinés de 45° par rapport à la verticale. Si l'air comprimé sort de toutes les buses du même côté des actionneurs, il y aura un flux résultant dans une direction, donnant une force de déplacement uniforme à l'objet convoyé. Il en résulte une densité d'actionneurs importante et une vitesse de convoyage comparable au prototype de [Lau-2011].

1.1.5. Synthèse : état et performances des micro-convoyeurs

La Table 2 récapitule les performances des différents convoyeurs de la littérature. Le design des micro-convoyeurs est toujours basé sur un réseau d'actionneurs bidimensionnels qui est capable de déplacer un objet posé dessus, d'où la similarité du dimensionnement des prototypes (sur une surface d'une centaine ou quelques centaines de mm²). Selon le type d'actionnement, la résolution de déplacement varie fortement : de 40 µm en lévitation magnétique à 0,1 µm en électrostatique.

On observe également que la vitesse de convoyage maximum que peuvent atteindre ces convoyeurs varie très fortement : des plus lents de l'ordre d'1 mm/s (électrostatique et électrothermique) aux plus rapides de plus d'une centaine de mm/s (pneumatique). Toutefois, les micro-convoyeurs ne peuvent convoyeur que de petites masses autour de 1 g, pour la majorité des cas présents.

Table 2. les différents convoyeurs de la littérature et leurs performances

Référence	Type	Dimension	Nombre d'actionneurs	Résolution de déplacement	Vitesse de convoyage max	Masse max convoyée
Nak-1997	Electromagnétique	40 mm ²	40	-	30 mm/s	1,2 g
Iiz-1997	Lévitiation magnétique	30 × 50 mm ²	25	40 μm	10 mm/s	-
Bou-1999	Electrostatique	17,5 × 17,5 mm ²	32 × 32	0,1 μm	1 mm/s	-
Geu-2016	Electrostatique (électromouillage)	(centimétrique)	12-14 (linéaire)	-	-	~70μg
Mat-1999	thermique	14 × 14 mm ²	15	5 μm	12 mm/s	2 g
Fuk-2006	Pneumatique	35 × 35 mm ²	560	-	4,5 mm/s	-
Ata-2009	Electrothermique	40 × 40 mm ²	20 × 20	2 μm	0,7 mm/s	25,3 mg
Lau-2011	Pneumatique	120 × 120 mm ²	15 × 15	-	339 mm/s	32 g
Lau-2014	Pneumatique	90 × 90 mm ²	8 × 8	0,3 mm	137 mm/s	-

I.2. Potentiel des actionneurs MEMS pour le convoyage

Le paragraphe précédent décrit les convoyeurs de la littérature. Des modes d'actionnement variés ont été mis en œuvre par différents auteurs et sont présentés dans ce paragraphe par type d'actionnement.

I.2.1. Actionnement thermique

Les actionneurs thermiques MEMS sont des dispositifs qui génèrent des déformations par phénomènes thermiques. Un changement de température local, souvent du réchauffement, suffira de créer des déformations importantes sur le dispositif entier. Le réchauffement peut être mis en œuvre par chauffage résistif, ou par une source chaude en contact local avec le dispositif. Les actionneurs thermiques sont les premiers actionneurs réalisés grâce à leur structure simple et la large déformation générée.

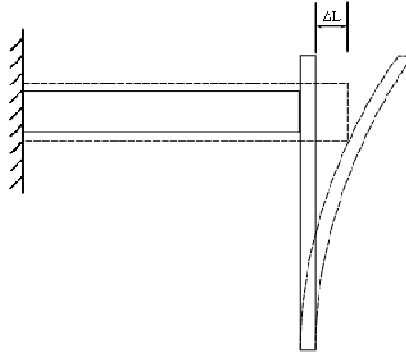


Figure 17. dilatation thermique d'un élément à gauche (contour continu à froid et pointillé à chaud) déformant un autre élément à droite en contact

En premier lieu, la dilatation thermique joue un rôle fondamental dans la plupart des actionneurs thermiques. L'origine de ce phénomène est la variation d'énergie thermique des atomes dans un solide. Quand la température augmente, l'énergie thermique des atomes devient plus importante. Par conséquent, la distance moyenne entre les atomes augmente, ce qui peut être traduit par une augmentation de volume.

Plus concrètement, pour tous les matériaux isotropes, la variation de longueur en fonction de la température est comme suit :

$$\Delta L = \alpha \cdot L_0 \cdot \Delta T \quad (1.1)$$



Figure 18. joints de dilatation sur une voie de Cornish Main Line, Angleterre

A titre d'exemple, les rails en acier traditionnels sont connectés par des joints de dilatation (voir Figure 18). Cette technique permet de remédier au problème de dilatation en longueur des rails en été qui pourrait provoquer la déformation voire la rupture des rails.

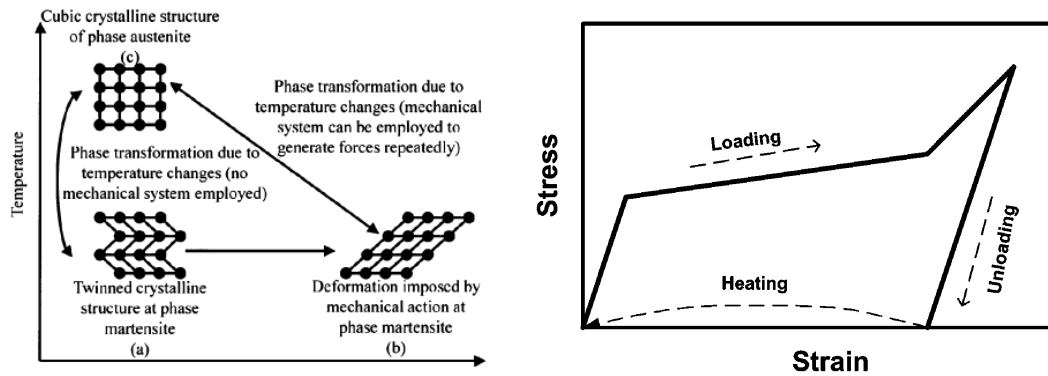


Figure 19. gauche : transformation de phase dans les AMF ; droite : diagramme de contrainte-déformation montrant l'effet de mémoire de forme [Zai-2009, Hua-2002]

Un autre type d'actionnement thermique consiste en l'utilisation des alliages à mémoire de forme (AMF). En général, l'AMF est capable de mémoriser et rétablir sa forme originale, après être déformé de façon plastique, via chauffage à la température de transformation de phase. Ce phénomène s'appelle « effet de mémoire de forme ». Dans ce phénomène, il y a une transformation entre une phase de haute température (austénite) et une phase de basse température (martensite). L'intégration des éléments actifs en AMF dans un actionneur permet de créer des déformations anisotropes.

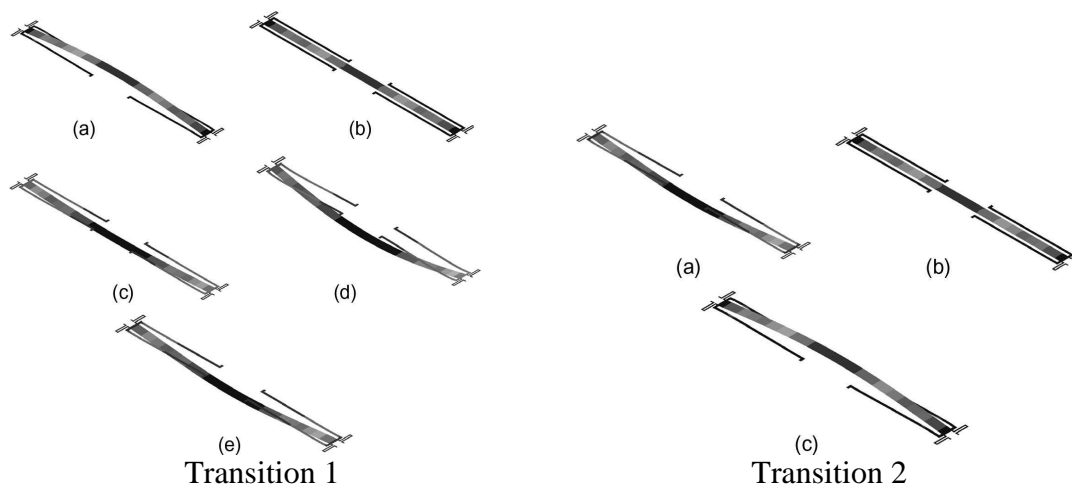


Figure 20. état bistable d'un micro-actionneur thermique [Mic-2008]
à gauche, étapes (a) à (e) : transition 1 du haut vers le bas
à droite, étapes (a) à (c) : transition 2 du bas vers le haut

Des actionnements thermiques ont été proposés dans [Che-2005, Wu-2006, Mic-2008]. Michael *et al.* ont montré le fonctionnement d'un micro-actionneur thermique bistable [Mic-2008]. L'originalité de ce dispositif est que plusieurs principes d'actionnement thermiques y sont mis en jeu. Le dispositif est fabriqué en silicium, dont certaines parties sont recouvertes d'une couche de silice. L'actionneur comprend un pont multicouche avec 4 ressorts multicouches et connexions attachés à ses 4 côtés. Les ressorts permettent de fournir des

contraintes de cisaillement sur le pont alors que les connexions permettent de fournir des contraintes axiales importantes. Comme le pont consiste en une couche de silice de faible contrainte sur une autre couche de silice de haute contrainte compressive déposée sur silicium, il est naturellement bistable et se courbe vers le haut ou vers le bas.

Si l'on suppose que le pont est initialement courbé vers le haut. Quand les connexions sont réchauffées, elles s'étendent par dilatation thermique et compriment les ressorts. De cet effet, la contrainte compressive dans le pont est libérée. Par conséquent, la déflexion du pont se réduit jusqu'au plan médian. Si dans la suite le pont est réchauffé, le pont sera légèrement courbé vers le bas par effet bilame. Dans cette situation, si les connexions sont refroidies, la contrainte compressive dans le pont se remet qui conduira à une plus grande déflexion vers le bas. Finalement, le pont reste courbé vers le bas quand il est refroidi. Pour revenir à la position initiale, les connexions sont réchauffées de nouveau pour libérer la contrainte compressive dans le pont. A l'aide du moment résiduel dans le pont, ce dernier se courbe vers le haut.

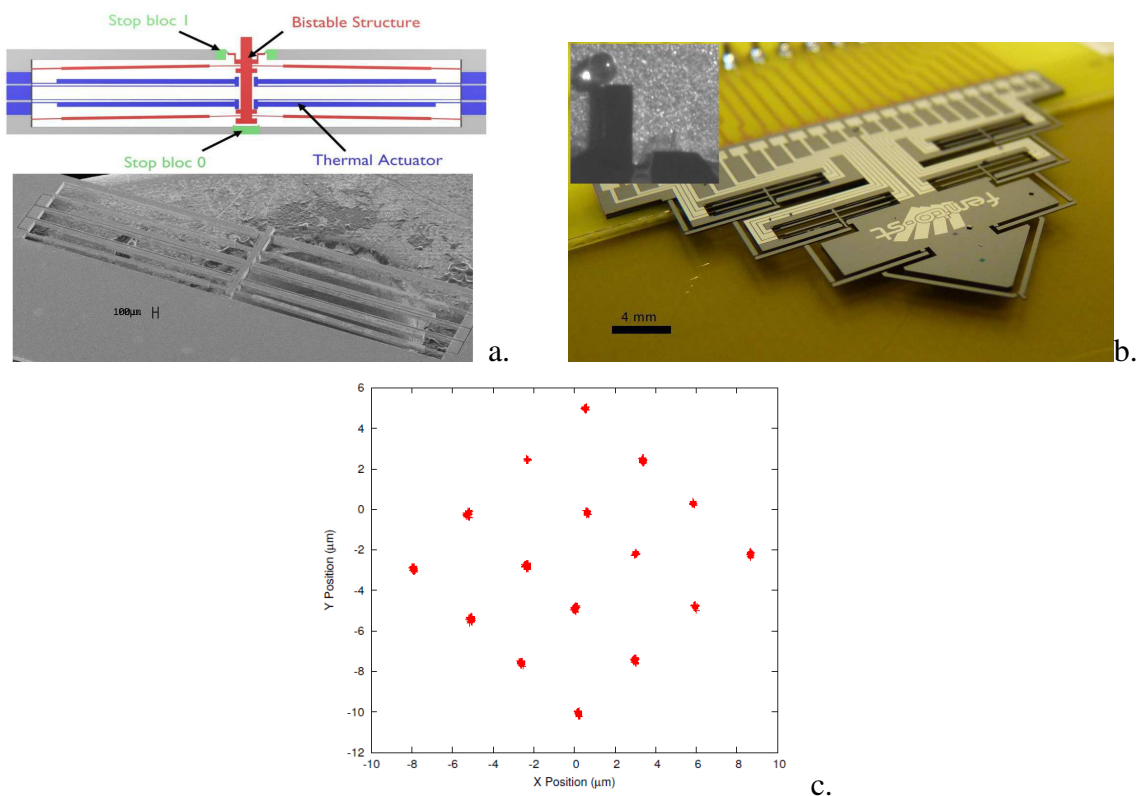


Figure 21. *micro-robot numérique à base de modules bistables à actionneurs thermiques « DiMiBot » a. vue générale d'un module unitaire, b. vue d'un DiMiBot à 4 modules, c. positions discrètes [Cha-2013]*

Chalvet *et al.* ont présenté un micro-robot à base de modules bistables à actionneurs thermiques pour micromanipulation [Cha-2013]. Le module unitaire comprend une structure

bistable à poutres flambées, quatre actionneurs thermiques et 2 blocs de butée. Les actionneurs thermiques fonctionnent en paire qui, une fois réchauffés ou refroidis, peuvent basculer la position de la structure bistable. Les 2 blocs de butée servent à définir la fin de course de la structure bistable (en introduisant une force de blocage). Un micro-robot de 4 modules est fabriqué en silicium. Or chaque module est identiquement bistable, il doit y avoir en principe 16 positions discrètes. Un test de positionnement met en évidence le fonctionnement du micro-robot.

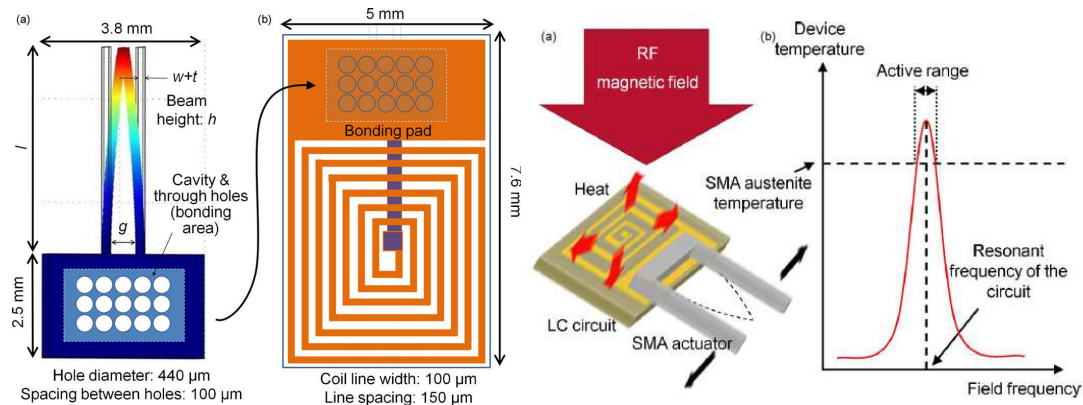


Figure 22. micro-actionneur thermique à base de pince en silice recouverte d'AMF [Ali-2010]

Ali *et al.* ont développé un actionneur de pince en silice recouverte d'une couche d'AMF [Ali-2010]. La distance entre les deux bras de la pince a été d'abord dimensionnée sous ComsolTM pour que la pince se ferme quand elle est refroidie. Le circuit LC intégré dans l'actionneur permet de recevoir l'énergie électromagnétique du rayonnement à radiofréquence émise et de la transformer en énergie électrique. La chaleur produite par effet de Joule permet d'ouvrir la pince grâce à une combinaison de deux mécanismes : le changement de phases dans les AMF et la déformation bimorphe sur les bras. Plus concrètement, le changement de phases par réchauffement permet de libérer les contraintes dans la couche d'AMF, puis dans la suite une déformation bimorphe répond aux contraintes libérées qui ouvrira la pince.

1.2.2. Actionnement par air comprimé

Les actionneurs à air comprimé sont une famille d'actionneurs permettant de transformer l'énergie pneumatique, celle stockée dans l'air comprimé, en force mécanique ou déplacement. Les actionneurs pneumatiques sont les plus classiques de cette famille. Ils sont souvent composés d'un piston, un cylindre et vannes pour pouvoir générer de l'air comprimé et en emmagasiner lors de l'actionnement.

D'autres actionneurs à air comprimé utilisent plutôt la pression, pour provoquer la lévitation aérodynamique, plutôt que de se servir du travail fourni par la dépression. La lévitation aérodynamique consiste à appliquer des courants d'air sur des objets de géométrie adaptée afin qu'ils ne soient pas en contact avec un support. L'absence du contact physique permet d'éliminer les problèmes de contamination et les difficultés liées aux frottements.

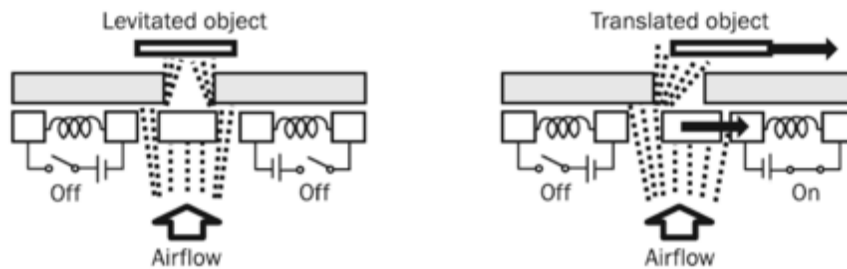


Figure 23. micro-actionneur à lévitation aérodynamique [Cha-2004]

Chapuis *et al.* ont présenté un système de convoyage à base d'actionneurs MEMS pneumatiques [Cha-2004]. Les actionneurs MEMS ont été fabriqués sur un substrat SOI pour réaliser des structures en suspension. Un flux d'air est injecté par le dessous de l'actionneur, qui est ensuite divisé en deux flux identiques à la sortie de la surface de dessus. Ces flux permettent de soulever un objet plat en lévitation. Pour transporter l'objet, l'une des deux électrodes latérales est polarisée ce qui a pour effet d'attirer l'électrode centrale. Ce décalage crée un déséquilibre de flux d'air qui engendre une force résultante horizontale sur l'objet convoyé. On remarque à la Figure 23 que si l'actionnement de la charge est effectué par air comprimé, la commande du jet d'air est réalisée par un actionnement électrostatique, décrit ci-dessous.

1.2.3. Actionnement électrostatique

Les actionneurs électrostatiques reposent sur l'attraction et la répulsion des objets dans lesquels des charges électriques sont présentes. La force ainsi générée peut être calculée par la loi de Coulomb, l'équation fondamentale de l'électrostatique. Elle dépend essentiellement de la distance entre les objets chargés et la répartition de charges sur les objets :

$$\vec{F}_{1/2} = \frac{q_1 q_2}{4\pi\epsilon_0} \frac{\vec{r}_1 - \vec{r}_2}{\|\vec{r}_1 - \vec{r}_2\|^3} \quad (1.2)$$

Les avantages des actionneurs électrostatiques sont la faible consommation d'énergie et la fréquence de travail relativement élevée. Les inconvénients principaux des actionneurs électrostatiques sont *i)* les faibles distances de travail nécessaires entre électrodes pour avoir des tensions de commande raisonnables et *ii)* la susceptibilité du dispositif au risque de destruction par le courant traversant en cas de claquage de la couche isolante.

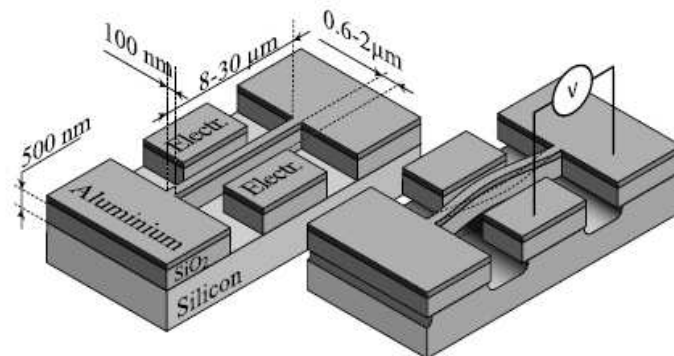


Figure 24. micro-actionneur électrostatique bistable à poutre flambée [Cha-2008]

Ces actionneurs sont présents dans la littérature depuis longtemps ([Ega-1990] notamment). Récemment, Charlot *et al.* ont présenté un actionneur MEMS numérique à poutre flambée de mémoire micromécanique [Char-2008]. Il s'agit d'une poutre flambée encastree des deux extrémités qui peut basculer d'un côté à l'autre, d'où viennent la bistabilité et la mémoire binaire correspondant au changement de capacité entre le dispositif et l'électrode latérale, à l'aide de la tension appliquée à l'une des électrodes latérales. L'avantage de ce dispositif bistable est de ne consommer de l'énergie que lors du changement de position stable. Un petit signal en AC permettra de récupérer la mémoire stockée en mesurant la capacité entre le dispositif et l'électrode latérale. Il est fabriqué par les micro-technologies en silicium. Un wafer silicium est d'abord déposé d'une couche de silice. Cette couche de silice est ensuite gravée avec un masque d'aluminium afin de former la poutre flambée. La contrainte résiduelle permet d'avoir deux positions stables dans la poutre. Cette dernière est ensuite sous-gravée pour libérer le dispositif entier. Une dernière étape de métallisation assure la protection de la surface et les parois de la poutre.

1.2.4. Actionnement électromagnétique

Les actionneurs électromagnétiques se différencient des actionneurs électrostatiques avec la présence de champ magnétique dans le dispositif. L'actionnement électromagnétique repose

sur la force de Lorentz, qui est composée de deux forces d'origine distincte, exercée sur une charge :

$$\vec{F} = q\vec{E} + q\vec{v} \wedge \vec{B} \quad (1.3)$$

Le premier terme représente la force électrique tandis que le deuxième représente la force magnétique. Dans la plupart des cas, seul le deuxième terme est appliqué car seul un champ magnétique y est mis en jeu.

L'avantage principal de l'actionnement électromagnétique est qu'une force importante peut être facilement générée avec un champ magnétique élevé, souvent des aimants permanents. L'inconvénient se trouve dans le choix de matériaux qui est limité par la présence de champ magnétique.

Ko *et al.* ont démontré un micro-interrupteur électromagnétique bistable [Ko-2006]. Le design s'inspire du mécanisme bistable des poutres flambées et y ajoute un actionnement électromagnétique.

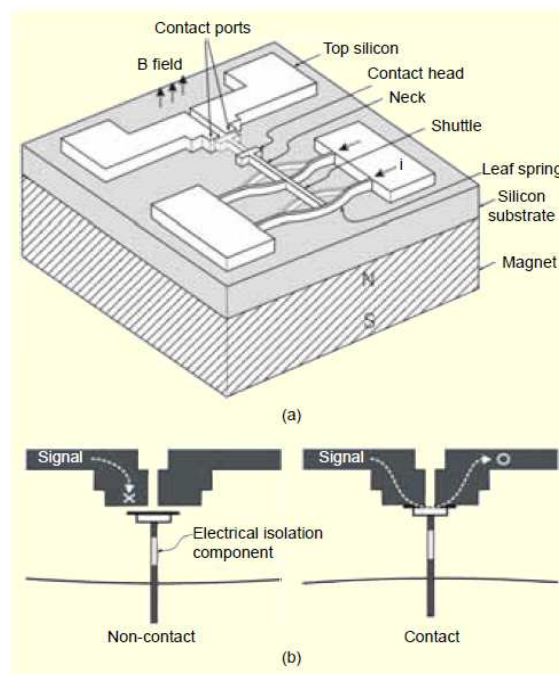


Figure 25. micro-actionneur électromagnétique bistable à poutre flambée [Ko-2006]

Deux poutres flambées parallèles sont encastées de deux extrémités sur deux électrodes latérales et connectées au centre par un élément étendu donnant sur un côté de deux électrodes proches en face. Le bout de l'élément est élaboré de façon à faire office d'un interrupteur de

contact. Quand la partie de poutres flambées est positionnée sur le côté des électrodes en face, le bout de l'élément permet de les connecter une fois en contact. Les poutres flambées basculent grâce au champ magnétique de l'aimant permanent sous le dispositif. Une force de Lorentz est générée quand il y a un courant appliqué dans les poutres. D'ailleurs, la partie de poutres flambées est conductrice à cause de dépôt d'une couche de Cr/Au, or elle risque de shunter le courant circulant dans les électrodes en face, le bout de l'élément étendu est pris soin par isolation électrique.

Un autre actionneur proposé dans [Liu-1999] tire profit d'un aimant permanent pour l'attirer ou le repousser en engendrant ainsi un déplacement.

1.2.5. Actionnement optique

Les actionneurs optiques existent rarement en actionnement optique pur mais couplé avec d'autres types d'actionnement tels que la thermique, la fluïdique, etc. La source optique est typiquement un laser de puissance élevée permettant de délivrer d'importante énergie sur un point local de la partie réactive au rayonnement lumineux. L'énergie lumineuse est ainsi transférée en énergie mécanique qui génèrera une force et/ou un déplacement. Plusieurs réalisations ont été décrites dans la littérature [Bag-2002, Lu-2006, Vel-2014].

Lu *et al.* ont présenté un micro-actionneur opto-mécanique à base de nanotube de carbone [Lu-2006]. Une couche de nanotube de carbone commercialisé est déposée sur un wafer de silicium. Une photolithographie avec la photo-résine SU8 est appliquée sur la face avant de l'échantillon et les motifs sont définis et révélés sur la photo-résine. Une gravure par plasma O₂ est utilisée pour graver la couche de nanotube de carbone puis une gravure isotrope par XeF₂ permet de libérer les structures de cantilever en suspension. La photo-résine restante a une deuxième fonction qui sera utilisé comme couche bilame grâce à l'excellent coefficient de dilation thermique de SU8. Les images de MEB permettent de mesurer l'épaisseur moyenne de la couche de SU8 et de la couche de nanotube de carbone. Finalement, un LASER infra-rouge à 808 nm est collimaté sur les cantilevers. Les cantilevers se défléchissent sur le côté de nanotube de carbone. Le comportement déflexion-intensité lumineuse est quasi-linéaire sur la plage de mesure.

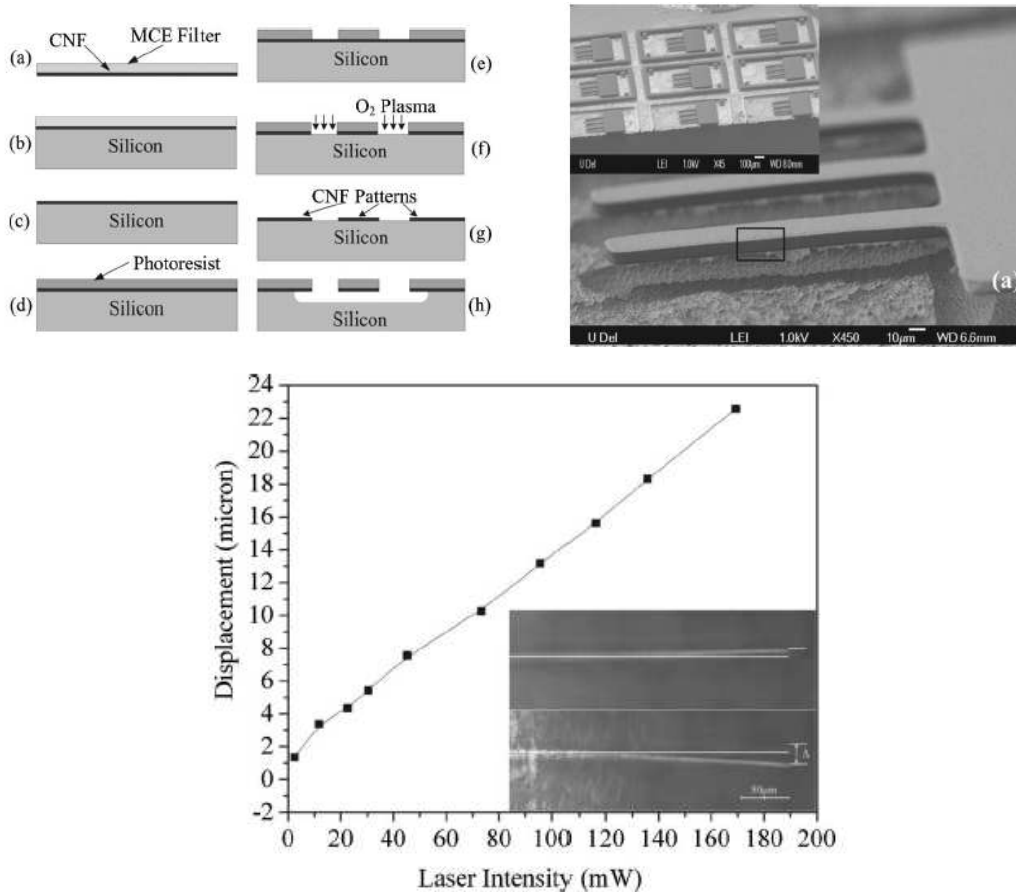


Figure 26. micro-actionneur opto-mécanique à cantilever de nanotube de carbone [Lu-2006]

I.3. Bilan des technologies d'actionnement

La Table 3 récapitule les propriétés remarquables des actionneurs présentés ci-dessus. Certaines de ces technologies ont déjà été employées pour des applications de convoyages et décrits précédemment.

Les actionneurs thermiques ont pour inconvénient intrinsèque une consommation d'énergie importante pour déformer un bilame (et *a fortiori* pour maintenir ce bilame en position déformée). [Cha-2013] présente un exemple très abouti où cet inconvénient est supprimé par ingénierie thermique et mécanique : des clips permettent de réaliser des structures bistables, de consommation nulle si aucun déplacement n'a lieu. [Ali-2010] propose une structure permettant un actionnement à distance par effet inductif, au prix d'un allongement très élevé du temps d'actionnement (de quelques ms en général à 10 s pour cet actionneur). Les actionneurs thermiques de la littérature présentent généralement des dimensions importantes nécessaires pour amplifier la déformation thermique (effet bilame ou dilatation) ce qui limite leur potentiel d'intégration.

L'actionnement pneumatique, grâce au jet d'air, génère facilement de grandes courses à une vitesse relativement élevée. La densité d'actionneurs est limitée par la technologie employée pour la commande des buses, à commande électrostatique dans [Cha-2004]. 2 sources d'énergie sont ici nécessaires (air comprimé et tension de commande des actionneurs). [Zeg-2010] propose une commande nettement plus simple puisque 4 circuits pneumatiques sont implémentés mais les buses forment 4 groupes. L'ensemble ne comporte donc que 4 commandes pneumatiques (électrovannes). La lévitation de la charge rend plus délicat le contrôle précis de la position.

Table 3. différents actionneurs MEMS numériques utilisables pour l'application convoyage

Type d'actionnement	Dimensions (μm)	Course	Force	Temps de basculement	Référence
thermique	1200 x 40	40 μm	/	40 ms	[Mic-2008]
	36500 x 24500	4 μm	3 mN	22 ms	[Cha-2013]
	4000 x 300	/	/	10 s	[Ali-2010]
	3000 x 10	160 μm	1,1 mN	5 ms	[Che-2005]
	400 x 50	20 μm	/	200 ms	[Wu-2006]
pneumatique	1062 x 1062	1 mm	/	100 ms	[Cha-2004]
	~1000 x ~1000	1 mm	/	1 s	[Zeg-2010]
électrostatique	40-50 x 10	0,8 μm	/	1 ns	[Cha-2008]
	420 x ?	600 μm	0,1 N	5 ms	[Ega-1990]
	200 x 200	/	100 μN	~10 μs	[Bou-1999]
électromagnétique	1000 x 500	9 μm	/	/	[Ko-2006]
	millimétrique	300 μm	87 μN	/	[Liu-1999]
piézoélectrique	8000 x 5000	5 mm	60 mN	25 ms	[Fer-2000]
optique	300 x 30 x 7	23 μm	/	66 ms	[Lu-2006]
	Taille spot LASER	50 μm	/	175 ms	[Vel-2014]

Les actionneurs électrostatiques, selon leurs dimensions, peuvent générer des courses très variées (de l'ordre d'un μm à quelques centaines de μm). Les tensions de commande sont inversement proportionnelles au carré de la distance inter-électrodes. Ainsi, [Cha-2008] rapporte une tension de 90 V pour une distance interélectrodes de 30 μm (sans charge transportée), tandis que [Bou-1999] mentionne 100 à 200 V pour une distance inconnue (avec charge transportée). Ainsi, une réduction des dimensions induit la réduction (favorable) des tensions de commande mais un déplacement plus faible, qui peut être également appelé « résolution plus fine ».

Le principe des moteurs piézoélectriques (communément appelés « ultrasoniques »), est employé dans [Fer-2000]. La réalisation décrite ici est limitée en résolution du fait de l'intégration d'un système d'attraction permettant de contrôler la force de friction, mais une plus grande densité semble possible, même si elle n'a pas été réalisée.

Dans le cas de l'actionnement électromagnétique, la puissance dissipée dans les bobines reste un problème majeur qui limite la réduction des dimensions. En outre, l'utilisation de matériaux magnétiques pour réaliser des circuits magnétiques fermés mimant les structures d'actionneurs macroscopiques reste un défi technologique non résolu pour des très petites dimensions. La littérature offre des exemples d'actionneurs utilisant des matériaux magnétiques [Liu-1999], ou pour des applications de convoyage vues au paragraphe précédent : des aimants permanents [Nak-1997], voire des supraconducteurs [Iiz-1997]. Les dimensions des actionneurs élémentaires sont généralement millimétriques.

L'actionnement optique, souvent accompagné de l'utilisation d'un LASER, a un mode de fonctionnement identique à celui des actionneurs thermiques : le LASER provoque un échauffement d'une structure. L'énergie lumineuse est convertie en chaleur. La course générée est comparable à la course obtenue par l'actionnement thermique et l'encombrement attendu de telles structures est donc comparable à celui des actionneurs thermiques.

Les actionneurs de cette table ont tous montré un potentiel d'intégration pour une application de convoyage. La plus grande densité d'actionneurs a été obtenue pour des actionnements électrostatiques, dans le cas d'une application de convoyeur. Cependant, quel que soit le type d'actionneur, une grande densité d'actionneurs et une commande individuelle des actionneurs implique un grand nombre de fils. L'intégration et la commande des actionneurs en grand nombre se heurtent alors à d'autres défis. Des optimisations ont été

proposées : dans les cas thermiques, pneumatiques et électrostatiques, la littérature présente des réalisations avec commande individuelle de chaque actionneur ou avec des commandes par groupes. Ces optimisations sont imaginables dans d'autres technologies.

Outre l'actionnement et le convoyage, la question de la scalabilité des solutions développées se pose donc en fonction des technologies d'actionneurs utilisées. Le présent travail porte la proposition d'apporter de nouvelles idées sur la possibilité d'une commande individuelle de chaque actionneur en gardant un nombre modeste de connexions, voire en les éliminant complètement en utilisant une commande optique. La voie optique ne semble pas optimale en termes de densité d'actionneurs dans une surface donnée, mais semble à ce jour la seule à même de résoudre le problème de la commande d'actionneurs individuels en grand nombre. Un autre avantage important de l'actionnement optique réside dans l'absence de contact pour l'actionnement : aucun fil n'est nécessaire et la commande peut être effectuée à distance ... pourvu que l'actionneur ne soit pas occulté par un obstacle.

I.4. Bibliographie du chapitre I

[Ali-2010] M. M. Ali, & K. Takahata. "*Frequency-controlled wireless shape-memory-alloy microactuators integrated using an electroplating bonding process*". Sensors and Actuators A: Physical, 163(1), 363-372, 2010.

[Ata-2009] M. Ataka, B. Legrand, L. Buchaillet, D. Collard, & H. Fujita. "*Design, fabrication, and operation of two-dimensional conveyance system with ciliary actuator arrays*". IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, 14(1), 119-125, 2009.

[Bag-2002] S. Baglio, S. Castorina, L. Fortuna, & N. Savalli. "*Modeling and design of novel photo-thermo-mechanical microactuators*". Sensors and Actuators A: Physical, 101(1), 185-193, 2002.

[Bou-1999] G. Bourbon, P. Minotti, P. Hélin, & H. Fujita. "*Toward smart surfaces using high-density arrays of silicon-based mechanical oscillators*". Journal of intelligent material systems and structures, 10(7), 534-540, 1999. (NB : Htlin au lieu de Hélin dans les bases de données bibliographiques)

[Cha-2004] Y. A. Chapuis, Y. Fukuta, Y. Mita, & H. Fujita, "*Autonomous decentralized systems based on distributed controlled mems actuator for micro conveyance application*". 生産研究, 56(1), 109-115, 2004.

[Cha-2008] B. Charlot, W. Sun, K. Yamashita, H. Fujita, & H. Toshiyoshi. "*Bistable nanowire for micromechanical memory*". Journal of Micromechanics and Microengineering, 18(4), 045005, 2008.

- [Cha-2013] V. Chalvet, Y. Haddab, & P. Lutz, “A microfabricated planar digital microrobot for precise positioning based on bistable modules”. *IEEE Transactions on Robotics*, 29(3), 641-649, 2013.
- [Che-2005] W. C. Chen, C. Lee, C. Y. Wu, & W. Fang, “A new latched 2×2 optical switch using bi-directional movable electrothermal H-beam actuators”. *Sensors and Actuators A: Physical*, 123, 563-569, 2005.
- [Cle-2008] C. Clévy, A. Hubert, & N. Chaillet, “Flexible micro-assembly system equipped with an automated tool changer”. *Journal of micro-nano mechatronics*, 4(1-2), 59-72, 2008.
- [Dav-2012] J Paulo Davim, “*Mechatronics and manufacturing engineering: research and development*”, Woodhead Publishing Reviews: Mechanical Engineering Series, Elsevier, ISBN 0857095897, 9780857095893, 2012.
- [Ega-1990] S. Egawa, & T. Higuchi. “Multi-layered electrostatic film actuator. In *Micro Electro Mechanical Systems*”, Proceedings, An Investigation of Micro Structures, Sensors, Actuators, Machines and Robots. IEEE (pp. 166-171). IEEE, 1990.
- [Fer-2000] A. Ferreira. “Design of a flexible conveyer microrobot with electromagnetic field-based friction drive control for microfactory stations”. *Journal of Micromechatronics*, 1(1), 49-66, 2000
- [Fuk-2006] Y. Fukuta, Y. A. Chapuis, Y. Mita, & H. Fujita. “Design, fabrication, and control of MEMS-based actuator arrays for air-flow distributed micromanipulation”. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 15(4), 912-926, 2006.
- [Gau-2001] T. Gaugel, & H. Dobler. “Advanced modular micro-production system (AMMS)”. In *Intelligent Systems and Advanced Manufacturing* (pp. 278-285). International Society for Optics and Photonics, 2001.
- [Geu-2016] L. Geukens, D. Reynaerts, & R. Puers. “Towards an electrowetting-driven microconveyor: an investigation of the load-dependent droplet shape”. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 26(8), 084004, 2016.
- [Hei-2007] R. H. Heikkilä, I. T. Karjalainen, J. J. Uusitalo, A. S. Vuola, & R. O. Tuokko. “Possibilities of a Microfactory in the Assembly of Small Parts and Products-First Results of the M4-project”. In *2007 IEEE International Symposium on Assembly and Manufacturing* (pp. 166-171). IEEE, 2007.
- [Hei-2010] R. Heikkilä, E. Järvenpää, & R. Tuokko. “Advances in the TUT microfactory concept development”. *International Journal of Automation Technology*, 4(2), 117-126, 2010.
- [Hua-2002] W. Huang. “On the selection of shape memory alloys for actuators”. *Materials & design*, 23(1), 11-19, 2002.
- [Iiz-1997] T. Iizuka, & H. Fujita. “Precise positioning of a micro conveyor based on superconducting magnetic levitation”. In *Micromechatronics and Human Science*, 1997. Proceedings of the 1997 International Symposium on (pp. 131-135). IEEE, 1997.
- [Jud-1996] J. W. Judy, & R. S. Muller. “Magnetic microactuation of torsional polysilicon structures”. *Sensors and Actuators A: Physical*, 53(1-3), 392-397, 1996.
- [Ko-2006] J. S. Ko, M. G. Lee, J. S. Han, J. S. Go, B. Shin, & D. S. Lee. “A laterally-driven bistable electromagnetic microrelay”. *ETRI journal*, 28(3), 389-392, 2006.

- [Kob-2010] P. Kobel, & R. Clavel. “Circular concept of a miniaturized assembly line with an integrated clean room”. In *7th International Workshop of Micro-factories, Daejeon, Korea* (pp. 25-29), 2010.
- [Kun-2008] E. D. Kunt, A. T. Naskali, K. Çakir, A. Şabanoviç, & E. Yüksel. “A versatile and reconfigurable microassembly workstation”, 2008.
- [Lau-2011] G. J. Laurent, A. Delettre, & N. Le Fort-Piat. (2011). “A new aerodynamic-traction principle for handling products on an air cushion”. *IEEE Transactions on robotics*, 27(2), 379-384, 2011.
- [Lau-2014] G. J. Laurent, A. Delettre, R. Zeggari, R. Yahiaoui, J. F. Manceau, & N. L. Fort-Piat. “Micropositioning and fast transport using a contactless micro-conveyor”. *Micromachines*, 5(1), 66-80, 2014.
- [Liu-1999] C. Liu, & Y. W. Yi. “Micromachined magnetic actuators using electroplated permalloy”. *IEEE transactions on magnetics*, 35(3), 1976-1985, 1999.
- [Lu-2006] S. Lu, & B. Panchapakesan. “Nanotube micro-optomechanical actuators”. *Applied Physics Letters*, 88(25), 253107-253107, 2006.
- [Mat-2000] J. U. Mattsson, & K. Å. Edvard. “A robust micro conveyer realized by arrayed polyimide joint actuators”. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 10(3), 337, 2000.
- [Mic-2008] A. Michael, C. Y. Kwok, K. Yu, & M. R. Mackenzie. “A novel bistable two-way actuated out-of-plane electrothermal microbridge”. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 17(1), 58-69, 2008.
- [Nak-1997] H. Nakazawa, Y. Watanabe, O. Morita, M. Edo, & E. Yonezawa. “The two-dimensional micro conveyer”. In *Tech. Digest, 9th Int. Conf. Solid-State Sensors and Actuators (Transducers' 97)* (Chicago, IL, June 16–19, 1997) (pp. 33-6), 1997.
- [Nas-2013] A. T. Naskali, E. D. Kunt, & A. Sabanovic. “Bi-level modularity concept within a robotic assembly module of a microfactory setting”. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 66(9-12), 1255-1269, 2013.
- [Par-2007] J. K. Park, N. K. Lee, D. W. Lee, & J. Y. Song. “Development of Microfactory Systems for the Next Generation-3rd Year Report”. In *3rd International Workshop on Microfactory Technology* (pp. 5-12), 2007.
- [Vel-2014] E. Vela, M. Hafez, & S. Régnier. “Contactless automated manipulation of mesoscale objects using opto-fluidic actuation and visual servoing”. *Review of Scientific Instruments*, 85(5), 055107, 2014.
- [Ver-2005] I. Verettas, R. Clavel, & A. Codourey. “ “Pocket Factory”: Concept of miniaturized modular cleanrooms”. (No. LSRO2-CONF-2005-017), 2005.
- [Ver-2006] I. Verettas, R. Clavel, & A. Codourey. “Pocket Factory: a modular and miniature assembly chain including a clean environment”. In *International Workshop on Micro Factories (IWMF)* (No. LSRO-CONF-2006-072), 2006.
- [Wu-2006] C. T. Wu, & W. Hsu. “Design and fabrication of an electrothermal microactuator for multi-level conveying”. *Microsystem technologies*, 12(4), 293-298, 2006.
- [Zai-2009] S. Zaidi, F. Lamarque, J. Favergeon, O. Carton, & C. Prella. “Nitinol thin foil irradiated by continuous mode laser diode for wireless chromatic micro-actuation”. In *Mechatronics*, 2009, ICM 2009. *IEEE International Conference on* (pp. 1-6). IEEE, 2009.

[Zeg-2010] R. Zeggari, R. Yahiaoui, J. Malapert, & J. F. Manceau. “*Design and fabrication of a new two-dimensional pneumatic micro-conveyor*”. Sensors and Actuators A: Physical, 164(1), 125-130, 2010.

Chapitre II - Réseau de micro-actionneurs numériques électromagnétiques

Dans le cadre du projet READMI, les deux laboratoires, Roberval et C2N (ex-IEF), sont en étroite collaboration et échangent sur le développement d'un prototype de réseau de micro-actionneurs numériques électromagnétiques. Une équipe du laboratoire Roberval mène des travaux dans le domaine de la mécatronique, et dispose de compétences en conception, modélisation, fabrication et caractérisation de prototypes de systèmes mécatroniques. Tandis que C2N a une des plus grandes surfaces de centrales de technologie académique en France dédiées à la recherche. Le consortium READMI, décrit ici partiellement, permet de réaliser des prototypes en micro-fabrication sur le site du C2N puis passer au laboratoire Roberval pour la partie expérimentale.

Dans ce chapitre, le concept d'un réseau de micro-actionneurs numériques électromagnétiques est abordé avec une description de son design et fonctionnement. Une campagne de simulations sur un micro-actionneur unitaire est ensuite présentée dans II.2. La micro-fabrication des supports d'aimants sur un wafer de silicium de diamètre 10 cm est discutée avec différents procédés dans II.2.7. La caractérisation d'un wafer de silicium micro-usiné est discutée dans II.4.

II.1. Concept d'un réseau de micro-actionneurs numériques électromagnétiques

L'UTC a pris l'initiative du développement d'un réseau de méso-actionneurs [Pet-2014] dans le cadre de la thèse de P. Huyen [Huy-2015]. Ce prototype, dimensionné à l'échelle mésoscopique et fabriqué par usinage conventionnel, montre la possibilité de convoyage de petits objets sur une surface composée d'actionneurs numériques électromagnétiques.

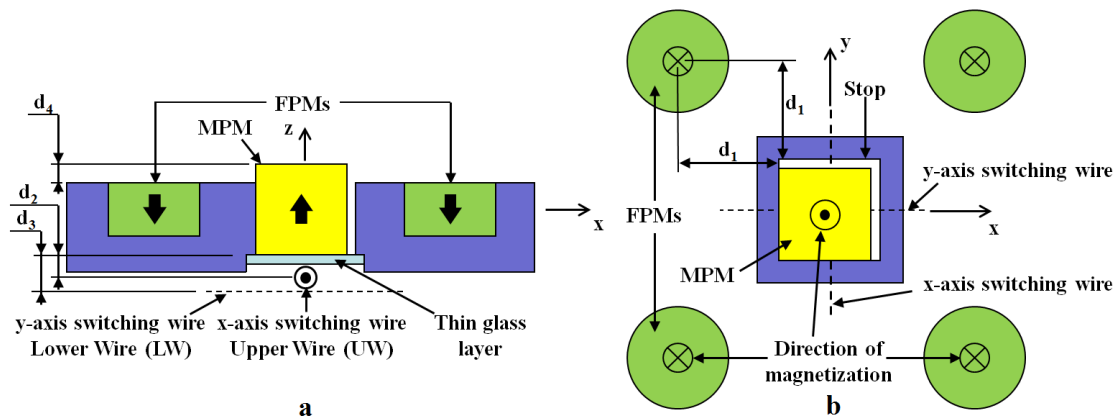


Figure 27. design d'un méso-actionneur électromagnétique quadristable comprenant un « Mobile Permanent Magnet (MPM) et plusieurs « Fixed Permanent Magnets » (FPM) a. vue en coupe b. vue de dessus

L'architecture d'un actionneur numérique électromagnétique est montrée à la Figure 27. Il comprend un Aimant Permanent Mobile (APM) cubique. Celui-ci est posé dans une cavité carrée et peut se déplacer grâce au champ magnétique créé par *i)* les quatre Aimants Permanents Fixes (APF) à proximité dans le plan XY et *ii)* deux pistes conductrices orthogonales placées en dessous. De plus, du fait de la configuration, l'APM ne peut rester au repos que dans les quatre coins de la cavité carrée, ce qui correspond aux quatre positions stables de l'actionneur.

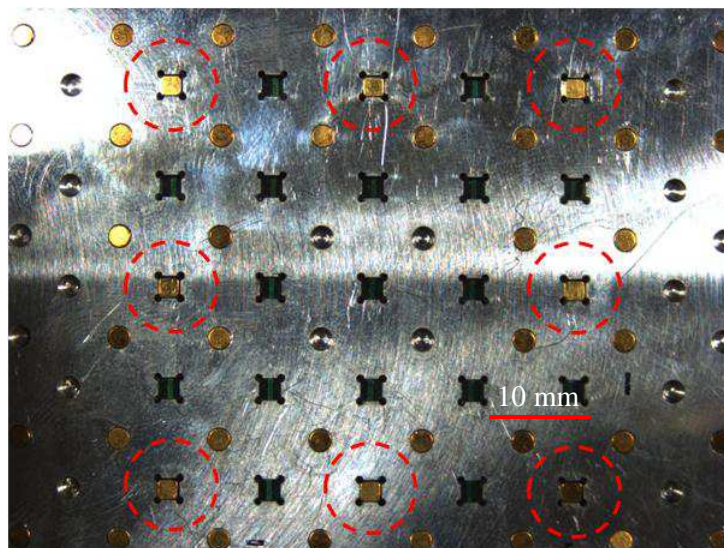


Figure 28. Vue de dessus du réseau de méso-actionneurs quadristables sur un support en aluminium [Huy-2015]

Le réseau de méso-actionneurs est fabriqué par usinage conventionnel. Il présente les défauts de fabrication inhérents aux procédés de fabrication conventionnelle. Sur le prototype de la Figure 28, on a pu observer : jusqu'à 190 μm de dispersion sur certaines cotes soit 8,6 % de la longueur des cavités usinées de 2200 μm . Par conséquent, le réseau de méso-actionneurs

ne peut accueillir tous les aimants prévus sans présenter un dysfonctionnement de certains actionneurs. En conséquence, seuls 8 actionneurs sont mis en service dans la matrice prévue pour accueillir 5x5 μ actionneurs.

Dans ce contexte, un réseau de micro-actionneurs numériques électromagnétiques a été conçu au démarrage du projet « READMI ». Un des objectifs du projet est de réaliser un tel réseau, en conservant le design d'origine du réseau de méso-actionneurs, mais en utilisant des techniques de micro-fabrication en salle blanche, en vue de réduire l'écart de dimension entre la conception et la réalisation.

II.1.1. Design

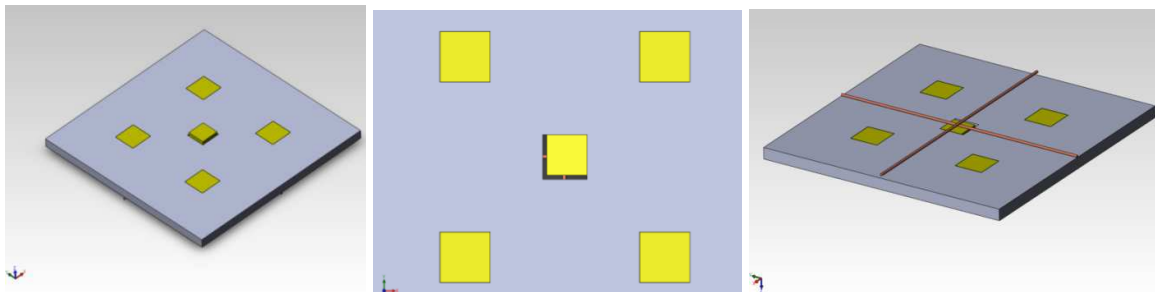


Figure 29. micro-actionneur électromagnétique unitaire : a. vue générale, b. vue de dessus, c. vue de dessous (inclinée à 60°)

Le design est similaire à celui du méso-actionneur présenté précédemment à la Figure 28. Le micro-actionneur unitaire représenté à la Figure 29 comprend 5 aimants, dont 4 APF positionnés à proximité de l'APM. Les APF ont des dimensions permettant leur insertion dans des cavités qui ne leur permettent pas de se déplacer. La cavité carrée accueillant l'APM est plus grande que l'APM. L'APM peut donc se déplacer dans sa cavité.

La course nominale de l'actionneur est définie par la différence de taille entre l'APM et la cavité carrée qui l'accueille. Des pistes conductrices (observables à la Figure 29.c), orientées selon les axes X et Y, sont placées sous la cavité dans laquelle est placé l'APM. Si un courant passe dans une piste, un effort sur le conducteur et sur les aimants placés aux alentours, et notamment sur l'APM ce qui permettra de changer sa position dans la cavité.

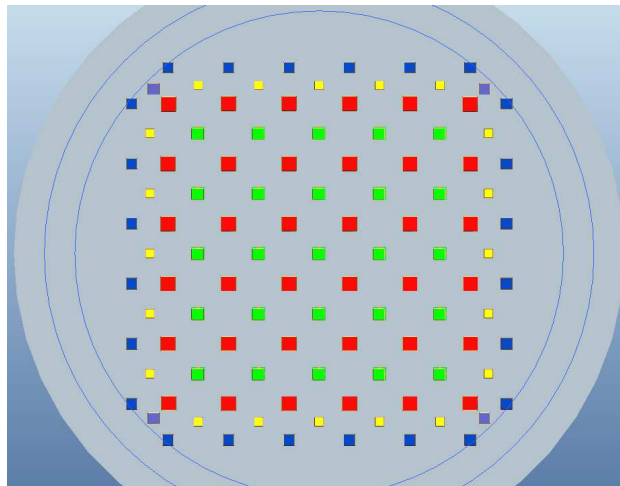


Figure 30. vue CAO de la position des aimants permanents sur un support de 10 cm (en vert : APM, en rouge : APF, en bleu et jaune : aimants d'équilibrage, en violet : aimants d'ajustement)

Le réseau est composé de 5×5 actionneurs unitaires juxtaposés sur un plan XY. Au centre de la matrice, chaque APF a 4 APM voisins. Chaque APF est donc partagé entre 4 actionneurs unitaires. Aux bords de la matrice, cette périodicité est rompue. Des aimants d'équilibrage et d'ajustement entourent le réseau pour réduire l'effet de rupture de symétrie. La Table 4 récapitule toutes les caractéristiques d'aimants par type.

Table 4. caractéristiques des aimants dans le réseau

Type d'aimant	Nombre	Dimensions : largeur × épaisseur × hauteur	Champ rémanent (T)
APM	25	2 mm × 2 mm × 1,2 mm	1,22
APF	36	2,5 mm × 2,5 mm × 1 mm	1,43
Aimant d'équilibrage 1	20	1,5 mm × 1,5 mm × 1,2 mm	1,17
Aimant d'équilibrage 2	24	1,9 mm × 1,9 mm × 1 mm	1,36
Aimant d'ajustement	4	1,9 mm × 1,9 mm × 1 mm	1,36

Etant donné le design du réseau des 25 actionneurs, un support d'aimants a été conçu avec un wafer de 10cm de diamètre. La taille des cavités pour APM est légèrement plus grande que celle des APF, et permet une course nominale de 200 µm sur tous les actionneurs. La taille des autres cavités permet aux APF correspondants de s'introduire avec un minimum de jeux. On note également que la hauteur des APM est plus importante que l'épaisseur du wafer mais également que la hauteur des APF pour pouvoir soutenir l'objet convoyé sans risque de

contact avec la surface du réseau. L'ensemble des dimensions du convoyeur est regroupé à la Table 5.

Table 5. caractéristiques du support des aimants

diamètre wafer	100 mm
Epaisseur wafer	1 mm
Taille des cavités pour APM	2,2 mm × 2,2 mm
Taille des cavités pour APF	2,5 mm × 2,5 mm
Taille des cavités pour aimant d'équilibrage 1	1,5 mm × 1,5 mm
Taille des cavités pour aimant d'équilibrage 2	1,9 mm × 1,9 mm
Distance entre actionneurs	9,9 mm

II.1.2. Fonctionnement

Le réseau développé est destiné au convoyage de petits objets. Le mode de fonctionnement repose sur l'effet « Stick and Slip ». Le mouvement peut être décomposé en deux phases : une première phase « Stick » où l'ensemble des APM et la charge (ici une lame de verre posée dessus) se déplacent de manière solidaire à cause du frottement au niveau du contact, et une deuxième phase « slip » où l'un des APM glisse sous la charge sans l'entraîner.

A la Figure 31, le fonctionnement est présenté en une séquence de déplacement unitaire en translation. Le convoyeur est représenté en coupe (seuls les APM sont présents dans la figure) et l'objet convoyé est une lame de verre. A l'étape (a), les APM sous la lame de verre sont tous initialement positionnés à gauche de leur cavité. A l'étape (b), sous l'effet d'une impulsion de courant identique dans toutes les pistes situées sous les APM, ils se déplacent vers la droite solidairement avec la lame de verre. L'ensemble est ainsi déplacé d'un pas vers la droite. Dans la suite, de (c) à (e), les APM reviennent à leur position initiale un par un à l'aide d'une impulsion de courant de sens opposé successivement injectée dans chaque piste. En l'occurrence, si un seul APM est commandé pour revenir en position initiale, la force exercée sur cet aimant entraîne son glissement sur la surface de l'objet convoyé sans entraîner le déplacement ni de l'objet convoyé ni des autres aimants. Après avoir commandé

successivement le retour en position initiale de tous les aimants, le convoyeur est prêt pour un nouveau cycle.

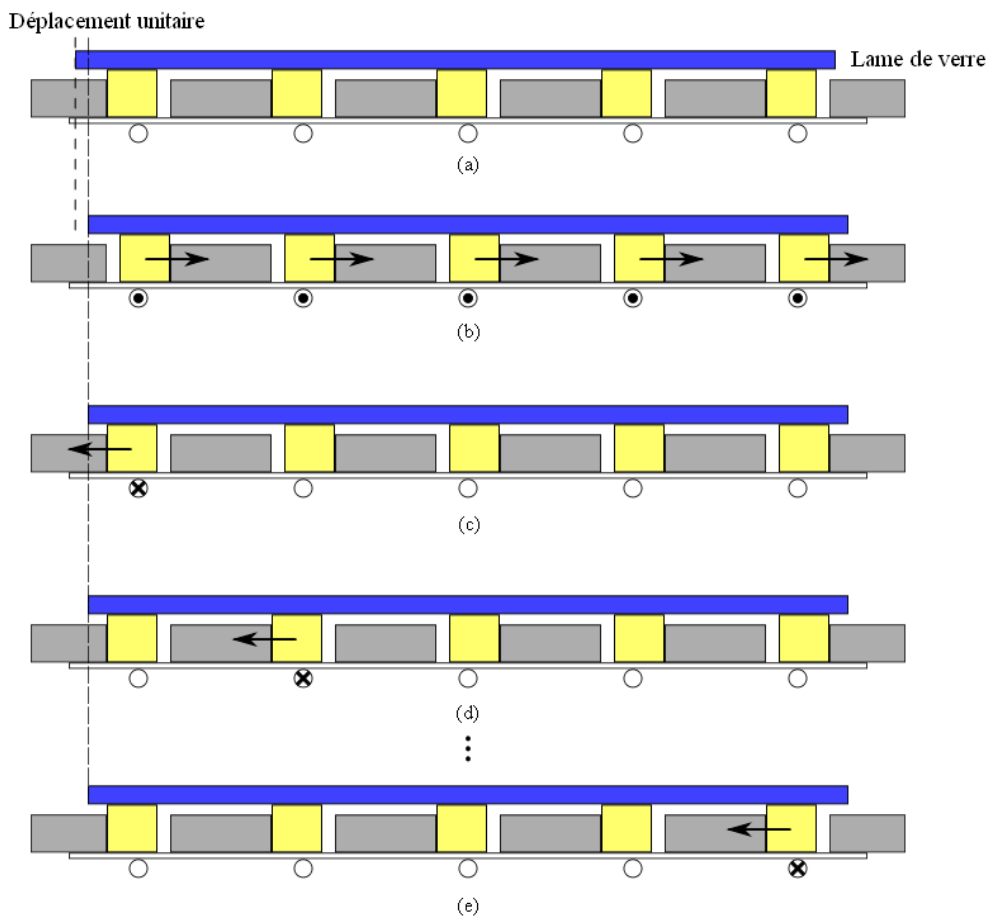


Figure 31. mode de fonctionnement du convoyeur électromagnétique

II.2. Estimation du courant de pilotage d'un micro-actionneur numérique électromagnétique unitaire

L'application de la simulation par éléments finis a pour objectif de donner une référence supplémentaire aux résultats de calculs analytiques et en cas d'absence de ces derniers, de proposer un résultat simulé qui fournit une estimation des grandeurs physiques recherchées.

Ce chapitre présente tout d'abord la simulation par éléments finis d'un aimant cubique. Les résultats de l'induction magnétique ont été comparés entre deux maillages différents. Dans un deuxième temps, l'étude d'une piste conductrice simulée est présentée. Cette simulation permet de déterminer l'induction magnétique créée par un courant parcourant la piste. Finalement, un micro-actionneur électromagnétique unitaire, composé de 5 aimants cubiques,

a été simulé pour évaluer la force de Lorentz engendrée par la piste conductrice sous l'APM en fonction de sa position dans la cavité. Ce chapitre montre ensuite une alternative possible au principe initial par l'application du modèle simulé à une configuration utilisant d'autres matériaux que des aimants.

II.2.1. Forme analytique du champ magnétique d'un aimant cubique

Dans les matériaux magnétiques, l'analyse du champ magnétique peut se faire avec deux modèles distincts: un modèle ampérien, traduit par des courants volumiques et surfaciques fictifs, et un modèle coulombien, supposant une distribution de « charges magnétiques ». Le modèle coulombien est choisi pour les expressions analytiques du champ magnétique d'un aimant cubique et le calcul numérique de la force de Lorentz engendrée par un champ magnétique externe.

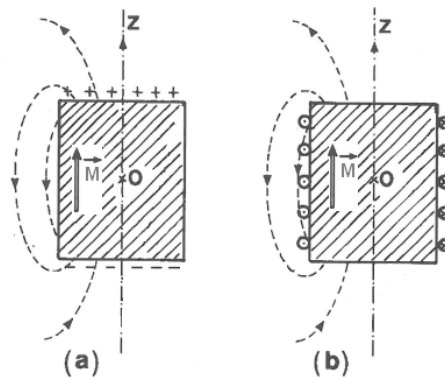


Figure 32. induction magnétique d'un aimant cylindrique, uniformément aimanté en Z (a) représentation par le modèle coulombien (b) représentation par le modèle ampérien [Bri-1997]

A la Figure 33, un aimant cubique, centré à l'origine d'un repère cartésien, de dimension (x_1-x_2) , (y_1-y_2) et (z_1-z_2) respectivement suivant l'axe X, Y et Z, est uniformément aimanté en Z.

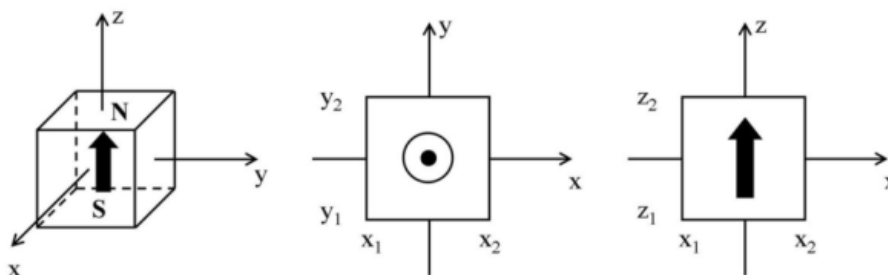


Figure 33. aimant cubique, uniformément aimanté en Z, centré à l'origine d'un repère cartésien [Fur-2001]

Par le modèle coulombien, l'expression des trois composantes de l'induction magnétique

B_x , B_y et B_z dans l'espace (x,y,z) peut être représentée en fonction de la dimension de l'aimant et la polarisation magnétique \mathbf{M} [Fur-2001].

$$\begin{cases} B_x(x, y, z) = \frac{\mu_0 M}{4\pi} \sum_{k=1}^2 \sum_{m=1}^2 (-1)^{k+m} \ln(F(x, y, z, x_m, y_1, y_2, z_k)) \\ B_y(x, y, z) = \frac{\mu_0 M}{4\pi} \sum_{k=1}^2 \sum_{m=1}^2 (-1)^{k+m} \ln(H(x, y, z, x_1, x_2, y_m, z_k)) \\ B_z(x, y, z) = \frac{\mu_0 M}{4\pi} \sum_{k=1}^2 \sum_{n=1}^2 \sum_{m=1}^2 (-1)^{k+m+n} \times \tan^{-1}\left(\frac{(x-x_n)(y-y_m)}{(z-z_k)}\right) g(x, y, z, x_n, y_m, z_k) \end{cases} \quad (2.1)$$

Les fonctions F, H et g de l'équation 2.1 sont données par :

$$F(x, y, z, x_m, y_1, y_2, z_k) = \frac{(y-y_1) + [(x-x_m) + (y-y_1) + (z-z_k)]^{1/2}}{(y-y_2) + [(x-x_m) + (y-y_2) + (z-z_k)]^{1/2}} \quad (2.2)$$

$$H(x, y, z, x_1, x_2, y_m, z_k) = \frac{(x-x_1) + [(x-x_1) + (y-y_m) + (z-z_k)]^{1/2}}{(x-x_2) + [(x-x_2) + (y-y_m) + (z-z_k)]^{1/2}} \quad (2.3)$$

$$g(x, y, z, x_n, y_m, z_k) = \frac{1}{[(x-x_n) + (y-y_m) + (z-z_k)]^{1/2}} \quad (2.4)$$

II.2.1.1. Force d'attraction magnétique entre deux aimants cubiques

Dans cette sous-partie, le calcul de la force d'attraction magnétique entre deux aimants cubiques est abordé. Comme on opte pour le modèle coulombien pour exprimer l'induction magnétique engendrée par un aimant cubique dans [Fur-2001], un modèle de force basé sur le même principe (distribution de « charges magnétiques ») y est développé :

$$F_{mag} = \int_S \sigma_m B_{ext} dS \quad (2.5)$$

F_{mag} : force d'attraction magnétique

σ_m : densité de charge surfacique ($A.m^{-1}$)

B_{ext} : induction magnétique externe

Ce modèle de force permet de calculer la force magnétique exercé sur un aimant cubique en réponse d'une induction magnétique externe, en l'occurrence d'un autre aimant cubique.

Toutefois, ce modèle n'est pas adapté au calcul analytique dans la plupart des cas, étant donnée la complexité des expressions analytiques de l'induction magnétique d'un aimant cubique. Une méthode de discrétisation est proposée. Elle consiste à diviser les surfaces de charge \mathbf{SF} en des aires élémentaires ΔA_p (p étant le numéro de l'aire élémentaire). Par conséquent, l'expression de la force d'attraction magnétique F_{mag} est obtenue :

$$F_{mag} = \sum_p \sigma_m((x, y)_p) \cdot B_{ext}((x, y)_p) \cdot \Delta A_p \quad (2.6)$$

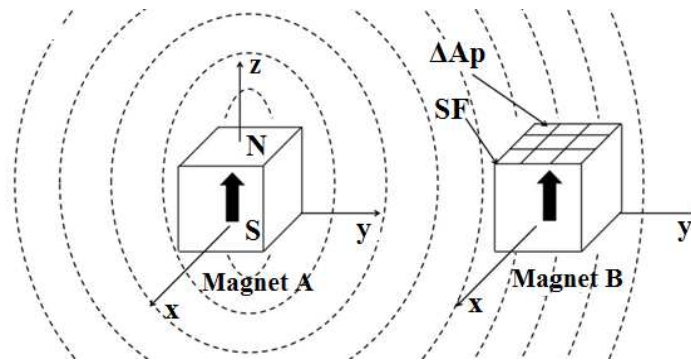


Figure 34. interaction entre deux aimants cubiques et leurs repères

A partir de cette expression, des calculs numériques ont été effectués sous MatlabTM.

II.2.2. Simulation par Eléments Finis

Le logiciel de simulation par éléments finis AnsysTM v12.1 est utilisé pour estimer le courant de pilotage dans un micro-actionneur unitaire. Le champ magnétique d'un aimant cubique a d'abord été simulé. Le résultat est comparé à celui des expressions analytiques. Dans un second temps, un micro-actionneur unitaire avec 1 APM et 4 APF a été simulé. Le courant nécessaire au changement de position a été recherché, permettant d'estimer la valeur à employer lors du développement du réseau.

La démarche d'une simulation peut être divisée en plusieurs étapes :

- Définition du problème
- Maillage
- Traitement du problème
- Extraction des données

Définition du problème

La première étape consiste à représenter la géométrie de l'objet étudié. Il existe souvent plusieurs possibilités. Par exemple, si l'objet d'étude possède des plans de symétrie ou d'antisymétrie, le domaine étudié pourra être réduit de moitié par chaque plan de symétrie. La géométrie complète est ensuite divisée en petits volumes plus ou moins réguliers (des cubes et des pyramides par exemple). Un matériau est ensuite attribué à chaque volume créé.

Maillage

Le maillage de la géométrie consiste à diviser le milieu physique en petites parties (des éléments) s'appuyant sur des nœuds. Dans les éléments, une interpolation linéaire ou quadratique de la grandeur physique recherchée est effectuée. Dit autrement, les fonctions utilisées permettent de localiser la grandeur physique aux nœuds pour le calcul et de répartir cette grandeur sur l'ensemble des éléments pour obtenir une représentation.

La représentation basée sur une interpolation sera d'autant plus fidèle que plus d'éléments seront utilisés. Cependant, la licence « recherche » utilisée n'autorise qu'un nombre limité de nœuds (et le temps de calcul augmente avec le nombre de nœuds).

Les conditions aux limites doivent être déclarées. Ici, 2 types de conditions sont utilisées : *i)* le champ magnétique est nul à l'infini et *ii)* les plans de symétries sont définis.

Traitement du problème

L'ensemble des données entrées précédemment est mis sous une forma matricielle que le moteur de calcul utilise pour fournir une solution. Cette solution peut être calculée pour plusieurs régimes (statique, dynamique, fréquentiel...).

Extraction des données

Finalement, les outils graphiques permettent d'extraire les données pertinentes pour les représenter graphiquement, qu'il s'agisse d'une carte en couleurs, de représentations des isovaleurs, de la variation d'une grandeur le long d'une courbe ...

II.2.3. Simulation par EF d'un aimant cubique

Avant de simuler l'ensemble de l'actionneur, il est indispensable de valider le bon fonctionnement de la simulation du champ magnétique d'un seul aimant cube. Les résultats simulés sont comparés aux résultats analytiques, connus pour des géométries simples.

La géométrie est montrée à la Figure 35 : un aimant cube de 2 mm de côté au centre de chaque image englobé par une couche d'air. De plus, un domaine supplémentaire comprenant ces derniers simule l'espace à l'infini. L'aimant est uniformément aimanté dans la direction z . Le logiciel ne permet que l'entrée du champ coercitif (H_c) et non pas l'induction rémanente (B_r) donné par le fabricant de l'aimant et fait l'hypothèse que l'aimant est un matériau linéaire. En supposant que l'aimant utilisé verra toujours une induction proche de B_r , la valeur entrée dans le logiciel est $B_r/\mu_0 = 1100000$ A/m.

Les programmes écrits pour ces simulations constituent la base des programmes de simulation de l'actionneur complet qui ne présente lui aucune symétrie. Compte tenu des faibles temps de simulation nécessaires pour les simulations d'un aimant seul, et de la possible réutilisation du code lors des simulations de l'actionneur complet, aucune simplification pour raison de symétrie n'a été effectuée dans les simulations présentées ici.

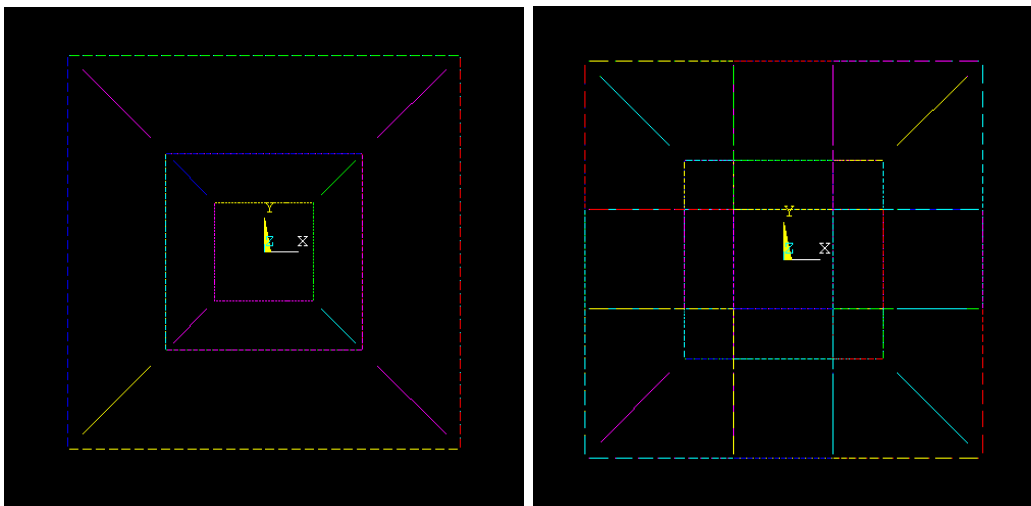


Figure 35. 2 découpages possibles de l'espace avec un aimant cubique au centre. Les cubes concentriques représentent l'aimant lui-même, l'air entourant l'aimant et une zone représentant l'air à l'extérieur de la zone d'étude (zone « infini »)

à gauche : maillage avec surfaces d'appui du maillage obliques (modèle 2)

à droite : maillage avec surfaces d'appui du maillage parallèles aux faces de l'aimant et obliques (modèle 1)

Les vues des champs de vecteurs induction magnétique \mathbf{B} présentées à la Figure 36

illustrent les résultats obtenus.

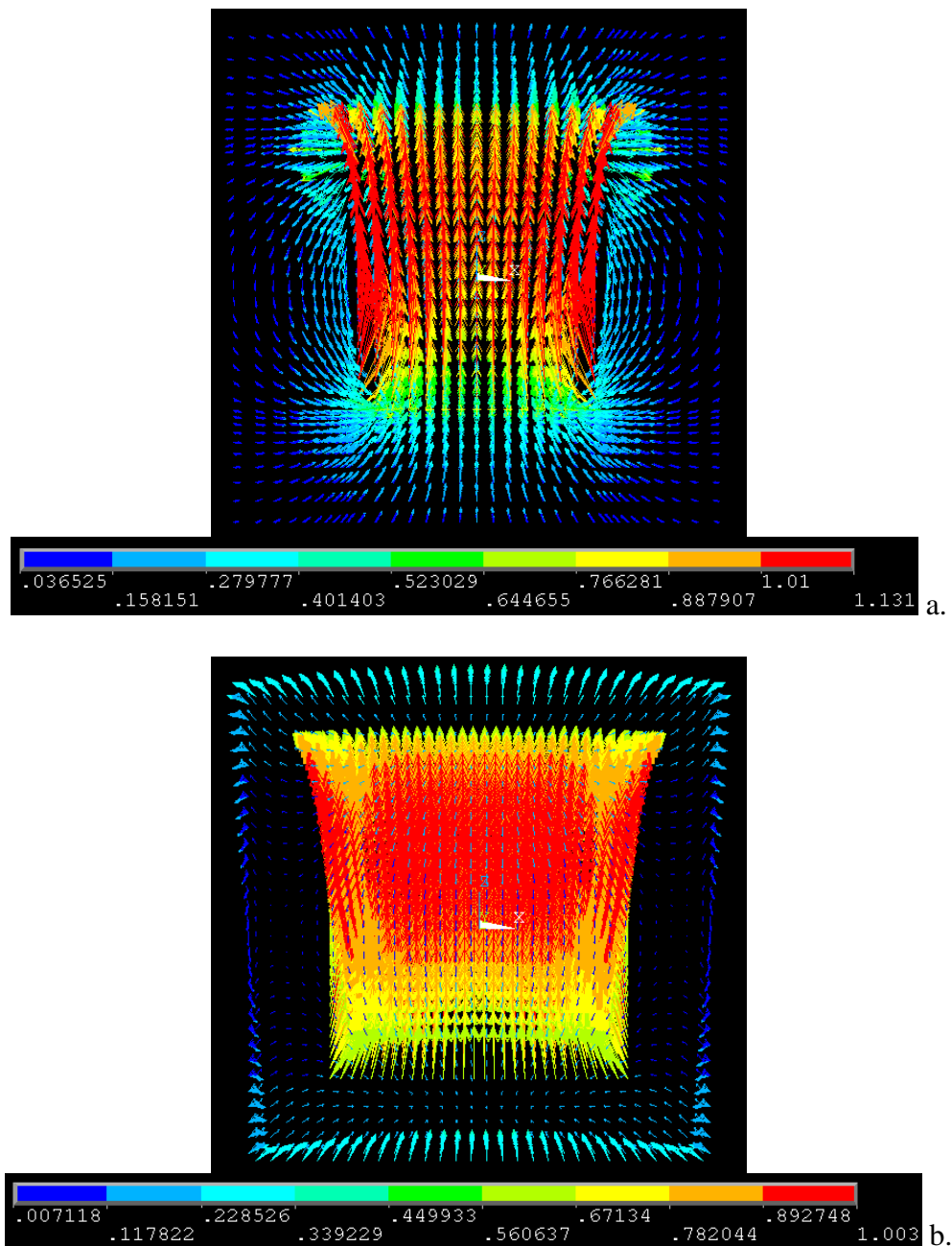


Figure 36. vue de l'induction magnétique (B) créée dans l'espace par un aimant cubique de 2mm de côté
 a. maillage hexaédrique, b. maillage tétraédrique

Une extraction de données plus fine est réalisée pour comparer les résultats obtenus avec les 2 modèles. Différentes composantes de l'induction magnétique (B_z et B_x) sont extraites suivant trois trajets différents : sur l'axe x , sur l'axe z et sur une ligne dans l'espace. Les trajets sont décrits dans la Table 6 ci-après :

Table 6. trajets exploités en simulation pour l'étude des composantes de l'induction magnétique

Cas	Suivant l'axe x	Suivant l'axe z	Dans l'espace
Coordonnées fixes	$y=0, z=0$	$x=0, y=0$	$x, y = 1200\mu\text{m}$
Intervalle de variation	$1,2 \text{ mm} < x < 2 \text{ mm}$	$1,2 \text{ mm} < z < 2 \text{ mm}$	$0 < z < 2 \text{ mm}$
Composantes représentées	B_z	B_z	B_x, B_z

Les courbes des inductions obtenues suivant ces trajets sont représentés aux Figure 37.a, b, c et d. On peut observer que le modèle 1 a un accord quasiment parfait avec les courbes tracées par les expressions analytiques alors que le modèle 2 présente un écart significatif à ces courbes. Il faut aussi noter que plus on s'éloigne de l'aimant, plus il y a une dérive qui apparaît entre le modèle 1 et les courbes des expressions analytiques. Cela paraît logique car le maillage n'est pas uniforme en termes de taille d'élément suivant la distance. Plus on est loin de l'aimant dans l'air, plus le maillage grossit proportionnellement. De cet effet, l'erreur dans les calculs s'accumule si la distance augmente.

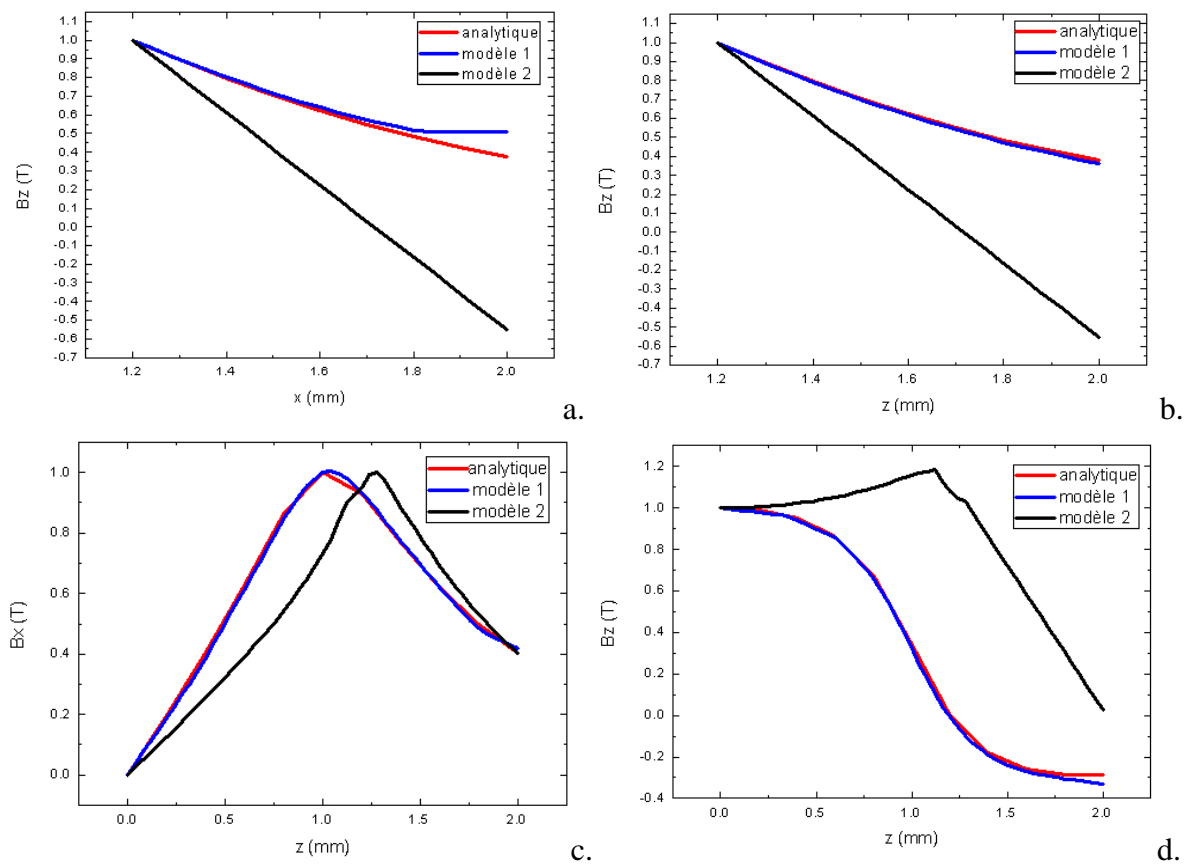


Figure 37. résultats des calculs de l'induction produite par un aimant cubique
a. $B_z=f(x)$ sur l'axe x, b. $B_z=f(z)$ sur l'axe z, c. $B_x=f(z)$ sur l'axe z, d. $B_z=f(z)$ dans l'espace suivant l'axe z

Par conséquent, le modèle 1 est adopté pour la suite des simulations.

II.2.4. Simulation d'une piste conductrice

La force exercée sur l'APM (la force de Lorentz) est engendrée par l'interaction des champs magnétiques créés par la bobine parcourue par un courant et par l'APM. La simulation de la piste a pour but, comme précédemment de valider le modèle de simulation.

On rappelle ci-dessous les expressions donnant l'expression de l'induction magnétique en fonction de la distance au centre de symétrie pour un fil de longueur infinie et de section ronde de rayon R, parcouru par un courant I (Figure 38).

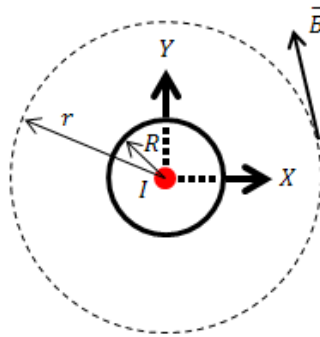


Figure 38. induction magnétique B créée à une distance d d'un fil infini parcouru par un courant

Selon le théorème d'Ampère, le courant parcourant le fil peut s'exprimer en fonction de l'intégral de circulation de l'induction magnétique \mathbf{B} :

$$\mu_0 I = \oint_C \vec{B} \cdot d\vec{l} \quad (2.7)$$

Comme l'itinéraire de l'intégrale de circulation est choisi par symétrie de rotation pour être un cercle concentrique au fil de rayon r, l'expression de l'induction magnétique à l'extérieur d'un fil de section ronde est :

$$B = \frac{\mu_0 I}{2\pi r} \quad (2.8)$$

On remarque que l'induction décroît en $1/r$.

La piste conductrice est fabriquée à partir d'un circuit imprimé. Elle sera donc modélisée par éléments finis comme un parallépipède rectangle. Si on suppose un fil de section carrée,

une simulation par éléments finis 2D permet de tracer les courbes de l'induction magnétique obtenue suivant 2 axes : un axe suivant l'axe X et l'autre suivant la diagonale XY.

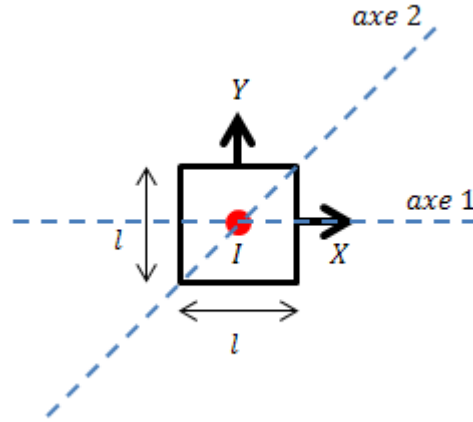


Figure 39. section carrée de fil infini parcouru par un courant

Cependant, les pistes conductrices placées sous les aimants ont une section rectangulaire. Il est alors possible de diviser la piste conductrice en petits éléments de surface dS , traversés par un courant dI et de faire la somme des contributions de ces petits éléments de surface.

L'expression des 2 composantes du champ magnétique B_X et B_Y peut ainsi en être déduite :

$$\left\{ \begin{array}{l} B_X(x, y) = \sum_{m=1}^2 \sum_{n=1}^2 \frac{4\mu_0 I}{2\pi l^2} (-1)^{m+n} \left[\frac{1}{2} (x - x(m)) \cdot \log[(x - x(m))^2 + (y - y(n))^2] \right. \\ \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \left. + (y - y(n)) \cdot \arctan\left(\frac{x - x(m)}{y - y(n)}\right) \right] \\ B_Y(x, y) = \sum_{m=1}^2 \sum_{n=1}^2 \frac{4\mu_0 I}{2\pi l^2} (-1)^{m+n} \left[\frac{1}{2} (y - y(n)) \cdot \log[(x - x(m))^2 + (y - y(n))^2] \right. \\ \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \qquad \left. + (x - x(m)) \cdot \arctan\left(\frac{y - y(n)}{x - x(m)}\right) \right] \end{array} \right. \quad (2.9)$$

avec $x(1) = l/2, x(2) = -l/2, y(1) = l/2, y(2) = -l/2$

La piste employée dans le convoyeur est de longueur finie, ce qui entraîne des effets de bord aux extrémités. Une simulation magnétique en 3D a été menée pour évaluer l'influence de la longueur finie de piste. La Figure 40 représente la géométrie 3D simulée.

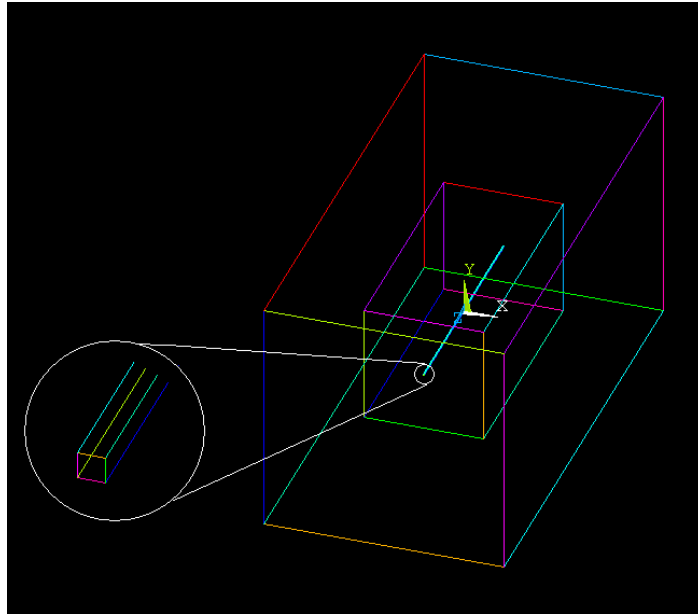


Figure 40. géométrie d'un fil de section carrée et de longueur finie utilisée pour la simulation magnétique de l'actionneur élémentaire

La piste simulée a une base carrée de largeur $100\ \mu\text{m}$, et une longueur de $16\ \text{mm}$. L'induction magnétique en fonction de la distance au centre de la piste en X peut être tracée :

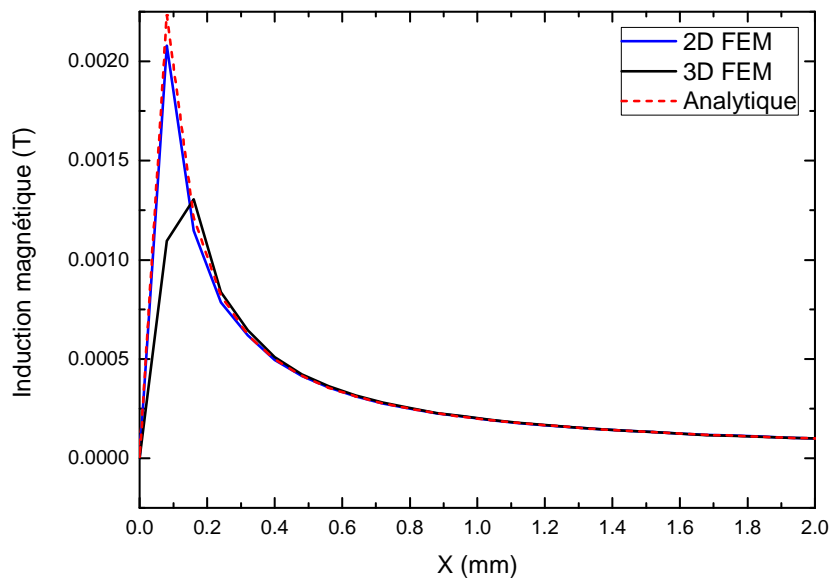


Figure 41. résultats de simulation et d'expression analytique du profil de l'induction magnétique dans le plan transverse d'une piste conductrice de base carrée, en fonction de la distance.

On observe à la Figure 41 que les 3 courbes se superposent parfaitement quand la distance à la piste augmente. Pour des points d'observation proches de la surface, un écart entre le modèle 3D et les modèles 2D et analytique approché apparaît.

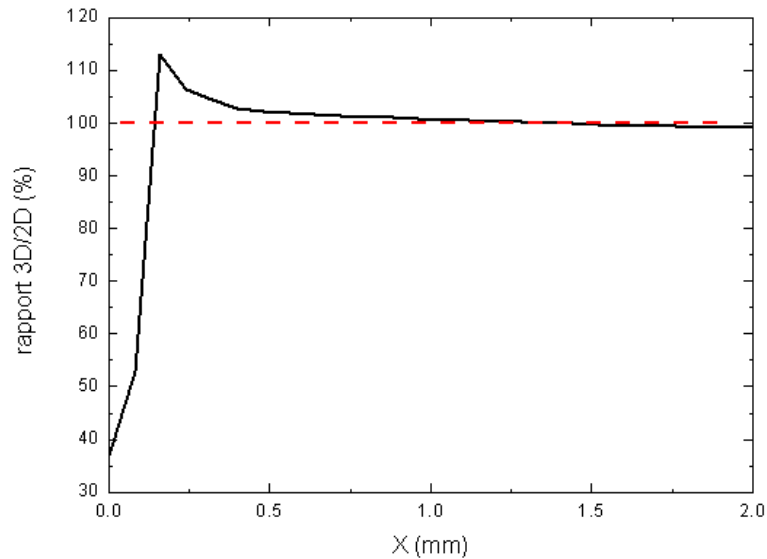


Figure 42. rapport des inductions obtenues par simulation FEM 3D et 2D.

Afin de quantifier cet écart, une courbe du rapport des résultats obtenus par simulation 2D et 3D en pourcentage est tracée (Figure 42) : l'écart maximum est observé à la surface de la piste ($\pm 0,05$ mm). L'écart disparaît à partir d'une distance proche de 0,5 mm.

On sait déjà que la fabrication du micro-convoyeur sera faite de telle façon qu'une pièce permettant le glissement des aimants et prévenant l'usure des pistes de cuivre sera placée entre les aimants et les conducteurs : une lame de verre de 0,2 mm d'épaisseur est choisie et sera placée entre les pistes conductrices et les aimants. L'étude des grandeurs magnétiques qui rendent compte de l'interaction entre les pistes et les aimants n'est donc pas pertinente dès la surface des conducteurs mais à partir d'une distance de 0,2 mm de la surface des conducteurs, c'est-à-dire à partir de $x=0,25$ mm, où un écart de 5% est présent. Toutefois, étant donnée la hauteur des APM (1,2 mm), la plage de travail se trouve entre 0,25 et 1,45 mm, une zone correspondant pratiquement à un rapport 3D/2D de 1 (Figure 41), l'écart proche de la surface ne perturbe pas l'interprétation des résultats de simulation.

II.2.5. Simulation d'un micro-actionneur électromagnétique unitaire

Les simulations élémentaires ayant donné des résultats proches des résultats analytiques, une confiance suffisante dans les résultats de simulation par éléments finis (et dans le mode opératoire) permet de simuler un actionneur élémentaire complet.

Ce micro-actionneur numérique électromagnétique élémentaire est constitué de 5 aimants

permanents cubiques de $2 \times 2 \times 2 \text{ mm}^3$, de « champ coercitif » $H_c=1100000 \text{ A/m}$. Les 4 aimants fixes sont aimantés vers la direction positive de l'axe Z et espacés de 1 cm en X et en Y. L'aimant mobile est positionné « au milieu » des aimants fixes, aimanté vers la direction négative de l'axe Z. Les 5 aimants sont alignés dans le plan XY. Une piste conductrice est mise en place en dessous de l'aimant mobile à 0,2 mm.

L'aimant mobile est placé « au milieu » des aimants fixes, mais il n'est pas au centre géométrique exact. Il peut se déplacer dans cette zone du « milieu » avec une course de 0,2 mm en X et en Y.

Ici, la simulation utilise 5 aimants de tailles identiques. Une symétrie dans le plan xOy est donc possible. Cependant, ici encore, le code écrit peut être utilisé pour des aimants de tailles différentes, notamment pour un aimant central plus grand. L'aimant central n'est pas placé au centre géométrique de la représentation. Aucune simplification de la simulation pour des raisons de symétrie n'est donc possible (et aucune simplification n'a donc été effectuée).

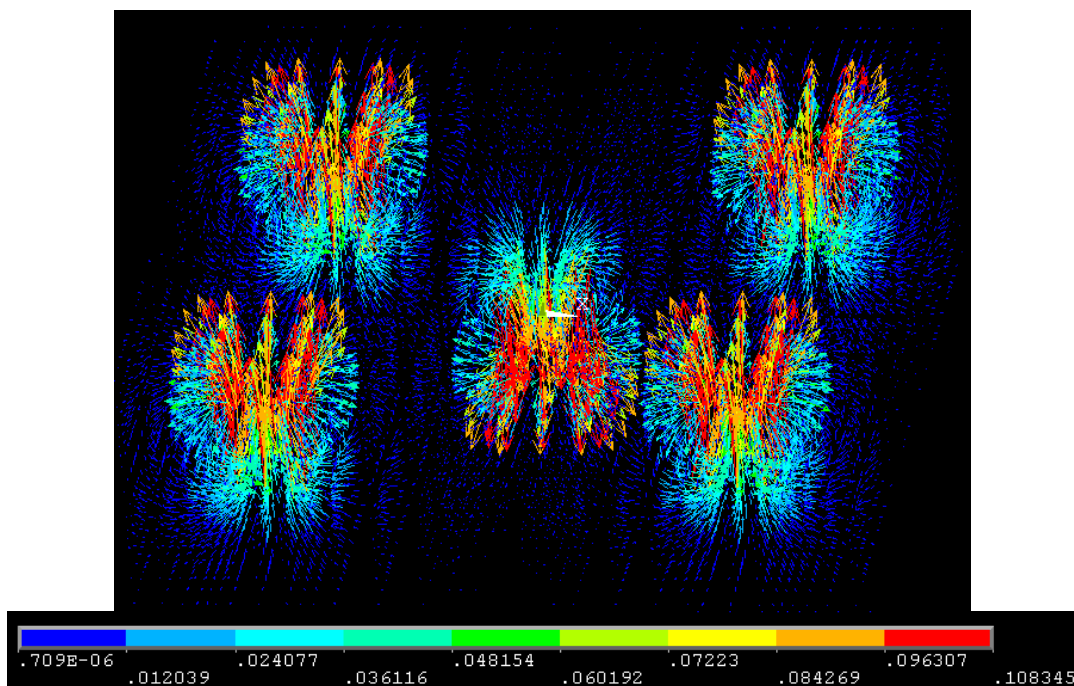


Figure 43. cartographie du champ magnétique simulé pour un micro-actionneur électromagnétique

La Figure 43 montre la cartographie vectorielle du champ magnétique généré exclusivement par les 5 aimants. La valeur maximale du champ magnétique est d'environ 0,1 T, située à l'intérieur des aimants. L'intensité du champ magnétique décroît rapidement quand le point d'observation s'éloigne des aimants.

Deux méthodes de calcul des forces entre 2 entités simulées sont disponibles dans le logiciel AnsysTM : la méthode du tenseur de Maxwell (« Maxwell Stress Method » en anglais) et la méthode des travaux virtuels (« Virtual Work Method » en anglais). La première consiste à calculer la pression magnétique sur l'ensemble de la surface englobant l'entité à étudier (la surface d'air adjacente). La force totale sera obtenue en intégrant la pression magnétique sur la surface. La deuxième considère des déplacements virtuels qui généreront un travail virtuel correspondant à une variation d'énergie magnétique. Une fois le travail virtuel total obtenu, sa dérivée représente la force exercée sur l'entité. Les valeurs des forces de Lorentz quand l'APM est décentré ont été obtenues par la méthode des travaux virtuels.

Par ailleurs, le calcul analytique de la force de Lorentz a été effectué sous MatlabTM. La démarche de calcul est présentée dans la section II.2.1.

Plusieurs simulations sont effectuées en déplaçant l'APM. Les déplacements extrêmes correspondent aux positions extrêmes possibles dans la cavité d'accueil. Les déplacements étudiés sont récapitulés dans la Table 7 :

Table 7. modes de transition de l'aimant mobile

Transition	en X	en Y
Coordonnées fixes	$y=0,1 \text{ mm}$	$x=0,1 \text{ mm}$
Coordonnées variables	$-0,1 \text{ mm} < x < 0,1 \text{ mm}$	$-0,1 \text{ mm} < y < 0,1 \text{ mm}$

Avant de comparer les résultats, il faut remarquer qu'en raison de différentes approches utilisées en calcul analytique et en simulation, les données d'entrée dans la simulation pourraient présenter un écart sur les résultats. Par conséquent il faut valider le système simulé en vérifiant la compatibilité des données en l'absence de courant. Les données de simulation et analytiques obtenues (Figure 44) montrent que la tendance est cohérente mais il existe tout de même un écart entre les courbes de force sorties de la simulation et des expressions analytiques. Par exemple, la composante F_x en fonction de la position de l'aimant mobile suivant l'axe X, que ce soit celle de simulation ou des expressions analytiques, est une courbe linéaire à cause de la taille de course petite devant la dimension du micro-actionneur.

L'écart entre ces 2 courbes peut être traduit par une différence de coercitivité de 160000 A/m, soit une différence de l'ordre de 15% qui est bien inférieure à la dispersion d'induction rémanente pour les aimants à NdFeB.

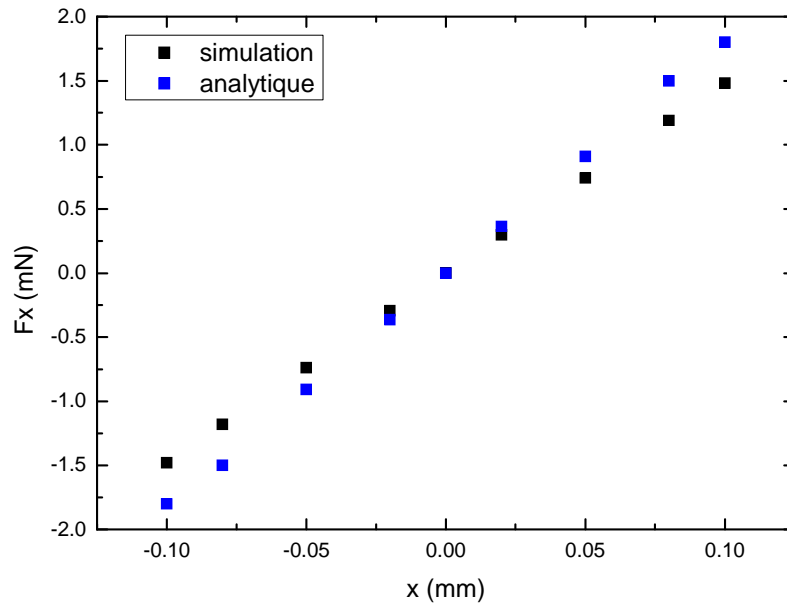


Figure 44. étude comparative sur la composante F_x de la force de Lorentz exercée sur l'aimant mobile

Nous nous intéressons ensuite aux forces exercées sur l'aimant en présence de courant dans la piste conductrice. La courbe de la composante en X de la force exercée sur l'aimant mobile F_x est représentée à la Figure 45.

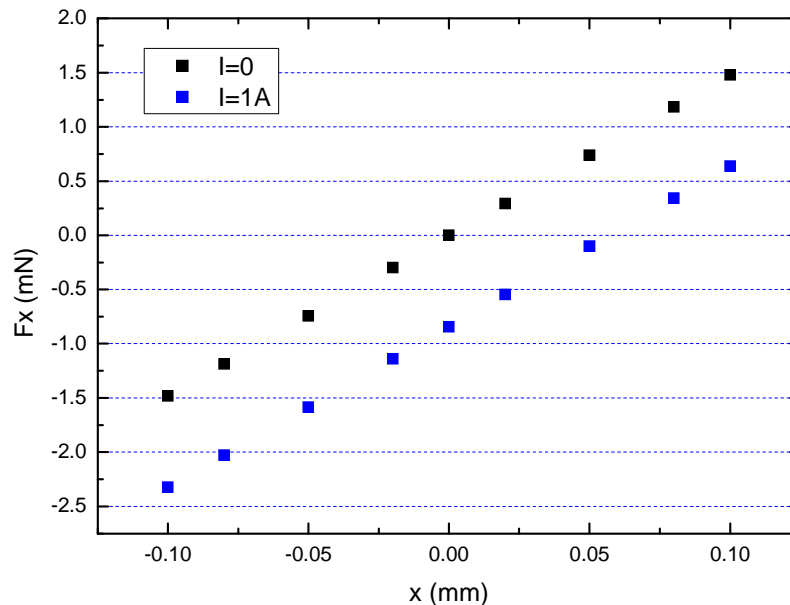
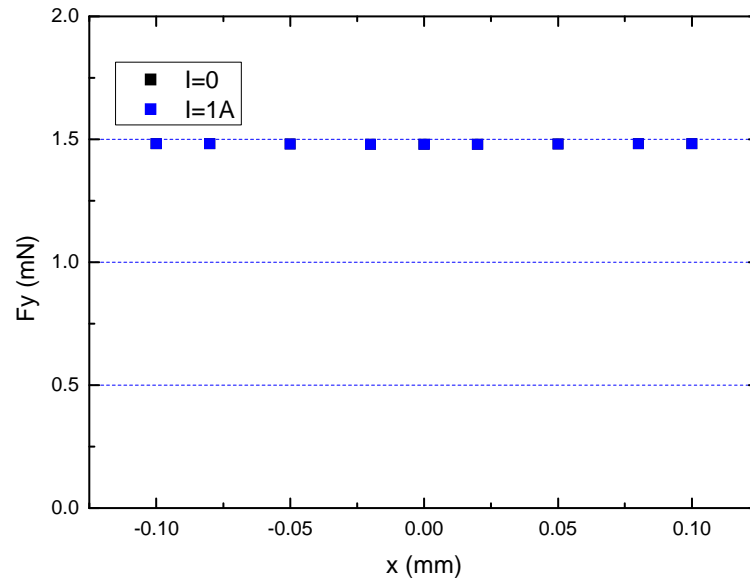
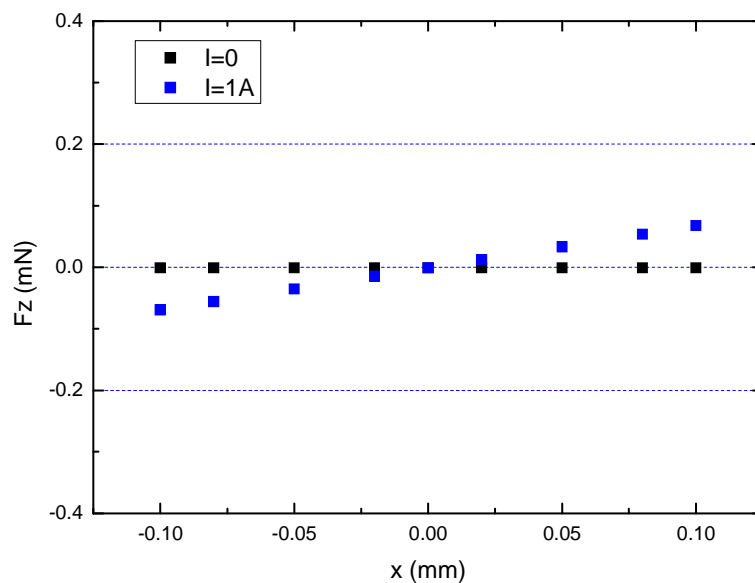


Figure 45. influence de l'application d'un courant de 1 A dans la piste conductrice sur la force latérale en X (dans le plan) résultante exercée sur l'aimant mobile
Résultats obtenus par la méthode des éléments finis.

La composante F_x est affectée par l'introduction d'un courant et diminue lorsque le courant est positif suivant les conventions adoptées. Un courant de 1 A provoque une modification de la force de 0,8 mN.



a.



b.

Figure 46. influence de l'application d'un courant de 1 A dans la piste conductrice
a. sur la force latérale en Y (dans le plan) résultante exercée sur l'aimant mobile
b. sur la force verticale en Z (hors plan) résultante exercée sur l'aimant mobile
Résultats obtenus par la méthode des éléments finis.

On observe que la composante F_y reste inchangée pour les deux courbes (simulation et analytique), ce qui est conforme aux attentes car le courant circulant dans la piste en Y

engendre uniquement une force de Lorentz en X : la force dans le sens perpendiculaire (en Y) est donc inchangée.

On observe que la composante F_z est légèrement perturbée par le courant introduit, ce qui se traduit par une petite pente de la courbe $F_z=f(I)$. Ceci est dû à la composante en Z du champ magnétique engendrée par le courant, du fait que le système n'est pas symétrique. Comme l'aimant mobile n'est jamais en permanence au centre des aimants mobiles ni en face du conducteur, cette composante est toujours non nulle. La simulation semble montrer qu'on pourrait négliger ce phénomène. Cependant, cette simulation statique ne permet de formuler aucune conclusion quant au comportement dynamique de l'aimant mobile son comportement cinématique lors du basculement n'est pas prévisible avec ces résultats.

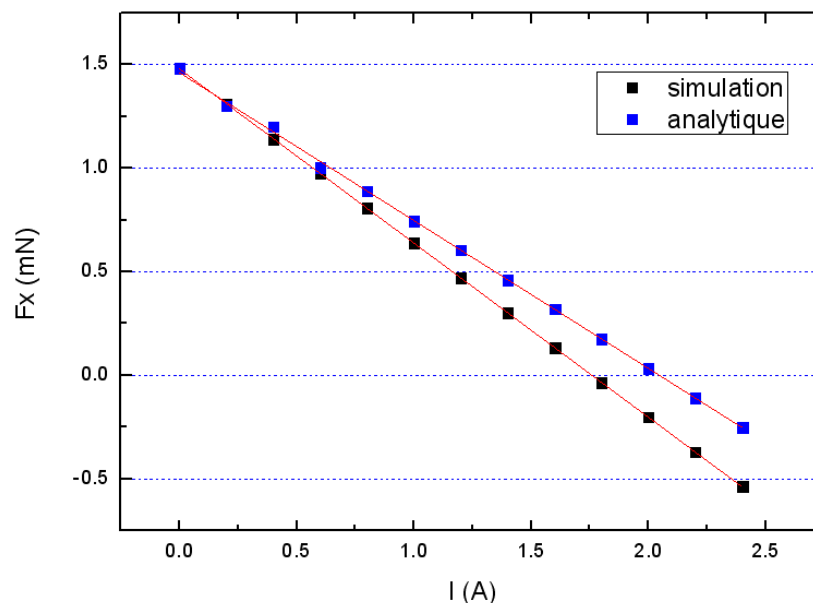


Figure 47. résultats de simulation et des expressions analytiques sur la force de Lorentz permettant le pilotage de l'aimant mobile en fonction du courant appliqué

En faisant les hypothèses très raisonnables que l'aimant ne peut pas être démagnétisé, et que la variation de force totale est proportionnelle au courant parcourant le conducteur, on peut calculer le courant nécessaire au basculement. Les résultats de la composante F_x en fonction du courant sont extraits de simulation et des expressions analytiques (Figure 47). Précédemment (Figure 44), on a observé un petit écart entre les courbes de simulation et analytique en l'absence de courant. Pour mieux comparer les résultats dans le cas avec courant, le point de départ à $I=0$ A des deux courbes est ramené à une force de même valeur choisie comme référence : la valeur obtenue par simulation. Les ensembles de points obtenus sont reliés par une régression linéaire.

On observe que le coefficient d'ajustement R^2 (carré normalisé de la somme des écarts quadratiques entre les simulations et la droite de régression) est presque de 1 dans les deux cas, ce qui confirme une linéarité quasiment parfaite.

$$F_{x\text{simu}} = -0,84 \times I + 1,48$$

$$F_{x\text{ana}} = -0,71 \times I + 1,48$$

Les équations de régressions permettront de calculer le courant nécessaire de basculement en prenant l'intersection entre la courbe et l'axe de courant, où la force s'annule. On trouve $I_{\text{simu}}=1,76$ A et $I_{\text{ana}}=2,08$ A. Les deux valeurs sont assez proches, autour de 2 A, ce qui permet de donner une première estimation du courant de basculement.

II.2.6. Application du modèle de simulation

La simulation sous AnsysTM permet d'une part de consolider les résultats de calculs analytiques pour le micro-actionneur conçu, et d'autre part d'ouvrir d'autres champs de possibilités avec des informations qui sont plus difficiles à obtenir en calculs analytiques.

Une des hypothèses de travail est de remplacer les aimants fixes par des cubes de fer doux. Dans ce cas, les modèles analytiques sont inopérants et les programmes de simulation déjà écrits demandent des modifications minimales pour fournir des modèles de comportement.

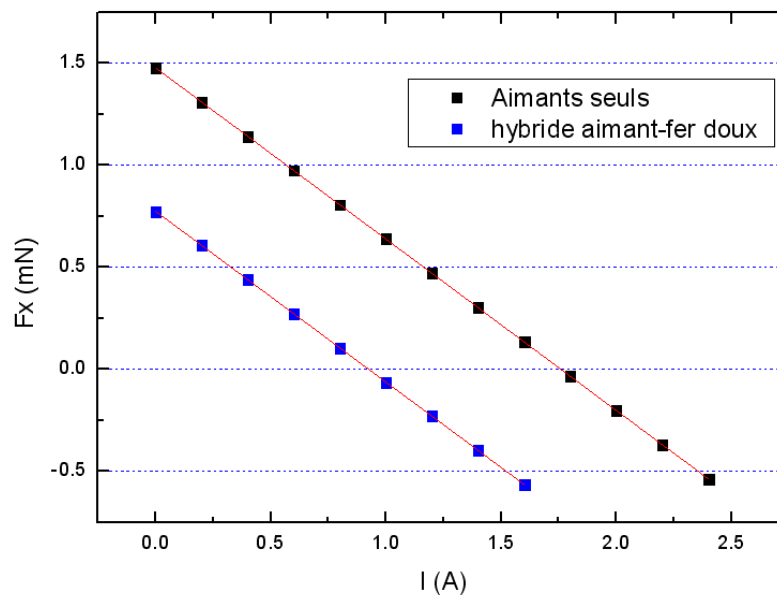


Figure 48. étude comparative de la force de Lorentz permettant le pilotage de l'aimant mobile pour 2 configurations de micro-actionneur (aimants seul et hybride aimant-fer doux)

Dans ce contexte, une étude comparative est menée entre le micro-actionneur conçu et un micro-actionneur de même configuration géométrique, mais dont les aimants fixes sont remplacés par des cubes de fer doux de perméabilité relative de 1000. La Figure 48 présente une synthèse des résultats de simulation permettant de déterminer le courant de basculement des aimants dans la configuration « aimants » et dans la configuration « hybride ».

Une régression linéaire des nuages de points permet de calculer la force exercée sur l'aimant mobile (la formule de la configuration « aimants » est rappelée) :

$$\begin{aligned}F_{x_{aimant}} &= -0,84 \times I + 1,48 \\F_{x_{hybride}} &= -0,84 \times I + 0,77\end{aligned}$$

On obtient ainsi les courants de basculement $I_{aimant}=1,76$ A et $I_{hybride}=0,92$ A.

Le courant pour la configuration « aimants » est presque 2 fois plus important que celui pour la configuration « hybride ». Ce résultat est particulièrement intéressant puisqu'il démontre qu'un nouveau matériau peut éventuellement être introduit dans le dispositif sans modifier le design initial. De plus, l'actionnement des aimants mobiles pourrait être effectué avec un courant diminué de moitié, ce qui est potentiellement un avantage en termes d'énergie consommée. Cependant, ce courant d'actionnement 2 fois plus faible indique également une force de maintien de la moitié de celle de la configuration « tout aimant ». L'actionneur unitaire pourrait alors être de dimensions plus réduites, mais les possibles interactions entre 2 aimants mobiles, négligées ici, devrait être étudiées.

II.2.7. Conclusion sur le dimensionnement

Les modèles analytiques comme les simulations par éléments finis ont permis de montrer que les forces mises en jeu sont de l'ordre de quelques mN par actionneur. Les courants de basculement ont été calculés de plusieurs façons. Dans tous les cas, des courants de l'ordre de 1 à 2 A ont été obtenus. A ce stade, les valeurs obtenues sont compatibles avec la réalisation et la commande d'un actionneur utilisant les éléments dimensionnés dans ce paragraphe.

II.3. Fabrication par micro-usinage du support des aimants

Le réseau de micro-actionneurs électromagnétiques repose sur la réalisation d'un support des aimants pour immobiliser les aimants fixes et délimiter le déplacement des aimants mobiles dans des cavités sur un wafer de silicium. Les simulations décrites au paragraphe précédent ont montré que la force exercée sur l'aimant mobile peut être suffisante pour obtenir un déplacement lorsque cet aimant n'est pas placé exactement au centre des 4 aimants fixes. Le positionnement des aimants est particulièrement important. Il influence fortement la caractéristique de convoyage du réseau. La mise en place des aimants demande d'utiliser un wafer épais, en l'occurrence un wafer de 10 cm de diamètre et d'une épaisseur de 1 mm.

Tous ces deux aspects requièrent une précision que l'on ne peut atteindre avec l'usinage conventionnel, mais que fournissent couramment les technologies du silicium. La fabrication du micro-convoyeur s'appuie donc sur les technologies de la micro-électronique. Le procédé utilisé lors de ces travaux est décrit dans ce paragraphe.

II.3.1. Procédés de fabrication

Les supports d'aimants sont réalisés en silicium. Pour réaliser ces supports, nous devons pratiquer des ouvertures de dimensions parfaitement maîtrisées dans toute l'épaisseur d'un support d'épaisseur millimétrique. La réalisation de ces ouvertures utilise un procédé de gravure DRIE (Deep Reactive Ion Etching), initialement développé et breveté par Robert Bosch GmbH. Ce procédé permet notamment de graver des wafers de silicium de façon à les traverser. Cependant, pour des raisons de compatibilité avec les procédés des autres équipes, les masques métalliques ne peuvent être utilisés dans les bâtis de gravure DRIE. Deux procédés alternatifs peuvent être utilisés : le premier consiste à utiliser un masque de silice, tandis que le procédé n°2 utilise un masque de résine. Dans les 2 cas, le masque utilisé doit permettre de traverser en une seule étape de gravure le wafer de 1 mm d'épaisseur.

- Procédé n°1

1. Dépôt d'une couche de silice sur la face avant et/ou arrière du wafer
2. Lithographie sur la face avant et/ou arrière avec une résine fine
3. Gravure humide des motifs sur la couche de silice
4. Gravure profonde (DRIE) du silicium

- **Procédé n°2**

1. Lithographie sur la face avant du wafer avec une résine épaisse
2. Gravure profonde (DRIE) du silicium

II.3.1.1. Etude du procédé de gravure n°1

Du fait de l'impossibilité d'utiliser un masque métallique, la première alternative est d'utiliser à la place un masque de silice (SiO_2). Ce procédé a déjà été utilisé dans le laboratoire et semble être pertinent comme point de départ pour les présents travaux.

Description du procédé

- Un wafer de diamètre 10 cm et d'épaisseur 1 mm est d'abord nettoyé par voie humide : l'échantillon est plongé 5 min dans l'acétone puis 5 min dans l'éthanol pour enlever les résidus organiques. Il est ensuite plongé dans un bain Piranha (mélange de $\text{H}_2\text{O}_2 + \text{H}_2\text{SO}_4$ à 1:3) pendant 5 min puis 30 s dans un bain BOE ($\text{HF} + \text{NH}_4\text{F}$) pour enlever la couche de silice ayant emprisonné les impuretés sur le wafer.
- Le wafer nettoyé est ensuite transféré dans le bâti de PECVD (STS) pour le dépôt de silice. Il s'agit d'une couche de silice à puissance de basse fréquence. Le point de départ de l'étude est d'utiliser un dépôt de 7min20s, ce qui correspond à un dépôt de 500 nm, c'est-à-dire une vitesse de dépôt de 1,13 nm/s. La silice est déposée sur une seule face car le procédé visé ne nécessite pas de traiter la 2^{ème} face. Cette épaisseur est ici arbitraire, l'épaisseur nécessaire pour graver 1 mm de silicium n'est à ce stade pas connue.
- Une couche de résine S1805 (Shipley) de 0,5 μm d'épaisseur est ensuite enduite sur la couche de silice (vitesse de rotation : 4000 tr/min, temps : 30 s), puis insolée aux UV (40 mJ/cm^2). Les motifs sont révélés dans le développeur 351 dilué dans l'eau désionisée à 1:4.
- La couche de silice de l'échantillon est ensuite gravée par voie humide dans un bain BOE ($\text{NH}_4\text{F}:\text{HF}=7:1$). Le temps total de gravure a été mesuré : il est de 5 min et 30 s. L'épaisseur de silice (non gravée) mesurée est de 546 nm. La vitesse de gravure est donc de 99 $\mu\text{m}/\text{s}$.

A ce stade, l'échantillon est prêt à être gravé par DRIE. Deux possibilités existent : la gravure peut avoir lieu avec la couche de résine ou après avoir retiré la couche de résine. Compte tenu du fait que la résine a été sollicitée chimiquement par le bain de gravure de la silice, le choix a été fait d'enlever la résine avec un bain d'acétone.

- La gravure DRIE peut ensuite être effectuée sur le bâti de DRIE ICP STS.

Qualification du procédé n°1

La suite des expériences a pour objectif de déterminer la sélectivité, c'est-à-dire le rapport de vitesse de gravure entre la silice et le silicium. La littérature [Fog-2002] montre que selon la nature de la couche de silice (APCVD, PECVD, LPCVD ...), ses propriétés varient fortement. Même pour une technique d'obtention donnée, ses propriétés, et donc la sélectivité de la gravure peuvent varier. Les expériences suivantes ont pour objet d'étalonner la sélectivité de la gravure DRIE avec le procédé employé pour la silice PECVD utilisée ici.

La gravure DRIE est donc effectuée sur l'équipement ICP STS avec les paramètres suivants dans la Table 8 :

Table 8. conditions de gravure du programme « Profond » sur ICP STS

	Gaz utilisé	Débit du gaz (sccm)	Temps (s)	Source (W)	Polarisation (W)
Passivation	C ₂ F ₈	67	2	3000	30
Gravure	SF ₆	300	3		

L'unité sccm correspond au débit du gaz, en centimètre au cube par minute (« Standard Cubic Centimeters per Minute » en anglais).

La gravure est découpée en étapes de 5 min et à la fin de chaque étape, l'épaisseur de silice est mesurée à l'aide d'un ellipsomètre monochromatique (Plasmos SD 2300). La mesure de l'épaisseur gravée est réalisée à l'aide d'un profilomètre mécanique (DEKTAK 8). A chaque étape, l'ellipsomètre mesure l'épaisseur de silice restante et le profilomètre mécanique mesure la hauteur de marche T_n : $T_n = \text{épaisseur de silice non gravée} + \text{profondeur de la cavité gravée dans le silicium}$

Les résultats des expériences sont résumés dans les Table 9 et Table 10 :

Table 9. résultats des expériences de gravure DRIE avec masque de silice

Mesure n	1	2	3
Épaisseur de silice t_n (nm)	546	333	150
Hauteur de marche T_n (μm)	0	60	119

L'épaisseur de silicium gravée peut être déduite des résultats ci-dessus via la relation suivante :

Table 10. synthèse des résultats des expériences de gravure DRIE avec masque de silice

Etapas de gravure étudiées	1-2	2-3
Épaisseur de silice gravée Δt (nm)	213	183
Épaisseur de silicium gravée e_n (μm)	59,7	59,2
$e_n/\Delta t$	280	323

Le rapport $e_n/\Delta t$ est le rapport de vitesse de gravure entre la silice et le silicium, c'est-à-dire la sélectivité. Un rapport moyen d'environ 300 est obtenu. L'épaisseur de silice nécessaire pour graver 1 mm de silicium nécessaire pour notre application est de 3,32 μm . Le dépôt de silice par PECVD doit donc durer environ 50 min.

Bilan du procédé n°1

Le temps nécessaire au dépôt de la couche de silice pour réaliser le masque de DRIE est de l'ordre de 1 h. Ce temps relativement long est prolongé du temps de nettoyage de la chambre.



Figure 49. profil de flancs gravés en U (« bowing » en anglais)

Un gros inconvénient du procédé réside dans la grande épaisseur de silice nécessaire. En effet, la gravure humide est isotrope, ce qui signifie que la couche de silice sera gravée dans toutes les directions à la fois, et notamment sous le masque de résine. La gravure de plus de 3 μm de silice implique donc que les flancs de la silice ne sont pas verticaux mais présentent un profil en tonneau (Figure 49).

La gravure DRIE verra donc un masque de silice dont les dimensions changent en cours de gravure, faisant peser une lourde incertitude sur les dimensions finales des cavités. En outre, le nombre d'étapes de ce procédé rendent son exécution plus lente. C'est pourquoi il a été décidé d'étudier un deuxième procédé de gravure.

II.3.1.2. Etude du procédé de fabrication n°2 avec masque de résine

Le procédé n°2 s'appuie sur l'utilisation de la résine AZ4562 (Microchemicals GmbH). Cette résine est dédiée aux procédés nécessitant une épaisseur de résine au-delà de 5 μm . L'utilisation des résines épaisses, et notamment de l'AZ4562 est classique au laboratoire. Elle a été décrite dans de nombreux procédés de la littérature.

Description du procédé

- Un wafer de diamètre 10 cm et d'épaisseur 1 mm est d'abord nettoyé par voie humide : l'échantillon est plongé 3 min dans l'acétone puis 3 min dans l'éthanol pour enlever les résidus organiques. Il est ensuite plongé dans un bain Piranha (mélange de $\text{H}_2\text{O}_2 + \text{H}_2\text{SO}_4$ à 1:3) pendant 5 min puis 30 s dans un bain BOE ($\text{HF} + \text{NH}_3$) pour enlever la couche de silice ayant emprisonné les impuretés sur le wafer.
- Une couche de résine épaisse est enduite par centrifugation sur la face avant de l'échantillon, recuite puis insolée et enfin développée pour révéler les motifs. Les paramètres de ces étapes sont regroupés dans la Table 11.

Table 11. paramètres de la photolithographie avec résine AZ4562

Etape	Epaisseur de résine	Paramètres
Enrésinement	20 μm	Vitesse : 2000 rpm Durée : 5 s
	10 μm	Vitesse : 2000 rpm Durée : 30 s
Recuit	20 μm	Température : 90 °C Durée : 1 h
	10 μm	Température : 115 °C Durée : 10 min
Insolation	20 μm	Intensité : 325 mJ Durée : 30 s
	10 μm	Intensité : 400 mJ Durée : 30 s
Développement	20 μm	Durée : 4 min
	10 μm	Durée : 2 min

- La gravure DRIE peut ensuite être effectuée, sur le bâti de DRIE ICP SPTS [Her-2015a, Her-2015b, Her-2016, Bel-2015, Yus-2016]. Les paramètres sont résumés dans la Table 12 :

Table 12. paramètres de DRIE du programme « TRENCH » sur ICP SPTS

	Gaz utilisé	Flux du gaz (sccm)	Temps (s)	Source (W)	Polarisation (W)	Pression (mTorr)
Passivation	C ₂ F ₈	330	1,2	2500	35	30
Gravure	SF ₆	400	1-1,5			

On remarque que le temps de gravure n'est pas une valeur mais un intervalle. La durée des cycles est échelonnée entre le début et la fin de gravure. Plus concrètement, ce temps s'incrémente linéairement de 1 s à 1,5 s du 1^{er} cycle jusqu'au dernier, ce qui permet de compenser la vitesse de gravure plus lente dans les cavités (en fin de gravure) qu'en surface du silicium (début de gravure).

Qualification du procédé n°2

Comme pour le procédé n°1, la sélectivité de la gravure doit être étudiée. De plus, pour le procédé n°2, d'autres paramètres doivent être pris en compte :

- l'utilisation d'une couche de résine épaisse implique une différence d'épaisseur marquée entre le centre et la périphérie de l'échantillon. Le bourrelet formé lors de l'enduction par centrifugation gêne l'étape insolation (en contact avec l'échantillon). On provoque alors à la fois la contamination du masque et une perte de précision du fait de la distance entre le masque et la résine au centre de l'échantillon.
- L'étape de gravure DRIE affecte la résine. Le bombardement ionique provoque la gravure de la résine mais également un échauffement en surface, malgré le refroidissement effectué par l'arrière du wafer. La résine peut donc redevenir

liquide en surface, voire subir des changements chimiques qui rendent le nettoyage du wafer après gravure délicat.

Afin de déterminer l'épaisseur optimale de résine, plusieurs expériences avec différentes épaisseurs ont été menées.

L'expérience de gravure DRIE de l'épaisseur totale du wafer avec une résine de 20 μm d'épaisseur s'est avérée satisfaisante : l'épaisseur de résine restante après la gravure profonde est de 7 μm dans la zone proche du centre de l'échantillon. Cependant, la résine restante est délicate à nettoyer d'une part à cause de son épaisseur importante mais également du fait du durcissement de la résine lors de la gravure. Cette expérience permet de conclure à la nécessité d'une épaisseur proche de 13 μm pour assurer la gravure complète du wafer tout en ne laissant qu'une très faible épaisseur de résine en fin de gravure.

Une deuxième expérience avec 10 μm de résine est ensuite conduite. Comme on pouvait l'attendre, l'épaisseur de résine créée ne permet pas de protéger le wafer à la fin de la gravure DRIE. La zone centrale du wafer est exposée et la surface à nu du wafer est gravée et fait apparaître un état de surface dégradé pour l'aspect esthétique.

La vitesse de rotation lors de l'enduction est alors adaptée pour modifier l'épaisseur de résine. Seule la vitesse de rotation (Table 13) est modifiée, les autres paramètres sont conservés.

Table 13. paramètres d'enduction de la résine AZ4562

Vitesse de rotation (rpm)	Epaisseur enduite (μm)
1900	11
1600	12

L'épaisseur de 12 μm est finalement adoptée pour la gravure profonde. Cette épaisseur permet d'obtenir une gravure de l'épaisseur complète avec une étape de nettoyage du wafer la plus légère possible en fin de gravure.

II.4. Caractérisation du support des aimants

Deux points sont particulièrement importants sur les supports : les dimensions des cavités qui définissent le pas de l'actionneur numérique et la verticalité des flancs des cavités qui

subiront le contact avec les aimants et les chocs lors de leurs déplacements : la verticalité des flancs assure le contact du flanc de la cavité en entier lors du déplacement de l'aimant, en prévenant le basculement de l'aimant et la concentration de contraintes sur des petites zones de la cavité (l'amorce de ruptures). Si les flancs ne sont pas verticaux, les aimants mobiles peuvent présenter une déviation angulaire par rapport à l'axe vertical, c'est-à-dire que des déplacements parasites sont possibles, ce qui dégrade la précision des micro-actionneurs. Les aimants fixes sont moins affectés. Toutefois le changement de dimension en profondeur peut générer des difficultés pour leur mise en place voire détruire le support.

Un échantillon a été gravé en DRIE et sacrifié pour les besoins de caractérisation. La gravure de cet échantillon n'a pas été menée à son terme mais a été arrêtée à 95% du temps nécessaire afin de pouvoir observer l'homogénéité de la gravure sur le wafer complet.

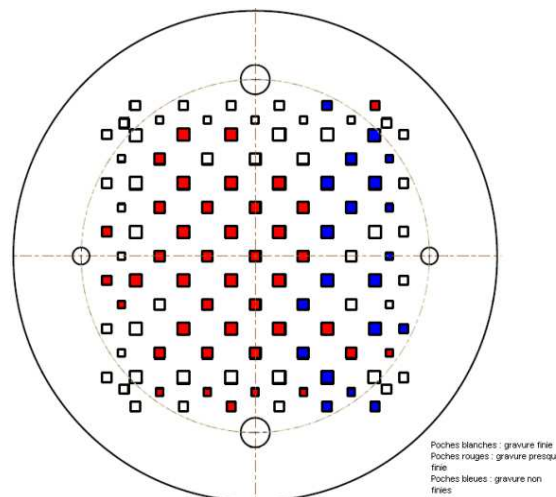


Figure 50. plan de l'échantillon usiné par DRIE avec $11\ \mu\text{m}$ de résine. En bleu : cavités non débouchantes (gravure incomplète), en rouge : gravure quasi-complète et en blanc, cavités débouchantes.

La Figure 50 montre la répartition des cavités en fonction de leurs propriétés. On observe que certaines cavités n'ont pas été complètement gravées. On n'observe pas de symétrie sur l'échantillon : les cavités débouchantes sont situées plutôt à gauche de l'échantillon alors que les cavités non débouchantes sont toutes situées à droite de l'échantillon.

L'inhomogénéité de la gravure nous indique que le plasma de gravure (ici du SF_6) attaquant la surface de l'échantillon n'est pas uniforme.

L'échantillon est ensuite découpé puis observé au Microscope Electronique de Balayage (MEB). L'image de la Figure 51 est représentative des flancs observés.

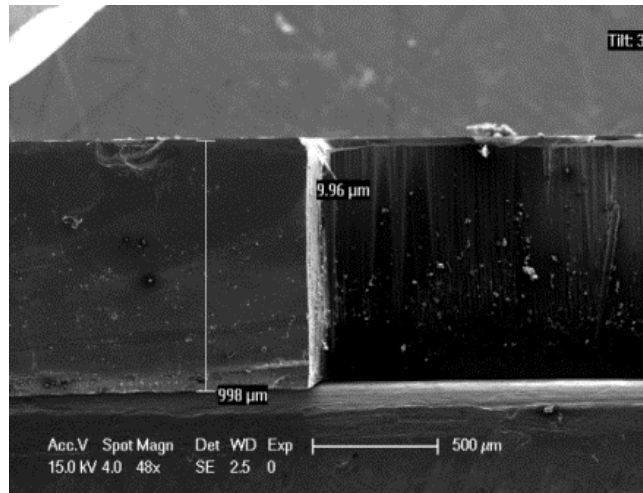


Figure 51. image MEB d'une cavité découpée

L'échantillon est placé de manière à ce que le flanc d'une cavité soit au centre du champ d'observation. La rotation de l'échantillon est effectuée de manière à minimiser les effets de perspective. Le flanc observé a une épaisseur de 998 μm . La verticale (c'est-à-dire la perpendiculaire à la surface du wafer peut être observée avec une précision relativement bonne. On observe un écart latéral du flanc de la cavité par rapport à une ligne verticale de 9,96 μm sur la profondeur totale. On peut donc en déduire une estimation de l'angle du flanc par rapport à la verticale :

$$90 - \frac{180}{\pi} \frac{\text{Ecart}_{\text{vertical}}}{\text{Epaisseur}} = 90 - \frac{180}{\pi} \frac{9,96}{998} = 89,4^\circ$$

Les flancs gravés, ayant un petit écart avec l'angle droit, valident la performance de l'équipement de DRIE (ici ICP SPTS). Ce résultat a permis de reproduire plusieurs échantillons avec le même procédé de micro-fabrication pour les campagnes de caractérisation du réseau de micro-actionneurs électromagnétiques.

Une des parties de l'échantillon est ensuite transférée au laboratoire SYMME de l'Université Savoie Mont-Blanc, partenaire du projet READMI, pour la caractérisation des dimensions latérales des cavités à l'aide d'une machine « MarVision MS222 » (Figure 52) qui utilise un capteur LASER de focalisation rapide. La résolution est de 0,5 μm et les mesures sont effectuées avec une vitesse de balayage de 500 points/s. L'échantillon est posé à plat sur un support. Les mesures sont effectuées sur 3 lignes de cavités, chacune comprenant 3 cavités. Ces mesures portent donc sur 9 cavités pour les aimants fixes, pour lesquelles les dimensions en X et Y sont mesurées.

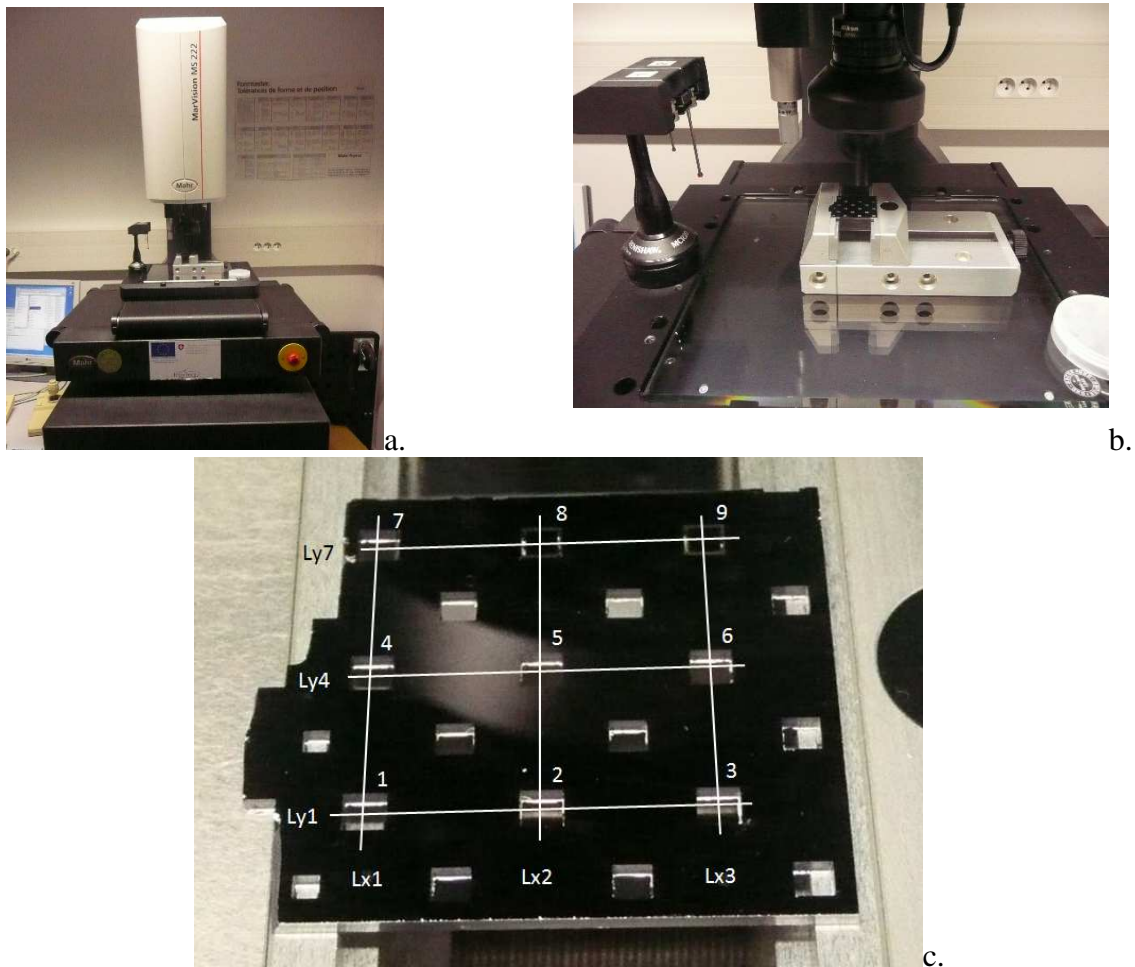


Figure 52. *dispositif expérimental de mesure des dimensions des cavités.*
a. *vue générale de la machine MarVision MS222, b. positionnement de l'échantillon et*
c. *vue de détail de l'échantillon*

Les valeurs mesurées sont données de façon extensive dans la Table 14.

Une synthèse de ces résultats de mesure comprenant les valeurs moyennes, les écart-types correspondant à la taille des cavités et la distance entre cavités en X et en Y est disponible à la Table 15. Les résultats sont comparés aux valeurs du design figurant sur le masque de photolithographie.

On observe que les valeurs mesurées sont très proches de celles du design. On remarque également l'écart-type extrêmement réduit qui confirme l'homogénéité spatiale de la dimension des cavités. Ces performances de reproductibilité ne peuvent être atteintes que par des techniques de micro-fabrication.

Table 14. résultats complets de mesure des dimensions des cavités pour aimants fixes. Les appellations « L » sont les dimensions des cavités, les « D » sont les distances entre cavités.

Lx1	2,492	Ly1	2,493
Dx12	7,407	Dy14	7,409
Lx2	2,494	Ly2	2,494
Dx23	7,405	Dy47	7,407
Lx3	2,495	Ly3	2,495
Lx4	2,491	Ly4	2,493
Dx45	7,408	Dy25	7,408
Lx5	2,493	Ly5	2,493
Dx56	7,407	Dy58	7,407
Lx6	2,493	Ly6	2,493
Lx7	2,492	Ly7	2,493
Dx78	7,407	Dy36	7,407
Lx8	2,493	Ly8	2,493
Dx89	7,407	Dy69	7,406
Lx9	2,493	Ly9	2,493

Table 15. synthèse des résultats de mesure des dimensions des cavités et des écarts types (σ)

Axe	Taille des cavités (μm)	Distance entre cavités (μm)
X	2493 ($\sigma=1$)	7407 ($\sigma=1$)
Y	2493 ($\sigma=1$)	7407 ($\sigma=1$)
Valeurs du design	2490	7410

II.5. Bilan

Dans ce chapitre ont été présentés le design, le procédé de fabrication et la réalisation d'un réseau de micro-actionneurs numériques électromagnétiques à aimants miniatures.

Le dimensionnement par simulation par éléments finis a permis d'estimer les conditions de basculement d'un micro-actionneur. Les valeurs des forces et des courants nécessaires sont compatibles avec la fabrication dans un volume réduit. Les outils de dimensionnement mis en œuvre (modèles analytiques et modèles FEM) ont été comparés et leur bonne concordance a permis d'étendre l'application des modèles FEM à des configurations pour lesquelles les modèles analytiques ne peuvent pas être appliqués. Ainsi, une configuration hybride aimants / fer doux a été proposée et le courant de basculement ainsi que les forces engendrées ont été

calculés.

Ces résultats ont ouvert la voie à la réalisation du dispositif, et notamment à la fabrication du support comprenant les cavités accueillant les aimants. Le procédé de fabrication par gravure profonde du silicium (DRIE, procédé Bosch) a été utilisé pour la réalisation de ce support. Plusieurs wafers ont été micro-usinés en DRIE et la caractérisation des cavités a montré que la fabrication permet d'obtenir des dimensions très proches des valeurs attendues. L'écart maximal entre les cotes théoriques et fabriquées est de l'ordre de 3 μm avec un écart type de $\sigma=1 \mu\text{m}$.

II.6. Bibliographie du chapitre II

- [Bel-2015] N. Belkadi, T. Baron, B. Dulmet, L. Robert, E. Herth, & F. Bernard. “*New capacitive micro-acoustic resonators machined in single-crystal silicon stacked structures*”. In Frequency Control Symposium & the European Frequency and Time Forum (FCS), 2015 Joint Conference of the IEEE International (pp. 787-792). IEEE, 2015.
- [Fog-2002] J. Foggiato. “*Chemical Vapor Deposition of Silicon Dioxide Films. Handbook of Thin Film Deposition Processes and Techniques: Principles, Methods, Equipment and Applications*”, 111-150, 2002.
- [Her-2015a] E. Herth, L. Valbin, F. Lardet-Vieudrin, E. Algré, “*Modeling and detecting response of micromachining square and circular membranes transducers based on AlN thin film piezoelectric layer*”, Microsystem technologies, 1-8, 2015.
- [Her-2015b] E. Herth, F. Lardet-Vieudrin, L. Valbin, E. Algré, “*Detecting response of square and circular Si/AlN/Al membranes transducers by laser vibrometry Doppler and impedancemeter*”, Design, Test, Integration and Packaging of MEMS/MOEMS (DTIP), 2015 Symposium
- [Her-2016] E. Herth, E. Algré, J. Y. Rauch, J. C. Gerbedoen, N. Defrance, P. Delobelle, “*Modeling and characterization of piezoelectric beams based on an aluminum nitride thin-film layer*”, physica status solidi (a) 213 (1), 114-121, 2016.
- [Huy-2015] P. Huyan. “*Electromagnetic digital actuators array: characterization of a planar conveyance application and optimized design*” (Thèse de doctorat, Compiègne), 2015.
- [Yus-2016] E. Yusifli, T. Gharbi, R. Yahiaoui, E. Herth, D. Belharet, M. Addouche , “*Biodevice optimization based on piezoresistive sensor dedicated to monitoring the culture of fibroblast collagen lattices*”, Design, Test, Integration and Packaging of MEMS/MOEMS (DTIP), 2016 Symposium

Chapitre III - Caractérisations des micro-actionneurs électromagnétiques

Dans le cadre du projet READMI, le laboratoire Roberval de l'UTC prend l'initiative dans le développement des actionneurs électromagnétiques numériques. Compte tenu des résultats de convoyage sur les prototypes développés précédemment au Roberval, la partie expérimentale (montage + caractérisation) concernant le réseau de micro-actionneurs se déroule entièrement à l'UTC.

Trois montages expérimentaux ont été établis au fur et à mesure de l'avancée des travaux avec des objectifs différents. La Table 16 présente les éléments essentiels de chaque montage ainsi que les objectifs associés.

Table 16. récapitulatif des objectifs des expériences de caractérisation

N° montage	Éléments	Objectifs
1	1 actionneur élémentaire	<ul style="list-style-type: none"> - Vérification du fonctionnement et de la capacité à atteindre les positions stables - Mise en évidence des modes de déplacement de l'APM - Mesure de la course
2	Réseau de 2×2 actionneurs Lame de verre à convoyer Pièce d'horlogerie	<ul style="list-style-type: none"> - Mise en évidence de la capacité de convoyage un objet dans le plan (translation et rotation)
3	Réseau de 5×5 actionneurs Lame de verre à convoyer Autocollant à croix	<ul style="list-style-type: none"> - Mesure de l'influence de paramètres de pilotage sur le déplacement de l'objet convoyé - Mise en évidence d'opérations de convoyage - Détermination de la masse que le système est capable de déplacer

III.1. Montage expérimental pour un micro actionneur unitaire

De prime abord, un premier wafer miro-usiné est transféré à l'UTC avec grande précaution. Celui-ci est dédié à l'étude d'un micro-actionneur unitaire et servira de support des aimants.

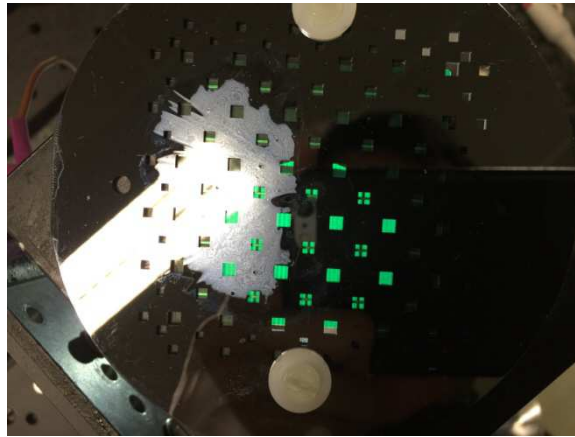


Figure 53. état de surface du support des aimants

Il faut noter que ce support présente une zone thermiquement affectée sur la face de dessus (Figure 53). Pourtant cette dégradation ne gênera pas l'étude effectuée car la zone affectée est évitée et n'a pas d'influence sur les autres éléments expérimentaux (aimants, circuit, objets convoyés...).

III.1.1. Présentation du montage expérimental n°1

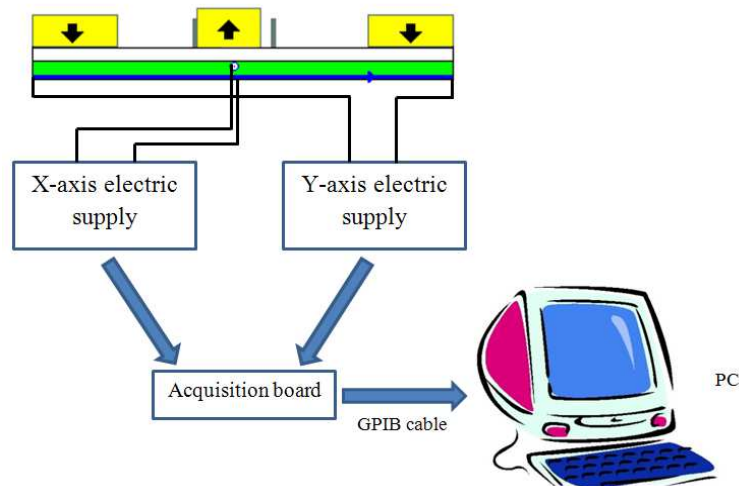


Figure 54. architecture du montage expérimental n°1

Le montage comprend un support, cinq aimants, un PCB double face de $200\ \mu\text{m}$ (minimisation d'écart entre les conducteurs X et Y), une lame de verre (calée entre les aimants et le PCB pour éviter tout contact électrique), deux convertisseurs tension-courant (Entrée : $\pm 10\text{V}$ – Sortie : $\pm 10\text{A}$), une carte d'acquisition (National Instrument PCI6289) et un PC (Figure 54). Le support et les aimants sont posés sur le PCB. Ces derniers sont pilotés par une carte d'acquisition connectée au PC pour un contrôle en temps réel. Une interface

Labview™ est préparée sur le PC qui émet des signaux impulsionnels. La Table 17 présente une liste synthétique du matériel utilisé.

Table 17. bilan des matériels du montage expérimental n°1

Matériel	Nombre	Caractéristiques
Support aimants	1	Substrat de silicium Ø10cm Epaisseur : 1 mm
Aimants	1 APM 4 APF	2 mm × 2 mm × 1,2 mm 2,5 mm × 2,5 mm × 1 mm
Lame de verre	1	5 cm × 5 cm × 0,16 mm
PCB	1	5 cm × 5 cm × 0,2 mm
Convertisseurs	2	Conversion tension en courant : ±10V / ±10A
Carte d'acquisition	1	NI6289 32 entrées analogiques 4 sorties analogiques
PC	1	PC de bureau Equipé de Labview™

III.1.2. Mesure de performances

Afin d'évaluer les performances du micro-actionneur unitaire, plusieurs tests ont été effectués :

- Vérification de la capacité à atteindre les quatre positions discrètes
- Mesure de la course de déplacement de l'APM
- Test de répétabilité

Les tests sont présentés en détail dans la suite par sous-partie.

III.1.3. Vérification de la capacité à atteindre les quatre positions discrètes

En premier lieu, la capacité de l'actionneur à atteindre les quatre positions a été testée. A la Figure 55, l'aimant a été basculé selon les deux axes et la figure montre que les quatre positions discrètes sont bien atteintes. Ce test est nécessaire pour mettre en évidence le bon fonctionnement du micro-actionneur unitaire.

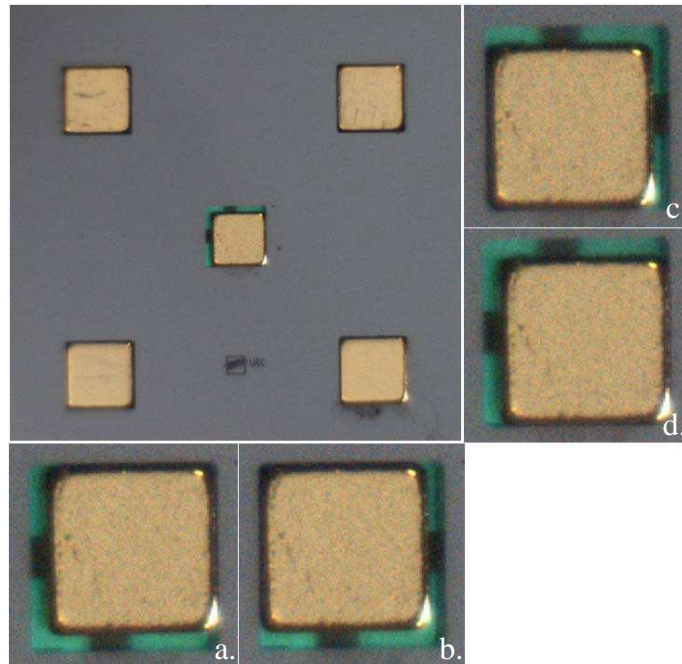


Figure 55. instantanés des 4 positions stables de l'APM dans la cavité a. position haut à droite, b. position haut à gauche, (c. position bas à gauche, d. position bas à droite

III.1.4. Mesure de la course de déplacement de l'APM

La valeur de courant de pilotage minimale a été expérimentalement déterminée selon les axes X et Y. Les valeurs mesurées sont de 1,2 A et 1,4 A respectivement pour l'axe X et l'axe Y. La différence entre ces 2 valeurs est due à la différence de distance entre l'aimant mobile et les pistes conductrices pour les deux axes de déplacement comme mentionné précédemment dans le design du micro-actionneur. Etant donné que la piste permettant de basculer selon l'axe X est plus proche de l'aimant mobile que celle utilisée pour basculer selon l'axe Y, un courant plus important est nécessaire pour pouvoir piloter en Y.

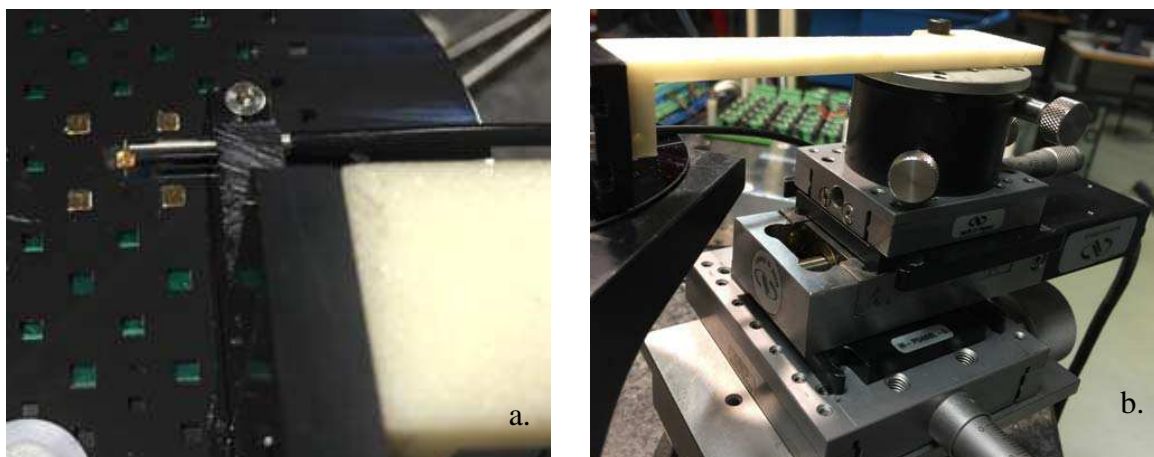


Figure 56. mesure de course de déplacement de l'APM. a. vue générale du montage, b. support du détecteur optique sur une platine à 3 axes [Shi-2016]

Ensuite, une mesure de déplacement est mise en œuvre à l'aide d'un capteur de déplacement à fibres optiques. Il s'agit de la détection de la position d'un miroir avec une face réfléchissante en or, monté perpendiculairement sur la face supérieure de l'aimant mobile. Le capteur est composé d'une sonde optique positionnée en face du miroir permettant simultanément l'émission et la réception d'un signal lumineux. Le positionnement et l'orientation de la sonde sont assurés par des platines de déplacement et un tilt afin de maximiser l'intensité du signal optique reçue [Pre-2006].

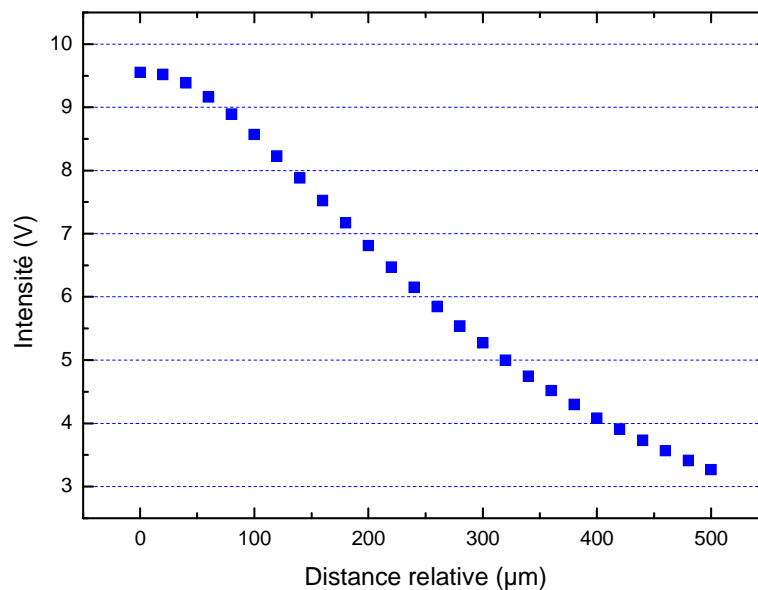


Figure 57. mesure de sensibilité du détecteur optique

Après avoir positionné et orienté le capteur, un étalonnage de celui-ci a été réalisé (Figure 57). La quantité de lumière réfléchiée par le miroir est collectée par des fibres de réception et ensuite mesurée par une photodiode qui la convertit en une tension. La distance à 200 µm est choisie pour une sensibilité d'environ 0,015 V/µm. Les mesures suivantes sont effectuées autour de cette distance.

Après avoir calibré le capteur, les mesures de déplacements de l'aimant mobile ont été réalisées à l'aide des impulsions de courant de pilotage. A la Figure 58, la position de l'aimant mobile est représentée par la ligne bleue tandis que les impulsions de courant de pilotage (5A-10ms) sont représentées par la ligne rouge.

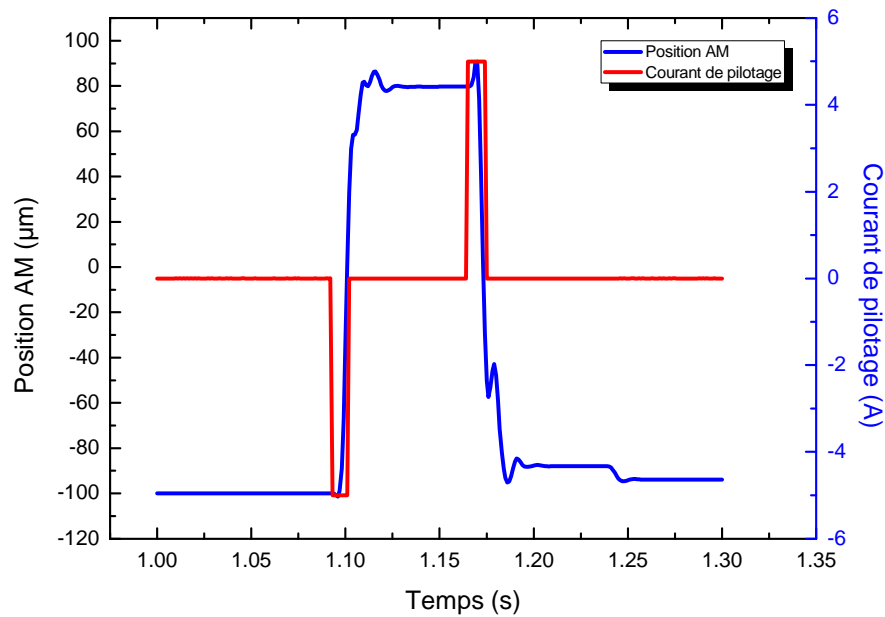


Figure 58. mesure de position de l'APM en un aller-retour (courbe rouge : courant de pilotage, courbe bleue : position de l'APM)

De plus, un courant de maintien à 1 A est appliqué au cours du basculement, permettant de minimiser l'erreur de rectitude lors d'un basculement selon une direction. On observe que la course mesurée pour cet aller-retour est de 179 μm , inférieure à la valeur théorique de 200 μm . Comme présenté précédemment, les cavités carrées créées dans le support ne sont pas parfaitement de la même dimension et leur taille peut varier légèrement. Il y a un autre facteur qui peut contribuer à cet écart : l'imperfection dimensionnelle et géométrique des aimants mobiles. Malgré une sélection soignée préalable des aimants en cherchant les candidats les plus proches de la valeur recherchée de 2 mm, un écart de largeur de 10 μm est présent pour l'aimant. Or si l'APM n'est pas parfaitement ancré dans un coin de la cavité, il ne l'est plus dans les autres. On observe aussi qu'il y a un dépassement au début et à la fin du basculement.

Ces dépassements sont dus à la présence de la composante verticale du champ magnétique générée par le courant de pilotage, qui crée une force de Lorentz verticale en Z tendant à soulever ou abaisser l'aimant mobile selon sa position dans la cavité (voir Figure 59). Ces forces en Z avaient été calculées dans le paragraphe II.2.5 et une valeur relativement faible de la force en Z avait été obtenue. Les résultats expérimentaux confirment la prépondérance des forces en X et Y devant la force en Z. Cependant, l'effet de la force en Z peut être observé. En outre, les composantes horizontales en X et en Y de l'effort électromagnétique pourraient inciter des désorientations du miroir dans le plan XY. Tous ces derniers peuvent être traduits

par une petite élévation (hors plan) et une inclinaison de l'aimant et du miroir, et ce génère une erreur de mesure par le capteur optique.

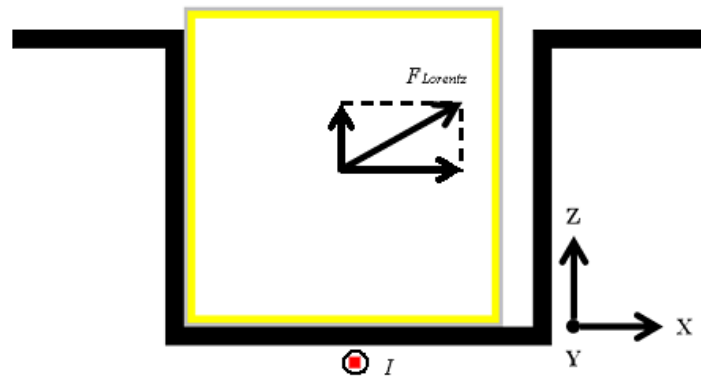


Figure 59. force de Lorentz, générée par le conducteur en Y, présentant une composante en Z et en X

Le temps de réponse à 10% est de 8 ms. On remarque que le retour de l'aimant mobile prend un temps supplémentaire d'environ 70 ms pour la remise en position initiale quand il est sur le point d'y revenir. Ce temps correspondrait à l'orientation du miroir qui se « pose ».

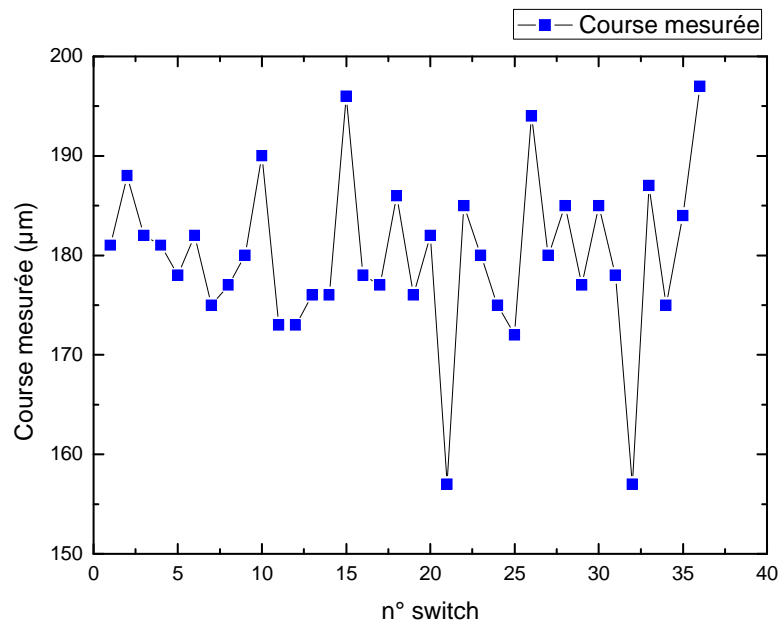


Figure 60. mesure de répétibilité de la course de l'APM

A la Figure 60, la course est mesurée pendant 36 allers-retours consécutifs. La valeur moyenne avec écart-type de la course est de $179 \pm 9 \mu\text{m}$. La différence maximum se trouve à l'aller-retour n°21, de $-23 \mu\text{m}$, soit 12,7% de la valeur moyenne. Cette erreur pourrait être

fortement diminuée en augmentant le courant. D'un autre côté, les valeurs extrêmes pourraient être réduites par l'introduction d'une lame couvrant l'aimant mobile, ce qui permet d'éliminer les déplacements hors plan.

III.2. Réseau partiel de 2×2 micro-actionneurs numériques

Le dispositif présenté précédemment et composé d'un seul micro-actionneur numérique ne permet pas de réaliser une tâche de convoyage. Un réseau composé de $2 \times 2 = 4$ micro-actionneurs numériques a ainsi été mis en place pour réaliser le convoyage d'un objet dans le plan (translation et rotation). Un deuxième montage se basant sur le premier est développé dans l'objectif de caractériser les modes de convoyage et mesurer le pas unitaire de l'objet convoyé. Cette étape intermédiaire est importante pour mettre en évidence les modes de convoyage du réseau partiel et permettra de passer finalement au réseau complet.

III.2.1. Présentation du montage expérimental

Dans ce montage, les 4 micro-actionneurs choisis forment le réseau considéré. Afin d'obtenir un comportement d'efforts homogène des 4 micro-actionneurs, des aimants ont été placés autour de ceux-ci pour obtenir un équilibrage magnétique de ces derniers. Le réseau comprend donc au total 16 aimants mobiles et 25 aimants fixes, donnant en total $4 \times 4 = 16$ actionneurs présents (Figure 61). De plus, le même support des aimants et PCB sont utilisés cette fois-ci.

Etant donné que l'objectif de ce réseau de micro-actionneurs est de réaliser des tâches de convoyage de l'ordre de plusieurs millimètres, le capteur optique utilisé lors de la caractérisation du micro-actionneur élémentaire n'est plus adapté. Deux nouveaux éléments sont inclus dans cette expérience. Un duo caméra & objectif est installé au-dessus du montage, qui permet de mesurer le déplacement de l'objet convoyé. De plus, une lame de verre sera convoyée par le réseau partiel.

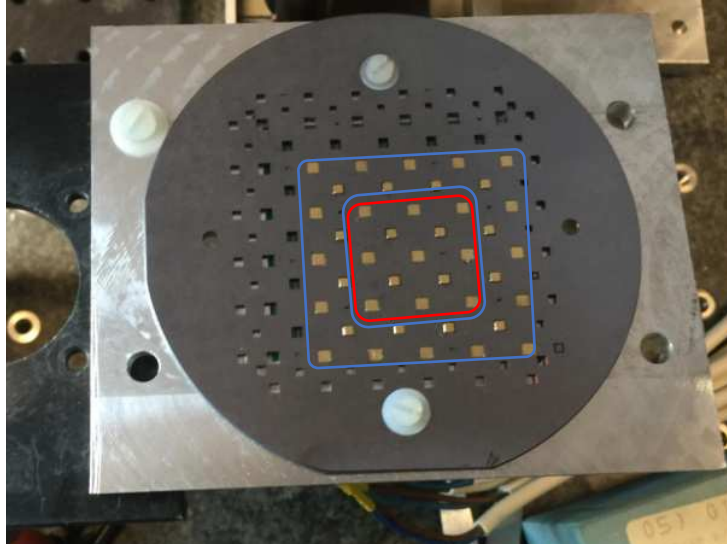


Figure 61. vue générale du montage expérimental n°2 (zone entourée en rouge: réseau de 4 actionneurs, zone entourée en bleu : aimants d'équilibrage)

L'objectif de cette caractérisation est de pouvoir mesurer le déplacement d'une lame de verre convoyée par le réseau. A cet effet, une technique de mesure optique est appliquée :

- Un autocollant avec une croix est placé sur la face supérieure de la lame de verre. Lors du convoyage, des images de la position de la croix, donc de la lame de verre, sont acquises par la caméra. Le champ est focalisé sur le centre de la croix afin de minimiser la limite de résolution (taille du pixel : 16 μm).
- Un logiciel d'enregistrement image/vidéo permet de sauvegarder des instantanés ou des vidéos de la caméra avec des options personnalisables (durée, images affichées par second, etc.).
- Un algorithme de traitement d'images et de détection de la croix sous MatlabTM a été développé et sera présenté en détail dans la partie III.3.3.

Table 18. bilan des matériels supplémentaires utilisés pour le montage expérimental n°2

Caméra & objectif	Caméra Pointgrey Grasshopper 3 5 Mégapixels Grossissement : $\times 2$
Lame de verre	50 mm \times 50 mm \times 0,2 mm 188,7 mg

III.2.2. Tests de convoyage

Afin de déterminer la performance du réseau, plusieurs stratégies de pilotage ont été proposées et employées pour convoier la lame de verre selon l'axe X, l'axe Y, l'axe XY et autour de l'axe Z.

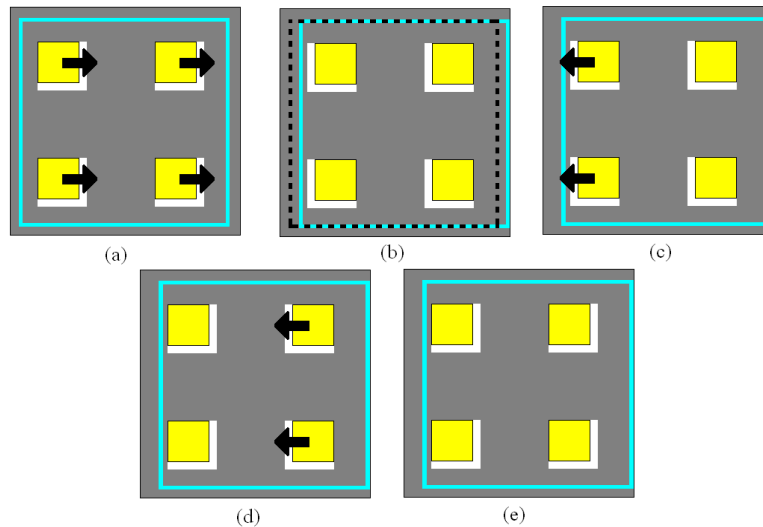
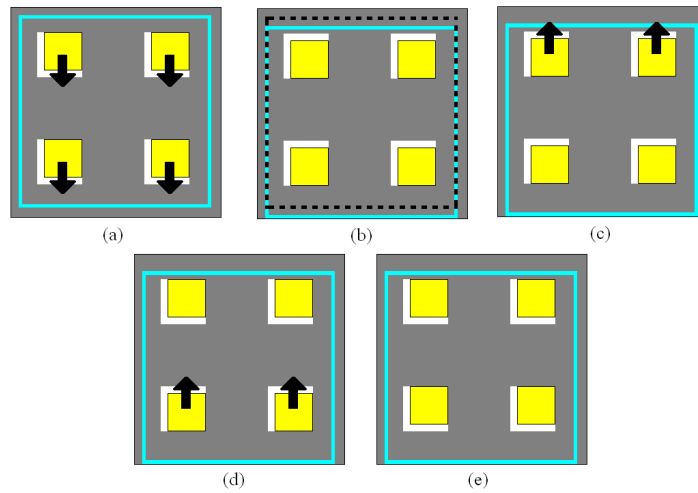
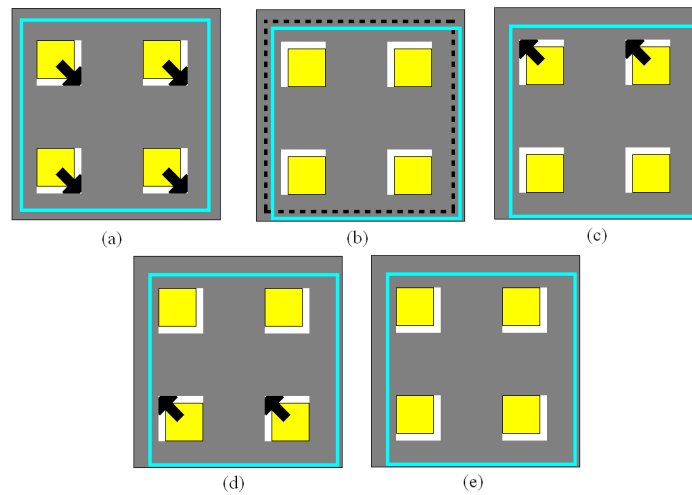
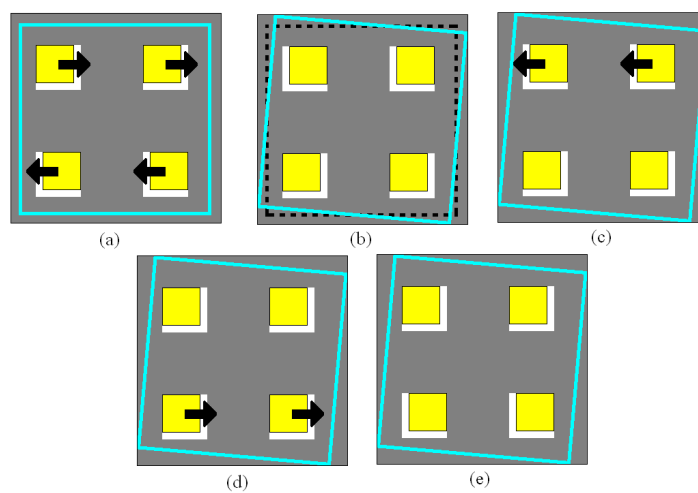


Figure 62. translation en X sur le réseau 2x2

Aux Figure 62, Figure 63, Figure 64 et Figure 65, la translation en X, Y et XY et la rotation autour de l'axe Z de la lame de verre est présentée par cinq étapes de déplacement d'APM, en dessous de la lame de verre. La stratégie consiste à d'abord déplacer les quatre APM, soit dans une direction en X, Y et XY en translation, soit autour de l'axe Z en rotation (Figure 62.a). La lame de verre suivra ce déplacement (Figure 62.b). Pour revenir à la position initiale, une ligne d'APM retourne dans la direction opposée puis l'autre ligne (Figure 62.c et Figure 62.d). Finalement un déplacement unitaire de la lame de verre est obtenu (Figure 62.e).

Figure 63. translation en Y sur le réseau 2×2 Figure 64. translation en XY sur le réseau 2×2 Figure 65. rotation sur le réseau 2×2

Afin de montrer la capacité du réseau à convoier des objets, une pièce d'horlogerie (63,6 mg) a été placée sur la lame de verre (0). Des déplacements suivant X, suivant Y, suivant la

diagonale et les rotations ont été réalisés.



Figure 66. *convoyage d'une pièce d'horlogerie sur le réseau 2x2*
1^{er} ligne : translation en X (0 pas, 3 pas, 5 pas)
2^e ligne : translation en Y (0 pas, 3 pas, 5 pas)
3^e ligne : translation en diagonale (0 pas, 3 pas, 5 pas)
4^e ligne : rotation antihoraire (0 pas, 3 pas, 5 pas)

On observe que les pas de déplacement suivant X, suivant Y et les rotations sont parfaitement observables dans les instantanés. Toutefois, on observe que le déplacement

suivant la diagonale présente des dérives de rotation que l'on peut attribuer à des questions d'assiette et d'inhomogénéités de frottement dans la diagonale.

A la fin des campagnes de mesure sur ce réseau partiel, certains problèmes ont été relevés et mis en évidence :

- Planéité du PCB : le PCB utilisé a une épaisseur de 200 μm ; il se déforme facilement lors du serrage des vis dans le support des aimants. Cette déformation hors-plan perturbe la mise en place des aimants, et en conséquence l'interaction électromagnétique des actionneurs avec les pistes conductrices. Il serait donc souhaitable d'utiliser un PCB plus épais sans augmenter l'écart d'efforts électromagnétiques entre les deux axes.
- Soudures : les soudures effectuées sur le PCB l'ont été manuellement. Elle est donc affectée de toutes les variations inhérentes aux opérations manuelles dans des petits espaces : génération de contraintes dans les fils, les traversées (vias) et les pistes.
- Résolution des images : l'observation du convoyeur en marche nécessite de voir son bon fonctionnement, mais également de pouvoir mesurer les déplacements. Ces deux exigences se traduisent en caractéristiques par la nécessité d'un champ large pour une observation globale et un champ étroit pour observer finement les déplacements. La résolution des images utilisée (16 $\mu\text{m}/\text{pixel}$) est un compromis entre ces deux exigences mais au prix d'une faible précision sur la mesure du pas de déplacement.
- Cavités non débouchantes sur le support des aimants : le wafer micro-usiné présente quelques cavités non débouchées au bord du support, il est difficile de réaliser sur ce support le réseau complet sans risque de destruction. Pour valider un dispositif fonctionnel, les tests de déplacement ont été d'abord effectués sur un réseau partiel de 2×2 micro-actionneurs.

Les observations effectuées lors du test de convoyage sur un réseau partiel 2×2 ont permis de conclure au bon fonctionnement du convoyeur. Cependant, certains dysfonctionnements intermittents rendent la caractérisation moins efficace et moins précise. Les obstacles listés dans ce paragraphe peuvent pour certains être écartés. Ces améliorations ont été mises en œuvre pour la phase suivante : le réseau de 25 micro-actionneurs.

III.3. Réseau de 5×5 micro-actionneurs numériques

Après avoir validé le fonctionnement d'un micro-actionneur élémentaire et le principe de convoyage à partir d'un réseau de 2×2 micro-actionneurs, un réseau complet, composé de 5×5 micro-actionneurs numériques, a été développé. Ce système a bénéficié des enseignements tirés des résultats des campagnes de mesure précédentes. Plusieurs améliorations ont été apportées au système. Ce paragraphe décrit un nouveau montage expérimental et les résultats obtenus pour un convoyeur composé d'une matrice de 5x5 actionneurs.

III.3.1. Présentation du montage expérimental

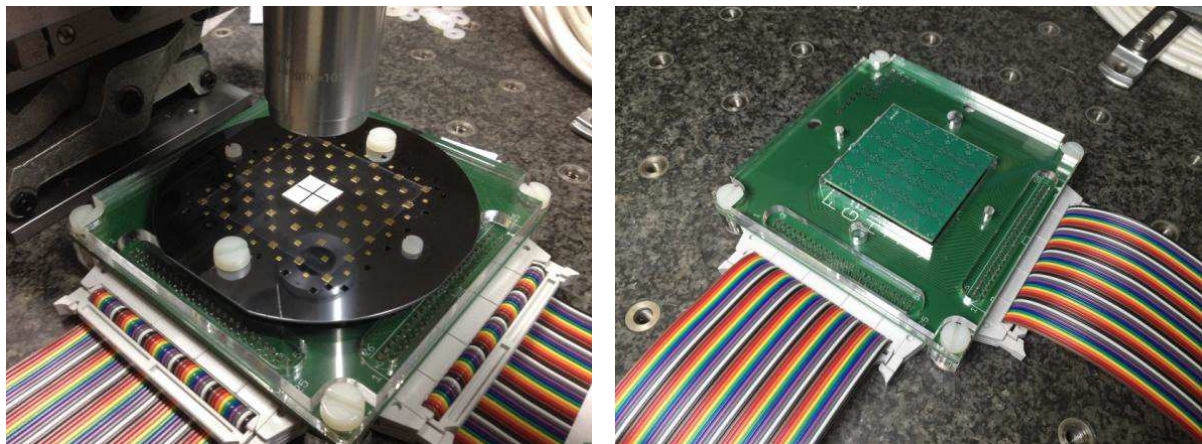


Figure 67. montage expérimental n°3. (a) vue générale avec support, (b) vue générale sans support (vue de dessus du PCB)

Ce prototype est composé d'un nouveau support des aimants (wafer de silicium) dont toutes les cavités sont débouchantes (Figure 67.a). Ce nouveau support a été fabriqué avec un masque de résine de 12 μm . Cette épaisseur assure une gravure profonde complète sans consommation complète de résine sur la face avant, ce qui permet d'éviter l'affection thermique présente sur le support précédent.

Ce nouveau support permet donc de placer tous les aimants assurant le fonctionnement des 25 micro-actionneurs.

Table 19. bilan des matériels du montage expérimental n°3

Matériel	Propriétés remarquables
Support des aimants	Toutes les cavités présentes
PCB pilotage	Circuit multicouche (4 niveaux) Épaisseur : 2 mm 2 conducteurs pour chaque axe Trous métallisés
PCB routage	Connexion simplifiée
Support PCB	Ajustable en niveaux Pièces en PMMA

Le PCB initial a été remplacé par deux nouveaux PCB (Figure 67.b) :

- Le premier comprend les conducteurs permettant le basculement de l'aimant mobile dans les deux directions. Ce PCB est multicouche (4 couches) afin de minimiser la distance entre les conducteurs X et Y (100 μm contre 200 μm avec l'ancienne version). Par ailleurs, les conducteurs placés sous les aimants mobiles sont divisés en 2 pistes connectées en série afin de rendre un peu plus favorable le rapport tension/courant utilisé pour l'actionnement. L'épaisseur totale de ce premier PCB est également plus importante (2 mm contre 0,2 mm précédemment) afin de minimiser la déformation d'origine thermique.
- Le second PCB permet le routage et de faciliter l'alimentation en courant. Des nappes sont directement connectées sur ce second PCB.

Enfin, un nouveau support en PMMA a été réalisé par prototypage rapide (découpe laser). Ce nouveau support permet un réglage plus aisé de l'assiette du prototype (Figure 68) grâce à des cales.

A propos des alimentations de courant, il fallait en principe $25 \times 2 = 50$ alimentations pour pouvoir piloter les 25 micro-actionneurs indépendamment selon les 2 axes. En raison de nombre limité d'équipements disponibles dans le laboratoire, les micro-actionneurs ont été pilotés en série par ligne, ce qui permet de réduire le nombre nécessaire d'alimentations de courant à 5 si un axe est piloté, ou en 10 si les 2 axes sont pilotés indépendamment.

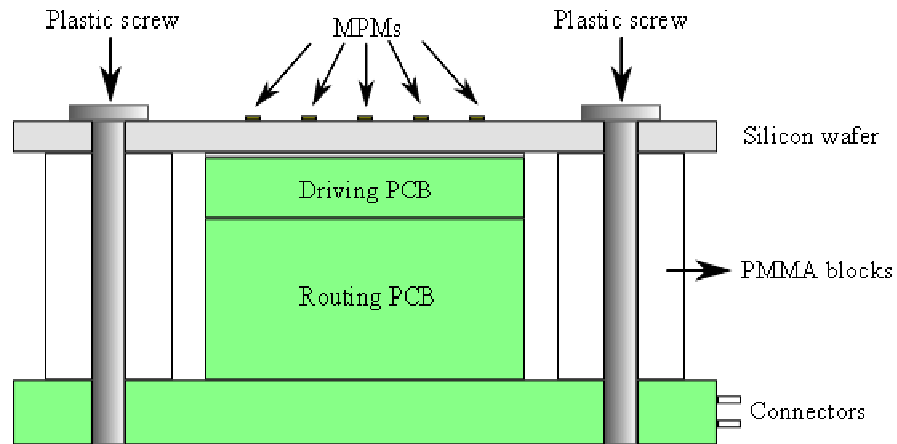


Figure 68. vue schématique en coupe du montage expérimental n°3

III.3.2. Caractérisation

La caractérisation permet de quantifier les performances du réseau. Par commodité, le pas unitaire de déplacement de la lame de verre et la masse chargée sont vérifiés sur le réseau. Plusieurs paramètres de pilotage influencent le pas unitaire de déplacement de la lame de verre tels que :

- Courant de pilotage : l'impulsion de courant appliquée lors du déplacement collaboratif des APM pour créer le pas unitaire de déplacement de l'objet convoyé.
- Courant de retour : l'impulsion de courant appliquée lors du retour des APM après l'étape de déplacement collaboratif pour revenir à leur position initiale.
- Courant de maintien : le courant appliqué tout au long des opérations de convoyage dans la direction transverse du déplacement pour créer une force de maintien sur les APM sur un côté latéral des cavités.
- Masse convoyée : les objets ajoutés sur la lame de verre de base à convoyé.

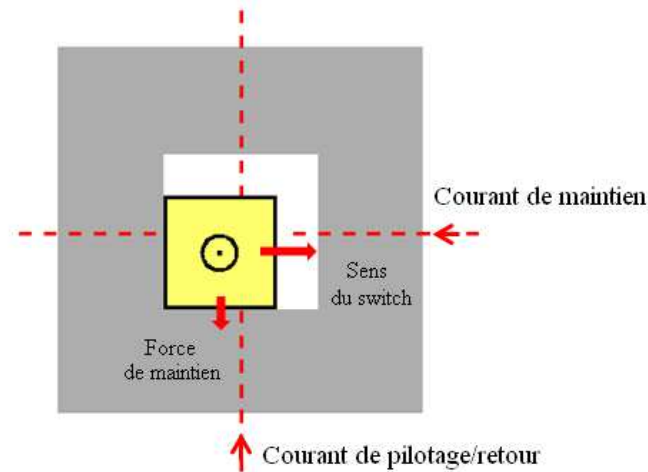


Figure 69. représentation schématique des paramètres de déplacement d'un APM

Une caractérisation de l'influence de ces paramètres sur le pas de déplacement unitaire de la lame de verre (sans et avec charge) a donc été réalisée.

III.3.2.1. Méthode de caractérisation

Lors des caractérisations, les influences des paramètres ont été observés indépendamment les uns des autres en ne faisant varier qu'un seul paramètre à la fois. Pour chaque configuration étudiée, la mesure du pas de déplacement unitaire de la lame de verre a été répétée 22 fois. A chaque répétition, un aller-retour simple de la lame a été effectué à proximité du centre du réseau. Le pas unitaire est mesuré exclusivement par la distance de l'aller.

Tout point de mesure provient de 22 valeurs mesurées de pas de déplacement unitaire (notées P_i). Le minimum et le maximum sont éliminés pour ne garder que 20 valeurs mesurées (notées P_j). Par conséquent, un point de mesure se traduit par la valeur moyenne avec écart-type de ces 20 valeurs. On remarque que lors des premiers tests, une variabilité significative a été observée pour un même point de mesure. Cette variabilité est due au principe de convoyage, basé sur le frottement. Comme le frottement n'est pas homogène sur l'ensemble du réseau et de plus il y a présence de défauts de planéité, la méthode de mesure décrite ci-dessus a été adoptée pour toutes les mesures de déplacement en translation.

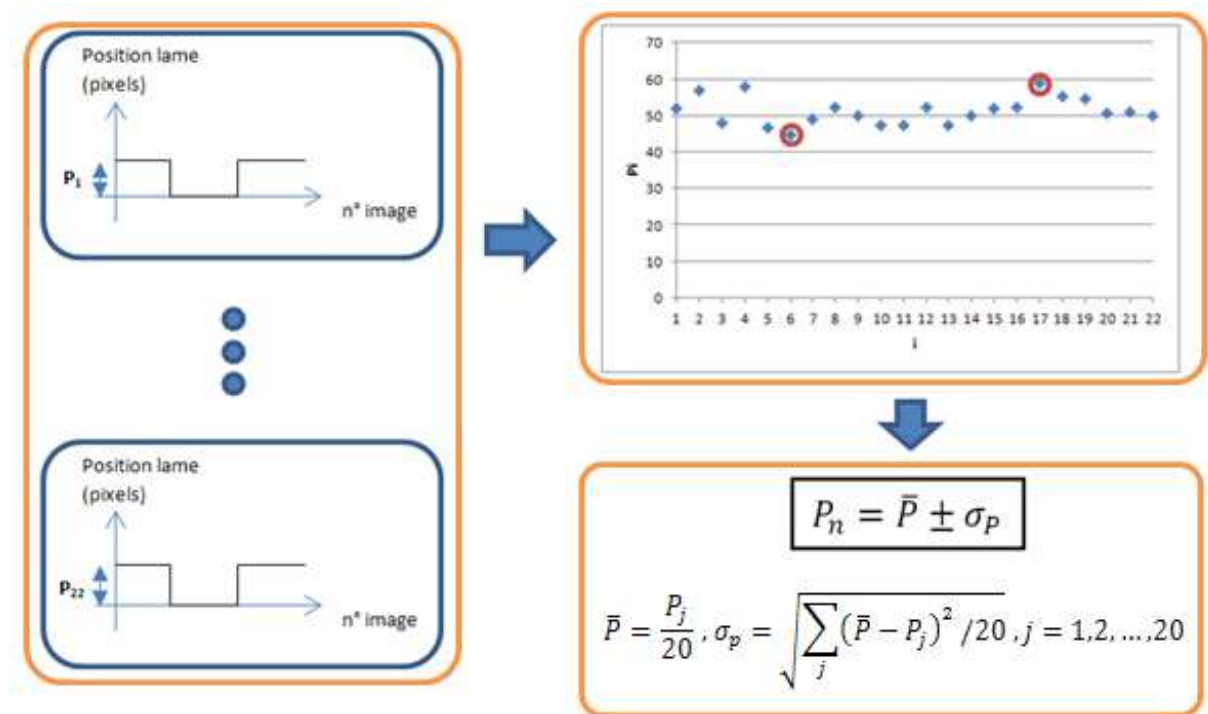


Figure 70. démarche pour l'obtention de la valeur moyenne et la barre d'erreur d'un point de mesure

III.3.3. Traitement des données

Un algorithme de traitement des images a été réalisé sous Matlab (Figure 71). Cet algorithme permet de déterminer la position de la croix collée sur la face supérieure de la lame de verre pour chaque image acquise par la caméra.

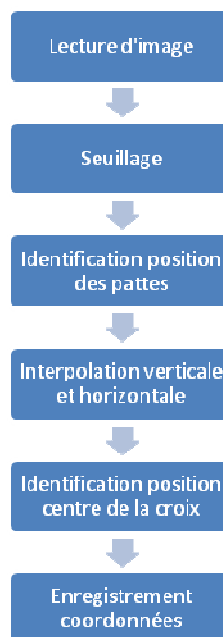


Figure 71. étapes principales de l'algorithme du programme MatlabTM pour le traitement d'image

L'algorithme lit d'abord les images, une par une, et les transforme en noir et blanc, où un facteur de seuillage, paramétrable de 0 à 1, est appliqué. Plus ce facteur est proche de 0, moins il y a de contraste et de regroupement sur l'image traitée, alors plus ce facteur est proche de 1, plus le contraste et le regroupement sont importants.

Les images traitées sont ensuite scannées le long de leurs extrémités. Le profil scanné, en fonction de noir ou blanc, permet de déterminer le centre des quatre étendues (Figure 72) respectivement en haut, en bas, à droite et à gauche de l'image. Les quatre centres déduits aideront à trouver la position du centre de la croix dans l'image, soit le croisement de deux lignes connectant respectivement les centres du haut et du bas, et les centres de la droite et de la gauche.

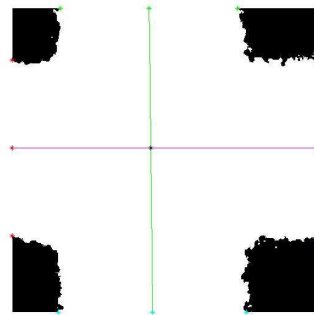


Figure 72. image traitée en noir et blanc d'un instantané sous MatlabTM, dont le croisement de deux lignes centrées aux quatre étendues (haut, bas, droite et gauche) permet de déterminer la position de la lame de verre

En outre, la branche horizontale de la croix permet de déterminer l'angle de rotation de la lame. Il suffit d'en déduire la pente de la branche. La variation de la pente correspond à l'angle rotationnel en radian.

III.3.4. Résultats

Pour des raisons de durée des manipulations, l'influence des paramètres en translation a seulement été étudiée selon l'axe X.

III.3.4.1. Influence du courant de pilotage

La mesure de l'influence du courant de pilotage sur le pas de déplacement unitaire de la lame de verre a été effectuée avec un courant de pilotage en X compris entre 2,5 A et 7 A avec un pas de 0,5 A. Lors de ce test, le courant de retour utilisé est identique au courant de pilotage et le courant de maintien est nul. La largeur des impulsions de courant a été fixée à 50 ms et un temps d'attente de 100 ms entre 2 impulsions, ces deux paramètres restent inchangés pour les résultats suivants.

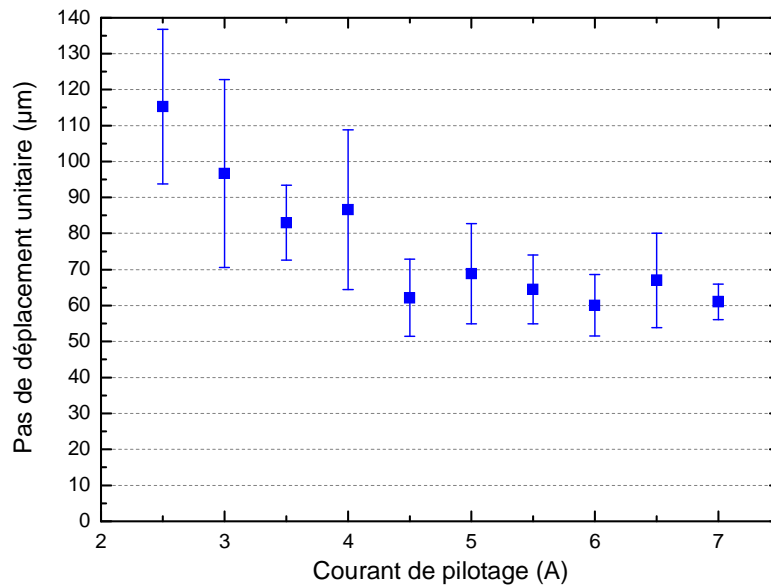


Figure 73. mesure de pas de déplacement unitaire en fonction du courant de pilotage

On observe (Figure 73) que globalement, le pas de déplacement unitaire décroît de $115 \pm 21 \mu\text{m}$ à $61 \pm 5 \mu\text{m}$ lorsque le courant de pilotage augmente de 3A à 7A. On observe des écarts type élevés entre 2,5 A et 4 A. Pour des faibles courants de pilotage, les mesures ont une dispersion importante. On observe cependant que pour ces faibles courants de pilotage, la charge est entraînée sur une distance plus grande que pour les courants plus élevés. La diminution de la courbe peut être expliquée par le fait que lorsque le courant de pilotage est important, l'accélération des APM est élevée ce qui entraîne un glissement entre la lame de verre et les APM. Par conséquent lors d'un pas, la lame se déplace d'une distance plus faible que la course des APM. Pour de faibles courants de pilotage, l'accélération des APM est faible, le glissement de la lame de verre par rapport aux APM est moindre et donc le pas de déplacement de la lame de verre est plus important.

III.3.4.2. Influence du courant de retour

La mesure de l'influence du courant de retour sur le pas de déplacement unitaire a été effectuée avec un courant de retour en X compris entre 3 A à 7 A avec un pas de 0,5 A. Lors de ce test, le courant de pilotage est fixé à 5 A et le courant de maintien est nul. La durée d'impulsion de courant (50 ms) et le temps d'attente entre 2 impulsions (100 ms) sont identiques à ceux utilisés précédemment.

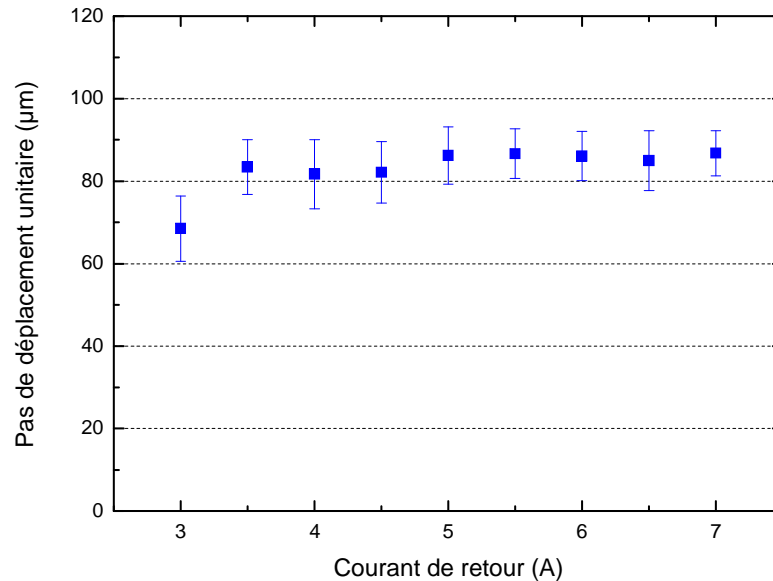


Figure 74. mesure de pas de déplacement unitaire en fonction du courant de retour

Lorsque le courant de retour augmente, on observe que globalement le pas de déplacement unitaire croît de $69 \pm 8 \mu\text{m}$ (3A) à $87 \pm 6 \mu\text{m}$ (7A). Dans le cas où il y a un petit courant de retour, lorsque les lignes d'actionneurs vont revenir en position initiale, elles risquent d'entraîner en arrière la lame de verre. Cela fait que l'on observe un pas élémentaire pour une séquence complète plus petit pour des petits courants et pas avec des grands courants car dans ce cas, il y a glissement de la lame par rapport aux aimants et donc pas de retour en arrière de la lame, le pas de déplacement y est donc plus grand.

III.3.4.3. Influence du courant de maintien

La mesure de l'influence du courant de maintien sur le pas de déplacement unitaire est effectuée avec un courant de maintien en X varié tous les 1 A de 0 A à 3 A. Pour ce test, les courants de pilotage et de retour ont été fixés à 5 A.

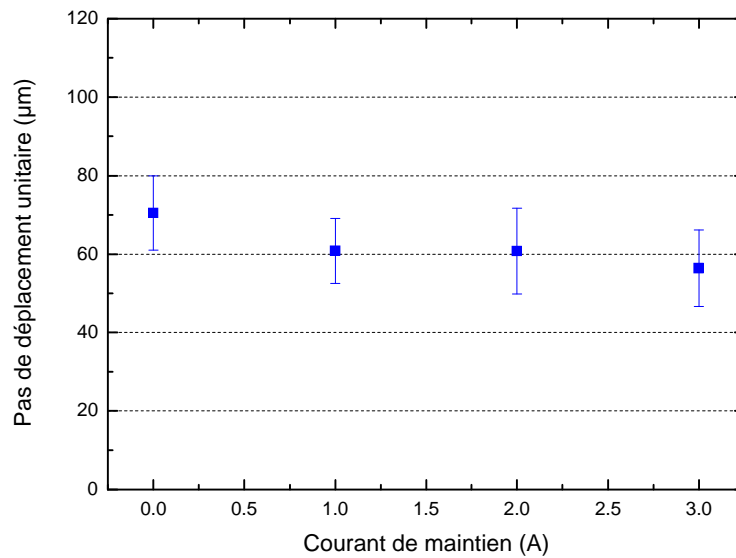


Figure 75. mesure de pas de déplacement unitaire en fonction du courant de maintien

On observe une légère diminution du pas de déplacement de $70 \pm 9 \mu\text{m}$ (0A) à $56 \pm 10 \mu\text{m}$ (3A) quand le courant de maintien augmente. Une raison pouvant expliquer ce phénomène est que lorsqu'un courant de maintien élevé est utilisé, le comportement collaboratif des micro-actionneurs est dégradé à cause de l'inhomogénéité du frottement entre les APM et les parois des cavités. Dans ce cas, le basculement de l'ensemble des micro-actionneurs n'est pas certain d'être obtenu simultanément. Ce phénomène explique donc cette diminution du pas de déplacement lorsque le courant de maintien augmente.

III.3.4.4. Influence de la masse de la charge convoyée

La mesure de l'influence de la masse convoyée sur le pas de déplacement unitaire a été effectuée. Trois configurations ont été utilisées : (i) sans masse ajoutée, (ii) avec 3 lames de verre et (iii) avec 6 lames. Les lames utilisées sont de dimension $50 \text{ mm} \times 50 \text{ mm} \times 0,2 \text{ mm}$ et pèsent en moyenne 188 mg. La lame de verre avec autocollant a servi de base à convoyer et pèse 202 mg. Le courant de maintien reste nul.

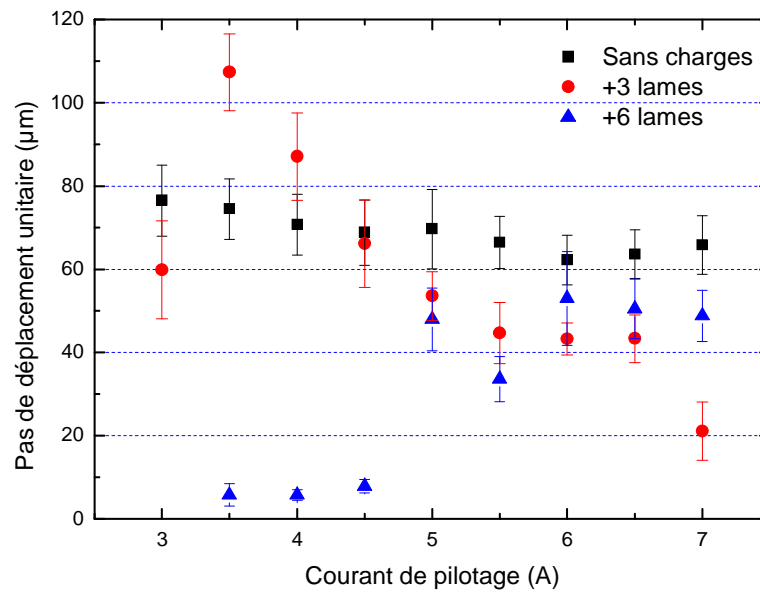


Figure 76. mesure de pas de déplacement unitaire en fonction du courant de pilotage avec et sans chargement de masses

On observe de prime abord (Figure 76) que globalement, plus il y a de masses chargées sur le convoyeur, plus le pas devient petit. Une tendance logique de simple fait que l'ajout de poids donne plus de frottement entre le fond des cavités et les APM, la force d'entraînement sera ainsi réduite. A cet effet, l'effort collaboratif diminue et le pas aussi.

On observe aussi qu'avec 3 lames, l'apparition d'un maximum qui est dû aux inhomogénéités de frottement au niveau des actionneurs. Pour des petits courants, le fonctionnement collectif est perdu et donc le pas est fortement diminué. Avec 6 lames, le courant pour les déplacer doit être plus important car la charge est dans ce cas plus élevée. On a cependant plus de mal à repérer l'optimum qui n'est pas clairement visible. Il se peut que la charge soit si importante que l'allure d'un optimum n'est pas établie de la même manière qu'avec 3 lames.

III.3.4.5. Influence du courant de pilotage sur l'angle de rotation

La mesure de l'influence du courant de pilotage sur l'angle de rotation unitaire a été réalisée sur la même configuration (réseau + lame de verre avec autocollant) qu'en translation mais avec une méthode de mesure différente : la méthode est modifiée suite aux limites de résolution de la caméra en vue de petits angles de rotation. Au lieu de faire à chaque fois une mesure d'un pas unitaire, 30 pas sont cumulés en une exécution de programme Labview™

afin que l'angle cumulé soit significatif et exploitable sous Matlab™.

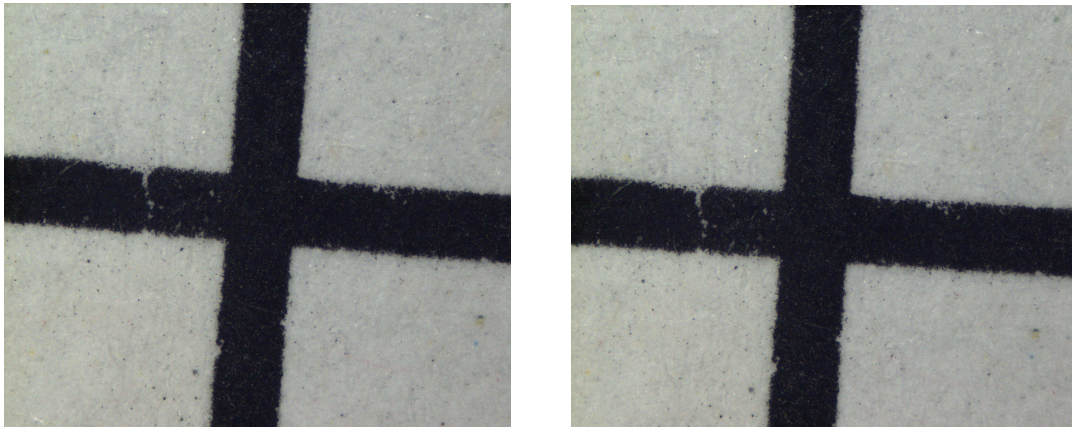


Figure 77. mesure de pas de rotation sur la croix de l'autocollant (rotation +Z)
droite : début de la mesure
gauche : 30 pas de rotation effectués

A la Figure 77, un exemple de deux images de l'autocollant capturée par la caméra est montré respectivement au début et après 30 pas de rotation dans le sens antihoraire (+Z). On observe que le centre de la croix est légèrement descendu après les 30 pas de rotation. Cet écart n'est néanmoins pas gênant car le traitement des images consiste en la détermination de la variation de la pente de la branche horizontale.

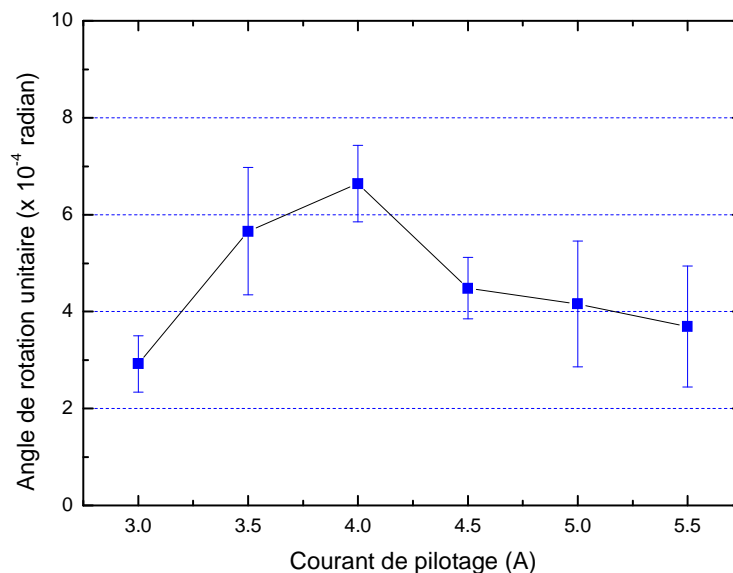


Figure 78. mesure d'angle de rotation unitaire en fonction du courant de pilotage

La mesure est effectuée avec un courant de pilotage en X varié tous les 0,5 A de 3 A à 5,5 A. Le courant de pilotage et celui de retour sont identiques. La durée d'impulsions de courant est de 50 ms et un temps d'attente de 100 ms entre 2 impulsions. En répercussion de

sur-réchauffement des pistes à 5,5 A, les courants de valeur supérieure ne sont pas testés. Ceci n'était pas le cas pour les autres tests car la configuration de convoyage en rotation engendre plus de frottements entre la lame de verre et les APM lorsque deux lignes d'APM se déplacent dans une direction alors que les deux autres dans la direction opposée, l'origine probable de sur-réchauffement à une valeur de courant moyenne élevée (5,5 A) comparée à la valeur maximum dans les mesures en translation (7 A).

L'allure globale ressemble à celle des courbes avec masses chargées. On observe qu'entre 3 A et 4 A, le pas de rotation unitaire croît de $2,9 \cdot 10^{-4}$ rad ($\sigma=0,6 \cdot 10^{-4}$ rad) à $6,6 \cdot 10^{-4}$ rad ($\sigma=0,8 \cdot 10^{-4}$ rad). A ces courants, l'effet collaboratif est perdu à cause des inhomogénéités de frottement, la rotation de la lame de verre est faible. Tandis qu'entre 4 A et 5,5 A, le pas de rotation unitaire décroît de $6,6 \cdot 10^{-4}$ rad ($\sigma=0,8 \cdot 10^{-4}$ rad) à $5,5 \cdot 10^{-4}$ rad ($\sigma=1,2 \cdot 10^{-4}$ rad). Dans le cas des forts courants, l'effet collaboratif est obtenu car l'effort électromagnétique engendré par le courant est suffisant pour déplacer tous les APM. La diminution du pas de déplacement est due au glissement important, en provenance de l'accélération observée aux forts courants de pilotage.

III.4. Bilan

Dans ce chapitre a été présentée la caractérisation d'un réseau de 5×5 micro-actionneurs numériques électromagnétiques.

Les wafers de silicium micro-usinés ont été caractérisés dans trois montages expérimentaux pour la vérification du fonctionnement et des performances d'un micro-actionneur unique, un réseau partiel de 2×2 actionneurs et un réseau complet de 25 actionneurs.

Le réseau partiel de 2×2 actionneurs a permis de démontrer le fonctionnement d'un micro-convoyeur minimal, de mettre en place un premier banc expérimental et de tester les stratégies de commande.

Ce banc expérimental a été étendu et amendé pour la mesure des performances du réseau complet de 5×5 actionneurs. Le déplacement d'une charge suivant plusieurs modes (translation en X, en Y, diagonale, rotation) a été validé. Les paramètres influençant le pas de

déplacement ont été étudiés (courant de pilotage, courant de retour, courant de maintien, masse de la charge) et la valeur du pas de déplacement a été déterminée en fonction de ces paramètres.

Ces résultats corroborent les résultats tirés des travaux précédents de Huyan et Xu [Huy-2015, Xu-2016] qui portent respectivement sur le développement d'un réseau de méso-actionneurs et la conception d'un système de déplacement basé sur un réseau d'actionneurs numérique électromagnétique.

III.5. Bibliographie du chapitre III

[Huy-2015] P. Huyan. “*Electromagnetic digital actuators array: characterization of a planar conveyance application and optimized design*” (Thèse de doctorat, Compiègne), 2015.

[Pet-2014] L. Petit, A. Hassine, J. Terrien, F. Lamarque, & C. Prella. “*Development of a control module for a digital electromagnetic actuators array*”. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 61(9), 4788-4796, 2014.

[Pre-2006] C. Prella, F. Lamarque, and P. Revel, “*Reflective optical sensor for long range and high-resolution displacements*”, Sens. Actuators A, Vol. 127, pp. 139–146, 2006.

[Xu-2016] J. Xu. “*Conception d'un système de déplacement basé sur un réseau d'actionneurs numériques et d'un plateau structuré*” (Thèse de doctorat, Compiègne), 2016.

Chapitre IV - Micro-actionneur bistable en silicium

Le projet READMI comporte 2 axes de recherche. Une première voie électromagnétique ayant fait l'objet de travaux antérieurs a été explorée et a conduit à la réalisation d'un micro-convoyeur fonctionnel dans les chapitres précédents. Une deuxième voie a pour objectif de développer des actionneurs numériques bistables actionnables sans contact (optiquement).

Ce chapitre est organisé en plusieurs parties. Dans un premier temps, les travaux déjà effectués, notamment par des partenaires du projet sont exposés. Ces travaux ont ouvert des pistes de réflexion pour une plus forte intégration des dispositifs et nous ont conduit à nous interroger d'une part sur la nature des structures souhaitables mais aussi sur les méthodes de dimensionnement et de conception disponibles. Comme pour l'actionneur électromagnétique, des expressions analytiques sont utilisées et comparées aux résultats de simulation par éléments finis et aux données expérimentales quand elles sont disponibles.

IV.1. Vers un actionneur bistable sans contact

Ce paragraphe présente les travaux des partenaires de READMI dans le cadre du projet qui ont permis de préparer le travail d'intégration et de réalisation sur silicium d'actionneurs bistables actionnables optiquement.

IV.1.1. Réalisations précédentes

Le micro-actionneur bistable étudié ici s'inspire des travaux précédents menés par S. Zaidi sur un méso-actionneur bistable [Zai-2010a, 2010b, 2011a, 2011b, 2012] et est développé en parallèle avec le prototype d'un micro-actionneur multi-stable de X. Liu [Liu-2015a, Liu-2015b, Liu-2015c]. Ce méso-actionneur est basé sur une poutre droite encastree à ses 2 extrémités, déformée par compression mécanique longitudinale et actionnée par des éléments actifs en alliage de mémoire de forme (AMF).

Le dispositif est composé de 2 parties (Figure 79) : une partie est composée d'une poutre flambée, une autre partie est composée d'éléments actifs en AMF placées de part et d'autre du centre de la poutre et excitées par un faisceau LASER.

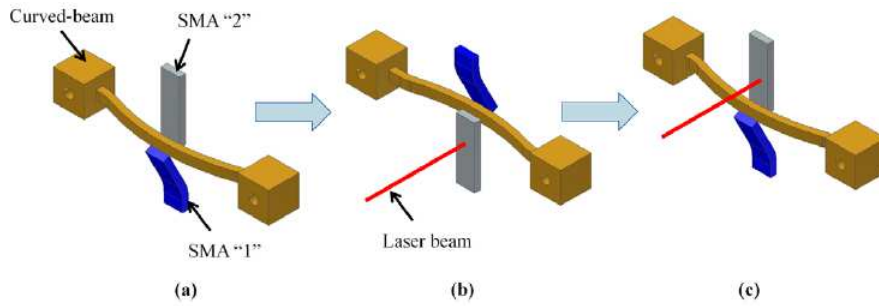


Figure 79. principe de fonctionnement de l'actionneur sans contact [Zai-2012].
 (a) actionneur au repos, (b) actionnement de la poutre par l'AMF 1 et (c) actionnement par l'AMF 2

Au repos, une seule des languettes d'AMF (la languette 1) est au contact de la poutre. Si la languette d'AMF1 est éclairée par un LASER, elle tend à se déformer et pousse la poutre vers sa 2^{ème} position de repos stable (Figure 79.b). La poutre adopte sa 2^{ème} position de repos et repousse la languette d'AMF2. Le retour à la position initiale est effectué en excitant la languette d'AMF2 par LASER (Figure 79.c). On peut remarquer que si l'AMF1 (resp. 2) refroidit entre 2 actionnements, elle peut revenir à sa position de repos avant que l'AMF2 (resp. 1) n'actionne la poutre et l'AMF1 (resp. 2). Le dimensionnement des AMF pour actionner la poutre en sera modifié. La Figure 80 représente des images d'un actionneur optique mésoscopique unitaire.

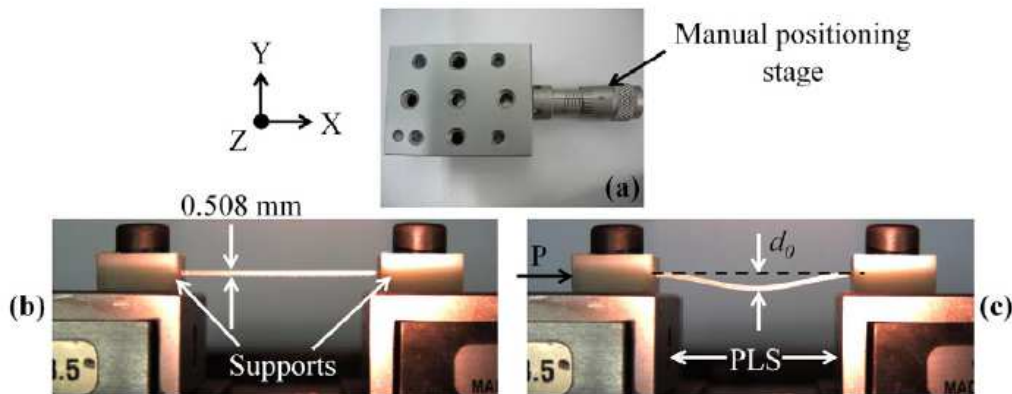


Figure 80. exemple de réalisation mésoscopique d'une poutre flambée [Zai-2011a]

La poutre est fabriquée par une machine de prototypage rapide en « ABSplus » thermoformé industriel. Elle est ensuite montée sur 2 blocs de positionnement et fixée à ses 2 extrémités (Figure 80.a et b). Elle est ensuite comprimée manuellement en longueur la poutre jusqu'à apparition de déformation hors plan (flambement, Figure 80.c).

Les languettes sont en alliage de NiTi et sont usinées par ablation laser. La feuille de TiNi a préalablement reçu un dépôt d'une couche photosensible à la longueur d'onde de l'excitation lumineuse correspondante (785 nm pour l'AMF1 et 660 nm pour l'AMF2). Les

éléments découpés sont positionnés de part et d'autre de la poutre. L'éclairage par un faisceau laser d'un des éléments d'AMF permet d'actionner la poutre flambée et de la faire passer d'une position stable à l'autre.

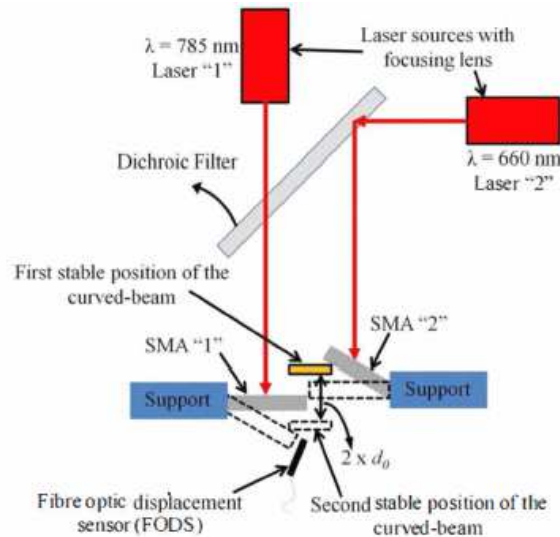


Figure 81. actionnement optique de la poutre flambée par des languettes en AMF. [Zai-2011a]
La languette actionnée est déterminée par la longueur d'onde du LASER employé et le filtre optique déposé sur une des languettes.

Le projet READMI a pour but de miniaturiser cette structure. L'objectif est de profiter des possibilités de réduction de taille offerte par les micro-technologies et également des possibilités d'intégration et de fabrication collective.

Toutefois, ce méso-actionneur doit être adapté en vue de sa réalisation sur silicium :

- La poutre flambée mésoscopique est obtenue par compression mécanique d'une poutre non contrainte. Une réalisation micro-usinée collective doit dès sa réalisation, voire dès sa conception, présenter une déformation. Si possible, cette déformation doit être obtenue sans ajout de mécanisme supplémentaire.
- L'actionneur unitaire mésoscopique comporte des éléments actifs diamétralement opposés. L'espace utile pour entraîner une charge est donc très limité. Le design doit donc être adapté dans ce but.

Ces observations ont été faites par l'UTC (partenaire et coordinateur du projet READMI) et un prototype a été développé dans le cadre de la thèse de X. Liu [Liu-2015], avec en particulier une modification de la conception en vue de faciliter l'intégration. Le design développé est présenté à la Figure 82. La conception est basée sur 2 poutres préformées

antagonistes liées entre elles en leur centre. Les poutres sont fabriquées avec une forme similaire à celle obtenue lors du flambage. Le cadre de l'actionneur est fermé après la fabrication. Une fois fermé, le cadre impose une contrainte longitudinale dans les poutres et ramène une des poutres dans la position opposée, du côté de la poutre antagoniste. Les poutres sont parallèles sur toute leur longueur après la fermeture du cadre. La taille des ouvertures (avant la fermeture du cadre) est choisie à 2 fois la distance de la flèche centrale des poutres. De plus, l'introduction de contraintes dans la structure fait que les poutres adoptent une flèche supplémentaire (Figure 82.b). L'ensemble de la cellule devient alors bistable symétrique.

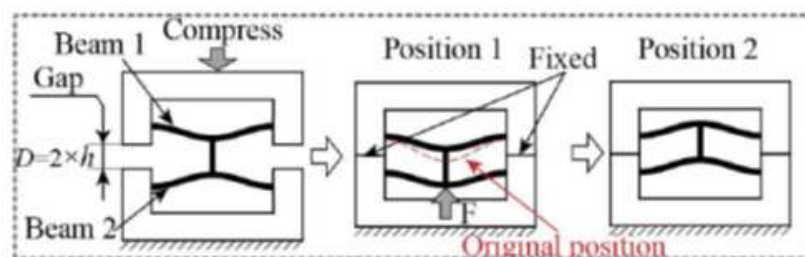


Figure 82. actionneur bistable développé par X. Liu [Liu-2015c]

Sur la base de ces principes, un actionneur silicium a été développé et le fonctionnement bistable actionné par des languettes en AMF ont été démontré (Figure 83). Ce démonstrateur a été fabriqué sur un wafer SOI dont la couche « handle » (de 400 μm d'épaisseur) a été employée pour réaliser le dispositif. On peut voir sur les images la présence des languettes en ALF. La course moyenne a été mesurée sur 4000 cycles de fonctionnement. Elle est de $267 \pm 3 \mu\text{m}$, assez proche de la valeur du design, de 300 μm .

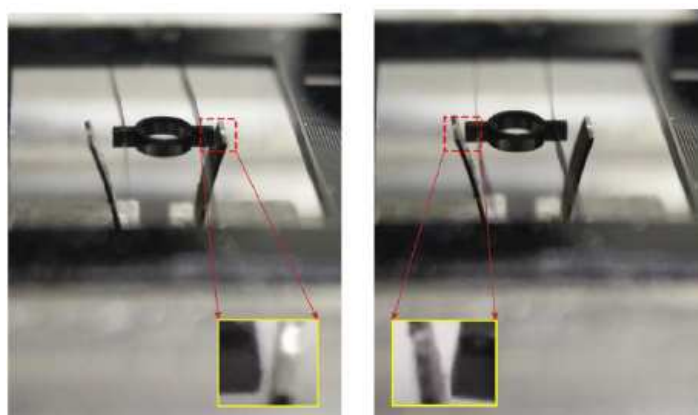


Figure 83. image de la réalisation de l'actionneur bistable développé par X. Liu. [Liu-2015c]

Liu démontre également dans ses travaux la scalabilité de ce procédé. Un design avec 2 cadres (1 cadre intérieur et 1 cadre extérieur) et 6 poutres préformées a été conçu (Figure 84). On voit sur cette figure le cadre précédemment décrit entouré de 4 autres poutres (poutres

extérieures) elles mêmes placées entre le cadre intérieur et le cadre extérieur. Quand les 2 cadres sont fermés, les 4 poutres extérieures peuvent avoir 2 positions stables, tout comme les 2 poutres à l'intérieur du cadre intérieur. Les 2 actionneurs bistables combinés permettent d'avoir 4 positions stables de l'actionneur complet. Les images de la Figure 83 ont été obtenues avec un dispositif quadristable, même si seul le fonctionnement bistable a été caractérisé.

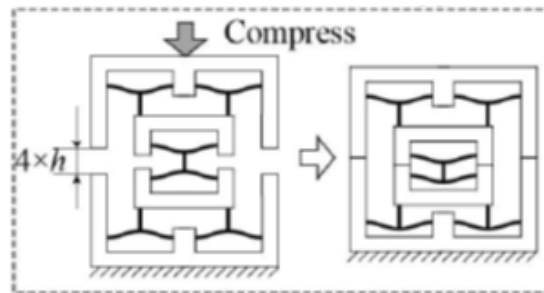


Figure 84. actionneurs quadristables proposés par X. Liu [Liu-2015c]

IV.1.2. Vers l'intégration des actionneurs

Ces actionneurs doivent, pour former un micro-convoyeur dans le plan, être juxtaposés et orientés de façon à avoir 2 directions de déplacement orthogonales. Liu propose une solution pour la réalisation d'un réseau de micro-actionneurs bistables à poutres pré-formées : un arrangement modulaire de neuf cellules, dont quatre agissent dans une direction et cinq dans la direction perpendiculaire est proposé (Figure 85).

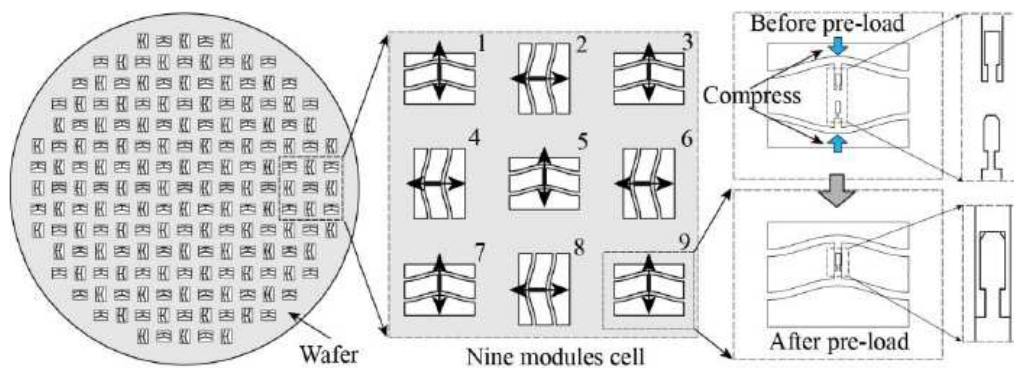


Figure 85. proposition d'intégration de cellules à poutres bistables sur un wafer de silicium [Liu-2015c]

Le cadre à fermer est praticable en fabrication unitaire mais reste fragile et encombrant. La proposition de Liu comporte une nouvelle conception des cellules avec deux poutres antagonistes pré-formées lors de leur fabrication. Les 2 poutres doivent alors être jointes en leur milieu après la fabrication : à cette fin, un « clip » est prévu au centre des poutres. Cette

dernière proposition n'a pas été testée expérimentalement dans les travaux de Liu. De même, si un dispositif fonctionnel a été réalisé, le dimensionnement des poutres n'a pas été complètement exploré.

La proposition de X. Liu de fabriquer des poutres liées après fabrication par un système de verrouillage à clip a été le point de départ d'une réflexion sur la forme de ce système de verrouillage. En effet, le design du système de verrouillage proposé par Liu ne comporte de guidage que pour la fin de la course. L'apparition du deuxième mode de flambement conduirait donc probablement à un positionnement de travers du système de verrouillage et à sa rupture. Ces réflexions nous ont conduit à concevoir des maquettes en PMMA à l'échelle 100 composées d'une part d'éléments permettant le verrouillage et d'autre part d'éléments de guidage qui réduisent ou suppriment les modes de flambement (voir figures Figure 85 et Figure 86). Ces maquettes en PMMA ont également permis d'observer un effet de torsion des poutres très important, dû initialement à la masse du système de verrouillage, mais qui ayant vocation à devenir encore plus important lorsqu'une charge devra être convoyée.

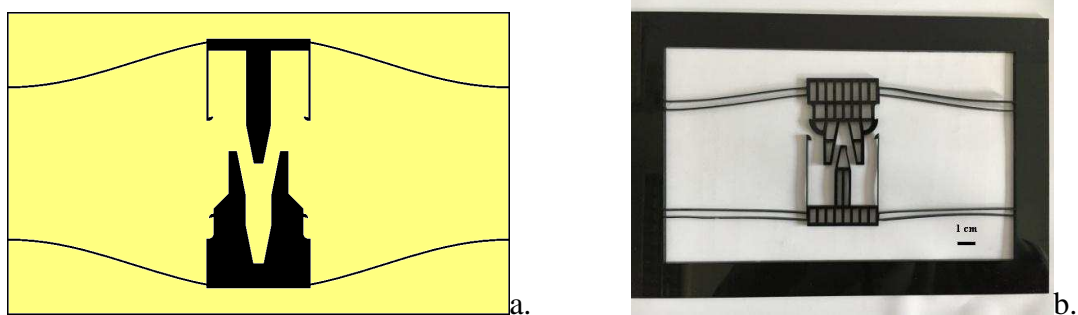


Figure 86. *design de poutres opposées avec système d'ancrage*
a. *design proche de la solution recherchée*
b. *maquette à l'échelle 100 en PMMA*

La Figure 86 montre un dessin et une réalisation de systèmes avec verrouillage de poutres pré-formées antagonistes. La Figure 86.a représente un premier dessin avec un système de verrouillage et un système de guidage destiné à forcer un déplacement quasiment vertical des poutres lors de leur accrochage pour éviter la rupture des clips. Ce prototype a été réalisé en PMMA par découpe LASER. Outre la température élevée atteinte lors de la découpe qui a pour résultat une rétraction du PMMA et une forme finale différente de la conception (observable à la Figure 86.b), la masse de l'ensemble « système d'accrochage » provoque de fortes torsions sur les poutres et une rupture assez rapide de l'ensemble. Une deuxième version a été développée avec des ajouements dans les parties massives de manière à en

réduire la masse. De plus, la forme du système de guidage et de verrouillage ont été revues. Enfin, pour une meilleure tenue à la torsion des poutres, il a été décidé de doubler les poutres de chaque côté. La réalisation en PMMA est observable à la Figure 86.b. Les réalisations en PMMA ont montré un comportement satisfaisant (clip fonctionnel, torsion modérée des poutres, pas de rupture, bistabilité).

Il est évident que les prototypes en PMMA, du fait des déformations introduites par la découpe LASER n'ont pas des propriétés de réalisations à l'échelle 1 en silicium. Ces maquettes ont néanmoins permis de grandes avancées sur la forme des structures souhaitables. Elles ont également guidé les travaux exposés dans les paragraphes suivants, puisque si le comportement de poutres flambées simples est bien connu, il n'en est pas de même pour des ensembles de poutres.

Un travail de modélisation du comportement de poutres simples et doubles dans différentes configurations a donc été entrepris, préalablement à la réalisation de dispositifs en silicium.

IV.2. Analyse de la bistabilité des poutres

Les travaux entrepris lors de la présente thèse ont pour premier objectif de fournir des outils de dimensionnement d'un actionneur basé sur des poutres en silicium bistable.

La bistabilité est obtenue par le flambement de poutres. Le flambement de poutres sous l'effet d'une contrainte est connu et étudié depuis longtemps. Les conceptions de poutres flambées proposées dans le paragraphe précédent ont conduit à envisager la réalisation de poutres pré-formées de forme similaire aux poutres flambées. Dans ce cas, la symétrie entre les deux positions stables est perdue, du fait de l'absence de contraintes dans un des deux cas. La bistabilité n'est alors plus assurée

IV.2.1. Modélisation analytique

IV.2.1.1. Poutres non pré-formées flambées

L'étude du flambement de poutres est connue dans l'ouvrage classique de Timoshenko [Tim-1961]. La Figure 87 [Liu-2015] montre un exemple de flambement d'une poutre simple sous l'effet d'une force.

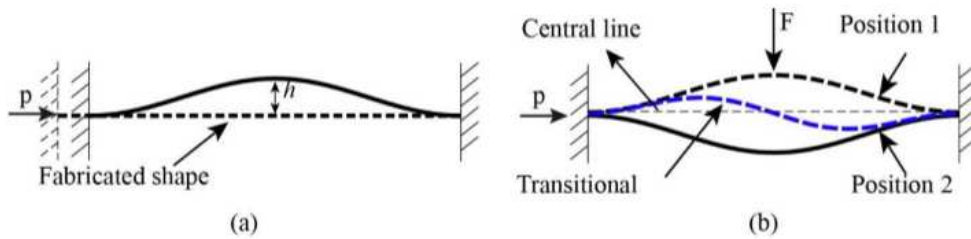


Figure 87. exemples de déformations de poutres simple flambées [Liu-2015c]

Les poutres flambées, conformes à la famille des poutres d'Euler-Bernoulli [Tim-1961] (fines et longues), présentent un ensemble de modes de déformation en fonction de la contrainte axiale appliquée. Ces modes ont permis de modéliser l'actionneur bistable de S. Zaidi [Zai-2011b]. A partir de la théorie de la minimisation d'énergie potentielle, une relation analytique de la force de rappel F en fonction de l'amplitude de la flèche centrale a_0 a été établie et exprimée par l'équation suivante :

$$F = U_0 \pi^2 a_0 \left(\frac{\pi^2}{4} a_0^2 + (\varepsilon - \varepsilon_{crit}) a_0 + C \right) \quad (3.1)$$

Avec U_0 et C , 2 constantes fonction des paramètres géométriques et physiques de la poutre, ε la contrainte axiale appliquée et ε_{crit} la contrainte axiale critique pour avoir la bistabilité.

On observe que la force de rappel en fonction du déplacement du centre de la poutre est une équation polynomiale d'ordre 3 avec 3 racines distinctes, dont une est nulle. La courbe est tracée à la Figure 88. On remarque une centro-symétrie à flèche centrale nulle (point C), c'est-à-dire les deux positions stables (point D et point E), sont symétriques par rapport au point C.

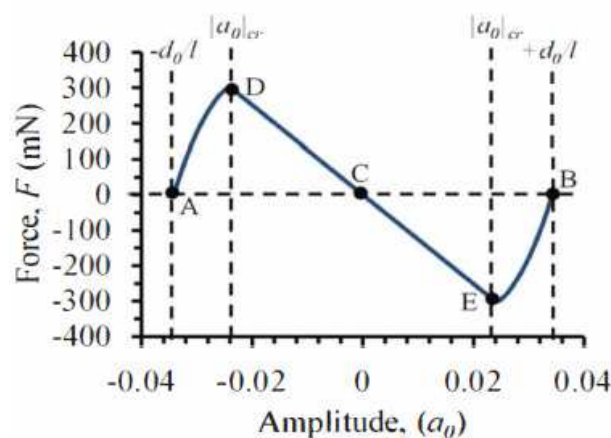


Figure 88. courbe de la force de rappel en fonction de l'amplitude de la flèche centrale d'une poutre flambée contrainte [Zai-2011b]

IV.2.1.1. Flambement de poutres pré-formées

On suppose ici que la structure est une poutre simple de forme sinusoïdale (la forme est obtenue par conception et non pas par le flambement d'une poutre initialement rectiligne) encastrée à ses 2 extrémités. Quand une force est exercée au centre de la poutre dans le sens transverse, la raideur de la poutre suffit à provoquer son retour à la forme initiale une fois la force enlevée (Figure 89). Par conséquent, dans la majorité des dimensions envisageables de la poutre (longueur, largeur, hauteur de la flèche centrale), elle reste monostable. Une structure basée sur une poutre simple ne permet donc pas, dans une configuration raisonnable, de réaliser un actionneur bistable. Les conditions de bistabilité sont précisées plus loin dans le présent chapitre.

La proposition de Qiu [Qiu 2004] consiste à réaliser une structure avec 2 poutres parallèles pré-formées, connectées au centre et encastrées à leurs 2 extrémités pour créer la bistabilité. On peut voir à la Figure 89 que les modes de déformation des poutres simple ou double sont très différents.

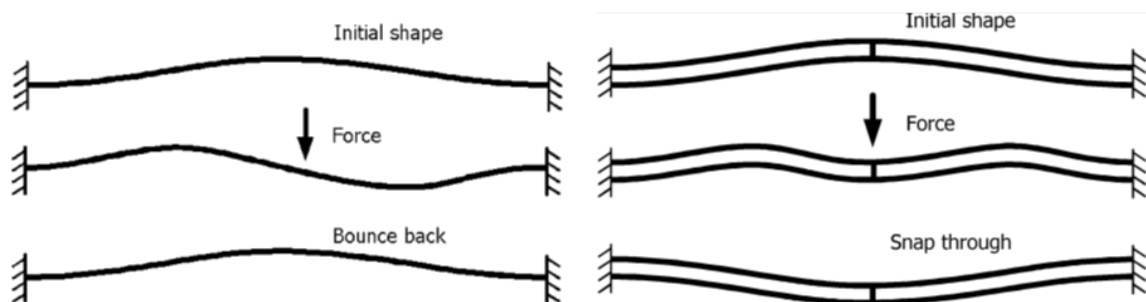


Figure 89. exemples de déformations de poutres simple et double flambées [Qiu 2004]

Une méthode de modélisation a également été proposée par ce même auteur [Qiu 2004]. Cette méthode est basée sur la méthode de superposition des modes. Les modes de déflexion d'une poutre non pré-formée flambée fixée à ses deux extrémités forment une base orthogonale, ce qui permet de l'utiliser comme une base de superposition pour la structure pré-déformée, avec les mêmes conditions aux limites. Classiquement, les trois premiers modes de déflexion suffisent à représenter le flambement de façon satisfaisante.

Une façon d'empêcher l'apparition de certains modes est de connecter les 2 poutres en certains points. Cependant, si dans le domaine macroscopique il est possible de réaliser des connexions articulées, il n'en est pas de même pour des réalisations micro-usinées. Les restrictions des déformations apportées par les connexions entre les 2 poutres sont

importantes. Pour des raisons pratiques une connexion placée au centre des poutres permet d'inhiber mécaniquement le deuxième mode sans affecter le premier mode.

Dans le cas de poutres pré-formées, la solution n'est pas unique mais dépend de la contrainte axiale en cours de déformation d'une position extrême à l'autre. Les 3 premiers modes de flambement, nommés F_1 , F_2 et F_3 sont donnés dans [Qiu-2004].

F_1 est donné par l'expression :

$$F_1 = \frac{3\pi^4 Q^2}{2} \Delta \left(\Delta - \frac{3}{2} + \sqrt{\frac{1}{4} - \frac{4}{3Q^2}} \right) \left(\Delta - \frac{3}{2} - \sqrt{\frac{1}{4} - \frac{4}{3Q^2}} \right) \quad (3.2)$$

Q étant le rapport de la flèche centrale sur la largeur des poutres (h/w) et Δ étant le déplacement normalisé à la flèche centrale.

L'expression de F_2 est :

$$F_2 = \frac{N_1^2 (N_2^2 - N_1^2)}{8} \left(\frac{N_2^2}{N_2^2 - N_1^2} - \Delta \right) = 4,18\pi^4 - 2,18\pi^4 \Delta \quad (3.3)$$

N_1 et N_2 étant les coefficients de l'expression des modes de déformation respectivement pour le 1^{er} mode et le 2^{ème} mode ($N_1=2\pi$, $N_2=2,86\pi$).

F_2 existe si le deuxième mode est non contraint et si

$$Q > \frac{2N_2}{\sqrt{3}N_1} = 1,67 \quad (3.4)$$

Et l'expression de F_3 est :

$$F_3 = \frac{N_1^2 (N_3^2 - N_1^2)}{8} \left(\frac{N_3^2}{N_3^2 - N_1^2} - \Delta \right) = 8\pi^4 - 6\pi^4 \Delta \quad (3.5)$$

N_3 étant le coefficient de l'expression des modes de déformation pour le 3^{ème} mode ($N_3=4\pi$).

F_3 existe si le deuxième mode est contraint et si le rapport de la flèche centrale sur la largeur des poutres ($Q=h/w$) est tel que :

$$Q > \frac{2N_3}{\sqrt{3}N_1} = 2,31 \quad (3.6)$$

La figure Figure 90 représente graphiquement les forces de rappel en fonction de la déformation de la poutre en son centre pour les 3 premiers modes de flambement. On rappelle que l'observation du flambement d'une poutre est une combinaison de modes de flambement.

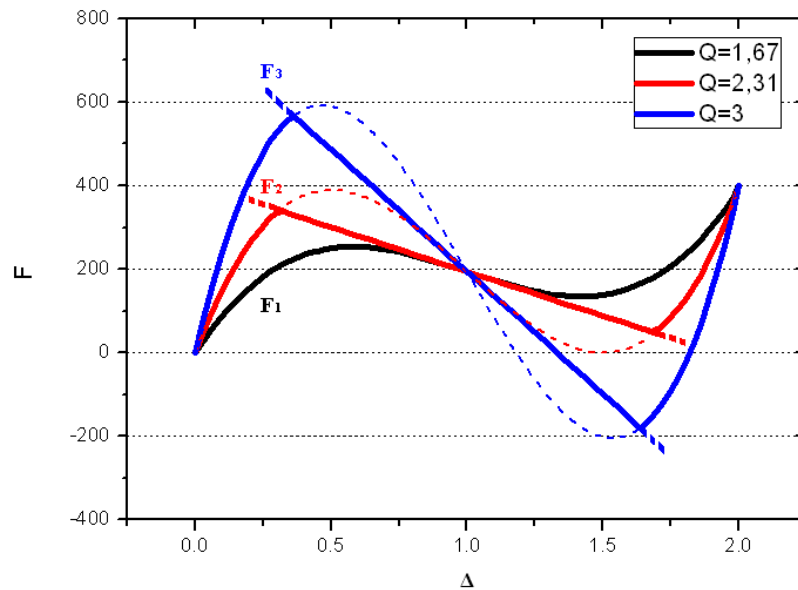


Figure 90. courbes de la force de rappel normalisée en fonction du déplacement normalisé pour les 3 premiers modes de flambement de poutres pré-formées

La comparaison des courbes de la Figure 88 et la Figure 90 permet d'observer une certaine similitude dans les formes obtenues. Cependant, les courbes ne présentent pas de symétrie : le point le plus marquant est la présence d'un décalage des courbes de ces deux figures qui traduit la présence d'une force de rappel vers la position initiale.

A la Figure 90, les courbes de F_1 , F_2 et F_3 en fonction de Δ sont représentées et tracées dans un intervalle de Δ entre 0 et 2, F_2 et F_3 étant des droites de pente négative qui ne dépend pas de Q alors que F_1 en dépend. F_3 n'existe que si le 2^{ème} mode est contraint.

On remarque que les valeurs des courbes tracées à $\Delta=0$, 1 et 2 sont identiques (de 0, 200 et 400 respectivement). De plus, l'amplitude de F_1 devient plus prononcée quand la valeur de Q augmente. A partir de $Q=1,67$, F_1 devient tangente à la droite de F_2 à $\Delta=1$. Tandis qu'à partir de $Q=2,31$, F_1 devient tangente à la droite de F_3 à $\Delta=1$. Par conséquent, quand $Q>1,67$, la courbe n'est plus homogène mais devient une fonction à 2 morceaux, dont l'un se trouve aux abords des extrémités droite et gauche et prend la valeur de F_1 , et l'autre se trouve au milieu

et prend la valeur de F_2 si $Q < 2,31$ (ou F_3 si $Q > 2,31$). On observe que la droite de F_2 est pratiquement toujours au-dessus de zéro pour $\Delta = [0;2]$, ce qui veut dire qu'en présence du 2^{ème} mode, même à de très grandes valeurs de Q , la poutre est à peine bistable. Par contre, la courbe de F_3 a une partie significative en-dessous de zéro. Avec le 2^{ème} mode contraint, la poutre est bistable à partir de $Q=2,31$.

Les résultats essentiels sont donnés dans la Table 20.

Table 20. coordonnées des points remarquables de la courbe Force de rappel=f(déplacement)

Paramètre	Expression
Force de rappel maximale : f_{top}	$\left[8\pi^4 - 6\pi^4 \left(1 - \sqrt{1 - \frac{16}{3Q^2}} \right) \right] \frac{EIh}{l^3}$
Force de rappel minimale : f_{bot}	$\left[8\pi^4 - 6\pi^4 \left(1 + \sqrt{1 - \frac{16}{3Q^2}} \right) \right] \frac{EIh}{l^3}$
Position du centre de la poutre lorsque la force de rappel est maximale : d_{top}	$\left(1 - \sqrt{1 - \frac{16}{3Q^2}} \right) h$
Position du centre de la poutre lorsque la force de rappel est nulle : d_{mid}	$\frac{4}{3} h$
Position du centre de la poutre lorsque la force de rappel est minimale : d_{bot}	$\left(\frac{3}{2} + \sqrt{\frac{1}{4} - \frac{4}{3Q^2}} \right) h$
Déplacement obtenu pour la 2 ^{ème} position stable : d_{end}	$\left(1 + \sqrt{1 - \frac{16}{3Q^2}} \right) h$

La Figure 91 représente schématiquement la courbe résultante de la force de rappel en fonction de la déformation.

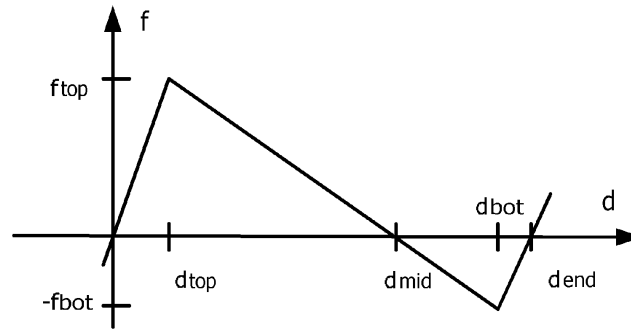


Figure 91. représentation schématique de la force de rappel en fonction du déplacement du centre de la poutre

Lorsque Q a des valeurs élevées, c'est-à-dire lorsque le rapport entre la flèche au centre et la largeur de la poutre est grand, on peut approcher la courbe de F en fonction de Δ par trois lignes droites, comme à la Figure 91. Pour $Q \geq 6$, les valeurs données dans la Table 20 peuvent être simplifiées (Table 21).

Table 21. formules simplifiées des points remarquables de la courbe de la Figure 91

Paramètre	Expression simplifiée
Force de rappel maximale : f_{top}	$8\pi^4 \frac{EIH}{l^3}$
Force de rappel minimale : f_{bot}	$4\pi^4 \frac{EIH}{l^3}$
Position du centre de la poutre lorsque la force de rappel est maximale : d_{top}	$\frac{8t}{3Q}$
Position du centre de la poutre lorsque la force de rappel est nulle : d_{mid}	$\frac{4}{3}h$
Position du centre de la poutre lorsque la force de rappel est minimale : d_{bot}	$2h - \frac{8t}{3Q}$
Déplacement obtenu pour la 2 ^{ème} position stable : d_{end}	$2h - \frac{4t}{3Q}$

Dans le design d'une poutre bistable pour fournir une force ou un déplacement, la contrainte maximale doit rester aussi faible que possible. La contrainte maximale pendant la déformation peut être estimée avec l'expression suivante :

$$\sigma_{\max} = E\left(2\pi^2 \frac{th}{l^2} + 4\pi^2 \frac{t^2}{3l^2}\right) = E\pi^2 \frac{th}{l^2} \left(2 + \frac{4}{3Q}\right) \quad (3.7)$$

Les expressions analytiques établies permettent de calculer la relation de force-

déplacement en fonction de différents paramètres de structure, si la structure est régulière et homogène. Les expressions établies dans ce paragraphe permettent un pré-dimensionnement fin des structures envisagées.

A partir des résultats de calculs analytiques ci-dessus et compte tenu des résolutions possibles en micro-usinage, la Table 22 regroupe les dimensions possibles pour l'actionneur bistable en silicium.

Table 22. *résumé des dimensions possibles pour l'actionneur bistable en silicium*

Largeur (μm)	Longueur (mm)	Flèche centrale (μm)	Epaisseur e (μm)
5-20	1-5	20-100	50-100

Ici, on ne s'intéresse uniquement qu'aux doubles poutres car les poutres simples ne peuvent être bistables que si la flèche centrale est très grande, ce qui n'a pas d'intérêt pour notre application.

Les dimensions choisies sont justifiées par la commodité de micro-fabrication, la possibilité d'introduction des éléments actifs et l'ordre de grandeur de force que peuvent fournir les éléments actifs.

IV.2.2. Simulation par éléments finis

Les logiciels de calcul par éléments finis comme AnsysTM sont capables de simuler les structures non régulières. La simulation permet de modifier le design initial et de donner les résultats mis à jour alors que le calcul analytiquement est parfois impossible. Le logiciel de simulation AnsysTM est utilisé ici pour atteindre 2 objectifs :

- Etude comparative entre expressions analytiques et simulation
- Optimisation du design lorsque des petits changements aux encastremets ou aux connexions entre poutres sont opérés.

Afin de corroborer les résultats des expressions analytiques, des simulations sont réalisées sous AnsysTM. Les résultats suivants sont recherchés :

- Modélisation de l'objet étudié

- Etablissement de la relation force-déplacement
- Observation des modes symétrique/antisymétrique
- Obtention de la contrainte maximale

IV.2.2.1. Simulation d'une poutre simple

Une simulation d'une poutre simple encastree à ses deux extrémités, a été effectuée sous « AnsysTM Workbench ». Une « sonde de force » est positionnée sur le dessus de la plateforme du centre de la poutre pour détecter la force de rappel en cours des déplacements. La simulation se fait en plusieurs sous-étapes, c'est-à-dire le déplacement permettant de pousser la poutre d'un côté à l'autre est décomposé en des courses équidistantes. En l'occurrence, le déplacement total de 240 μm , correspondant au double de la flèche centrale, est divisé en 20 courses de 12 μm .

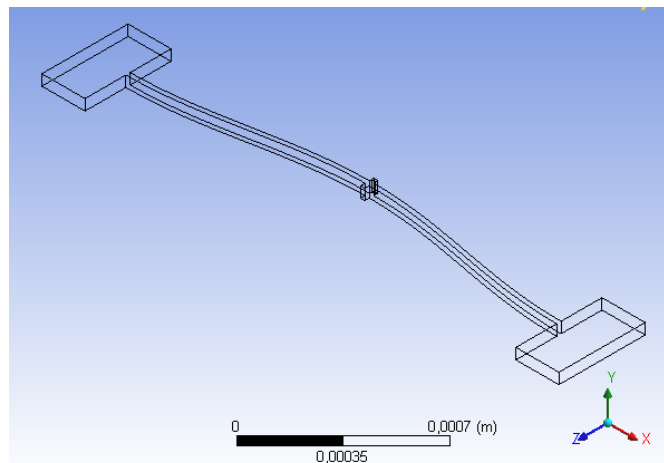


Figure 92. structure d'une poutre simple simulée

Les résultats de simulation dévient des conclusions du modèle analytique de Qiu [Qiu-2004], qui montrent une courbe de la force de rappel en fonction du déplacement du centre de la poutre avec deux positions stables. Les résultats de la simulation par éléments finis contredisent également les expériences.

Cette contradiction est due à la conception du problème dans le logiciel ainsi qu'aux limites des contraintes définies dans le logiciel de simulation. Les déplacements définis sont appliqués sur la surface de dessus de la plateforme du centre de la poutre au lieu sur l'axe Z uniquement. La distorsion du centre de la poutre autour de l'axe Y est involontairement

supprimée. Le 2^{ème} mode est ainsi inhibée et la poutre simple présente une bistabilité. Une manière de rapprocher les résultats obtenus par éléments finis des résultats expérimentaux et analytiques serait d'introduire des dissymétries dans la géométrie du problème. Cependant, contrairement à la démarche suivie pour les actionneurs électromagnétiques, les scripts de simulation développés ici ne s'appliquent plus aux structures envisagées par la suite. Ce sont donc les résultats analytiques pour les poutres simples qui seront utilisés comme référence pour la suite des travaux.

IV.2.2.2. Simulation de deux poutres parallèles connectées au centre

Simulation de 2 poutres antagonistes au repos

La première famille de simulations porte sur les poutres antagonistes au repos comme celles qui ont été réalisées par Liu [Liu-2015]. La structure de départ est de deux poutres de forme sinusoïdale, écartées de deux extrémités, et symétrique au plan médian (Figure 93).

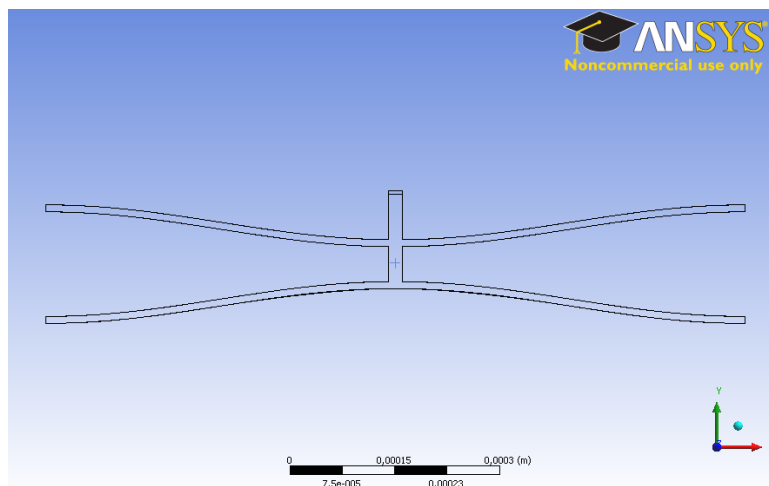


Figure 93. structure bipoutre antagoniste au repos (avant fermeture du cadre – non représenté)

La fermeture des poutres peut s'obtenir par définition d'un déplacement permanent de deux extrémités d'une poutre et de suppression de tout degré de liberté aux extrémités d'une autre. Le déplacement rend les deux poutres parallèles sur toute la longueur, une contrainte est ainsi créée dans la structure. Les propriétés des poutres figurent à la Table 23. Seule l'épaisseur ne peut pas être choisie librement : l'épaisseur des poutres fabriquées est l'épaisseur de la couche « device » du wafer SOI utilisé.

Table 23. caractéristiques des poutres antagonistes simulées

Module d'Young	Largeur	Epaisseur	Longueur	Flèche centrale
150 GPa	10 μm	50 μm	1 mm	50 μm

La Figure 94 montre la répartition des contraintes dans le système. On observe que l'une des poutres ne subit pas de contrainte, puisqu'elle est dans sa position de repos. En revanche, la poutre antagoniste subit des contraintes importantes sur ses surfaces perpendiculaires au plan de déplacement.

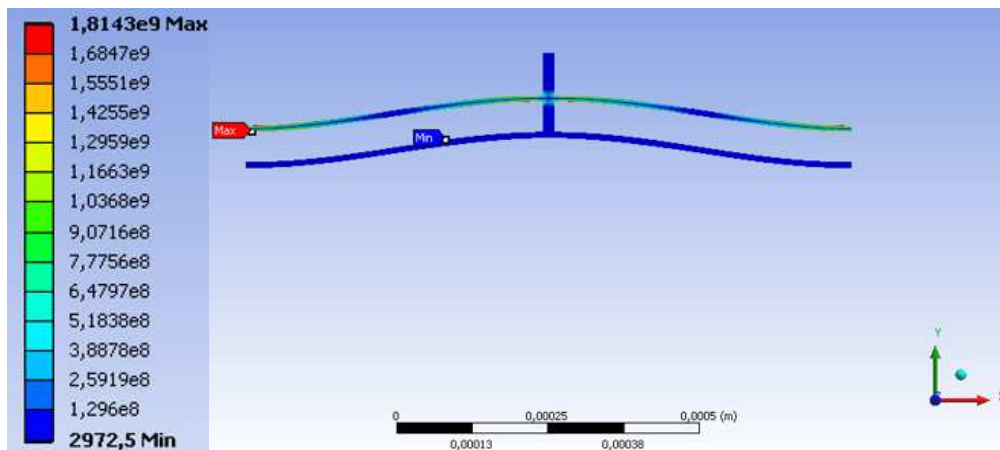


Figure 94. image de la contrainte dans la structure bipoutre antagoniste au repos

La courbe de la Figure 95 représente la force de rappel en fonction du déplacement du centre de la poutre. On observe que le modèle analytique et le modèle par éléments finis sont en très bon accord pour le cas de ces poutres pré-formées.

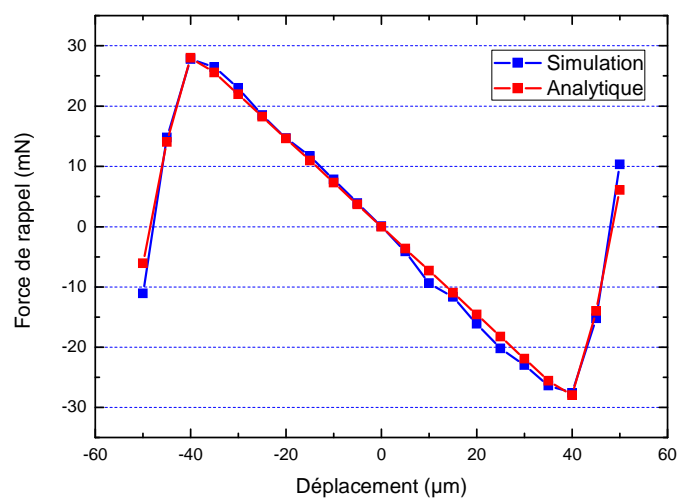


Figure 95. courbe de la force de rappel en fonction du déplacement du centre des poutres

Simulation de 2 poutres parallèles au repos

La deuxième campagne de simulations porte sur le cas de 2 poutres fabriquées parallèles au repos avec une connexion au centre. La Figure 96 représente cette configuration. Les caractéristiques des poutres simulées sont regroupées à la Table 24.

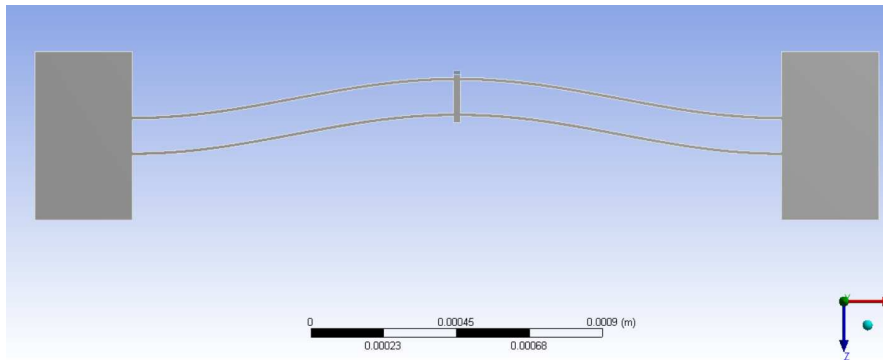


Figure 96. structure bi-poutre simulée au repos

Table 24. caractéristique de chaque poutre de la structure bi-poutre représentée à la Figure 96

Module d'Young	Largeur	Epaisseur	Longueur	Flèche centrale
150 GPa	20 μm	50 μm	2 mm	120 μm

La Figure 97 présente une image du résultat de la simulation. On observe que les contraintes maximales sont localisées sur les surfaces perpendiculaires aux déplacements, à proximité des ancrages. On observe également un fort gradient de contrainte à proximité des ancrages.

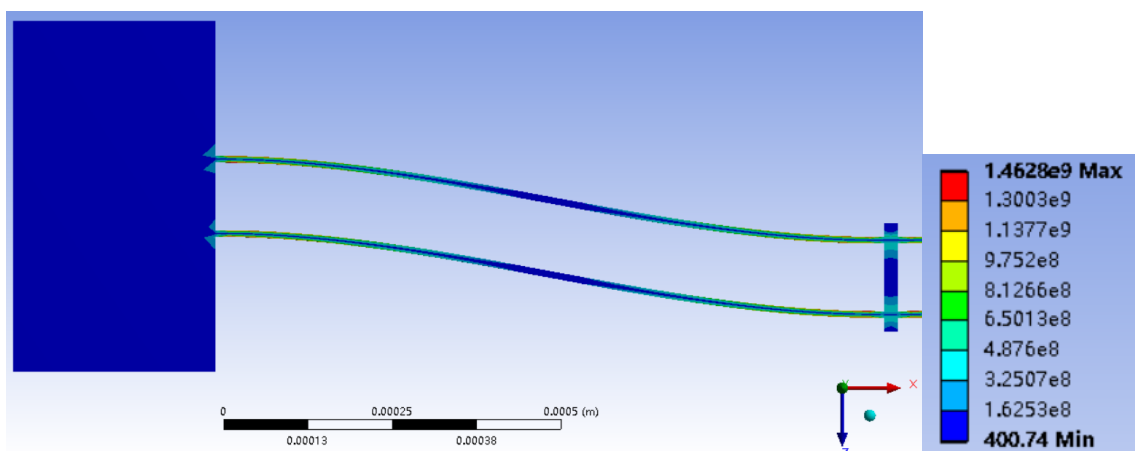


Figure 97. image de la contrainte dans la structure bipoutre parallèle au repos

La Figure 98 représente la courbe force en fonction du déplacement obtenues par simulation et celle du résultat analytique (Figure 98). On observe que les courbes se confondent parfaitement au début et à la fin du déplacement, lorsque la pente des courbes est positive. La pente négative au milieu des courbes présente un écart, et cet écart devient plus significatif pour la force maximale.

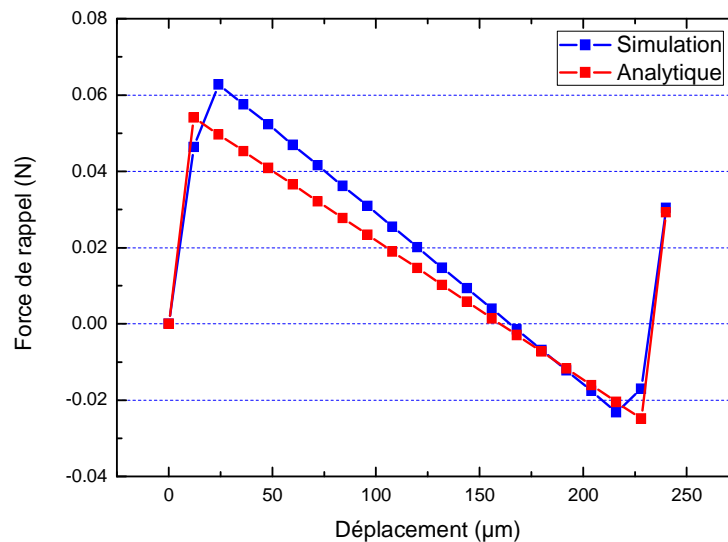


Figure 98. courbe de force de rappel en fonction du déplacement du centre de la poutre

Afin d'analyser l'origine de ces différences, des images des modes de flambement ont été extraites (Figure 99). L'analyse de ces images suggère que la différence d'amplitude est due à deux raisons principales :

- 1) les modes de flambement supérieurs au 3^e ont été négligés dans les expressions analytiques simplifiées. Le maximum de la courbe analytique est donc plus petit que celui de simulation ;
- 2) le gradient de contraintes à proximité des ancrages rend difficile d'y réaliser un maillage dense avec le nombre de nœuds disponibles dans la licence. La raideur simulée est en conséquence plus grande que la raideur analytique.

Au cours du déplacement, on observe l'évolution du 3^e mode : il apparaît dès que la force maximale est atteinte et disparaît au-delà de la force minimale. Cette observation est en accord avec les expressions analytiques, car le 3^e mode n'apparaît que lorsque la contrainte axiale atteint la valeur critique N_3 . La condition est satisfaite entre la force maximale et la force minimale, là où il y a le 3^e mode.

On observe également des modes de déformations au cours du déplacement à la Figure 99. A $d=0$ (respectivement à $2h$), seul le 1^{er} mode est présent et le sens de courbure des poutres est en accord. On remarque qu'à $d=0,2h$ (respectivement à $1,8h$), le 3^{ème} mode apparaît et est présent de manière opposée pour les deux poutres. Cette opposition de sens de courbure semble logique car les poutres ont toujours tendance à se ramener à la forme initiale si l'énergie potentielle d'une telle déformation est supérieure à celle de la position initiale et cette configuration permet d'annuler une éventuelle force résultante au niveau de la connexion du centre des poutres si les deux poutres se courbaient de la même manière pour le 3^{ème} mode. On remarque également une irrégularité de déformation sur la poutre inférieure lorsque $d=h$.

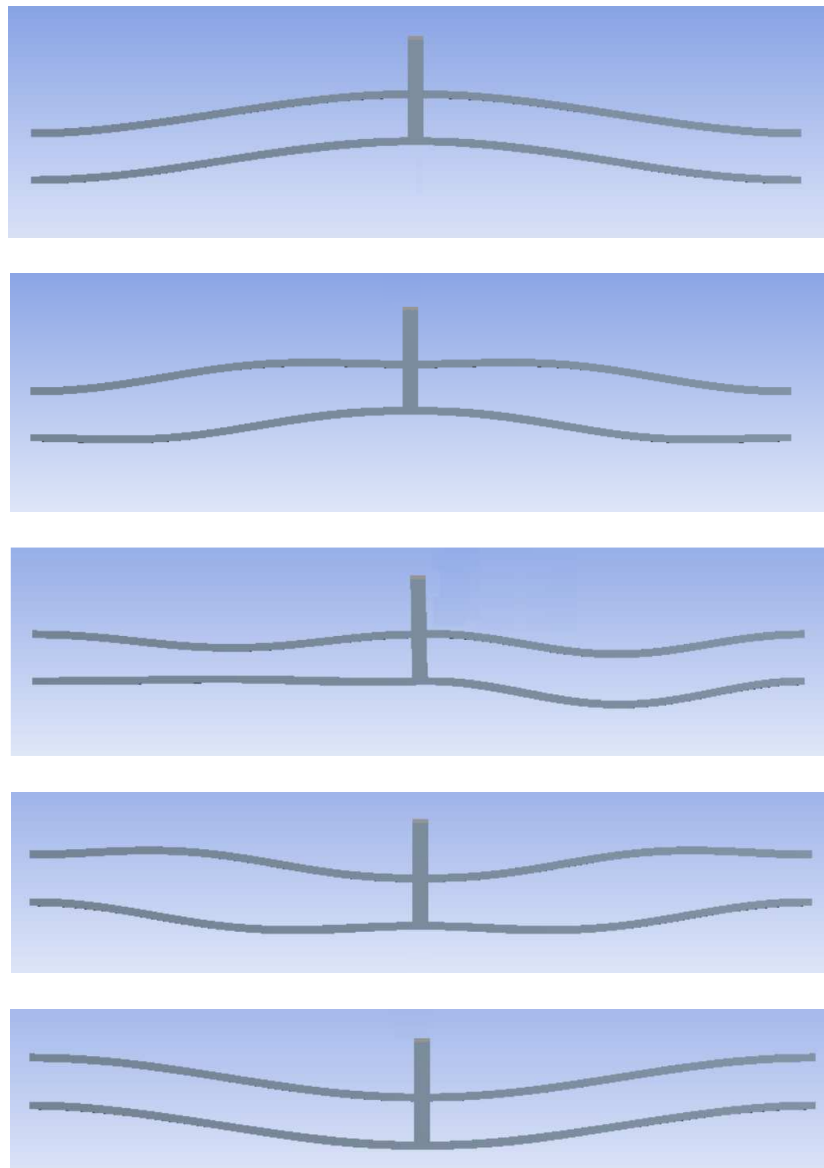


Figure 99. modes de déformation de la structure bi-poutre simulée ($d=0$, $d=0,2h$, $d=h$, $d=1,8h$ et $d=2h$)

IV.2.2.3. Influence des différents ancrages sur la contrainte maximale

Les simulations précédentes ont permis de visualiser les modes de flambement et de valider les modèles de simulation. On a pu observer également que les poutres flambées sont le siège de fortes contraintes dans les zones proches des ancrages. Une contrainte maximale trop élevée lors de déformation est un facteur de risque important : des amorces de ruptures peuvent apparaître, ce qui est particulièrement néfaste pour la structure dans le cas du silicium monocristallin.

Modifier la forme des ancrages permet de réduire ou d'augmenter la contrainte localement. Les données de contrainte maximale avec différentes formes d'ancrages ne sont pas accessibles analytiquement. Par conséquent, différentes structures avec des variantes d'ancrage sont simulées pour rechercher un candidat à faible contrainte maximale. La Figure 100 montre la carte des contraintes aux abords des ancrages pour différentes formes des extrémités des poutres.

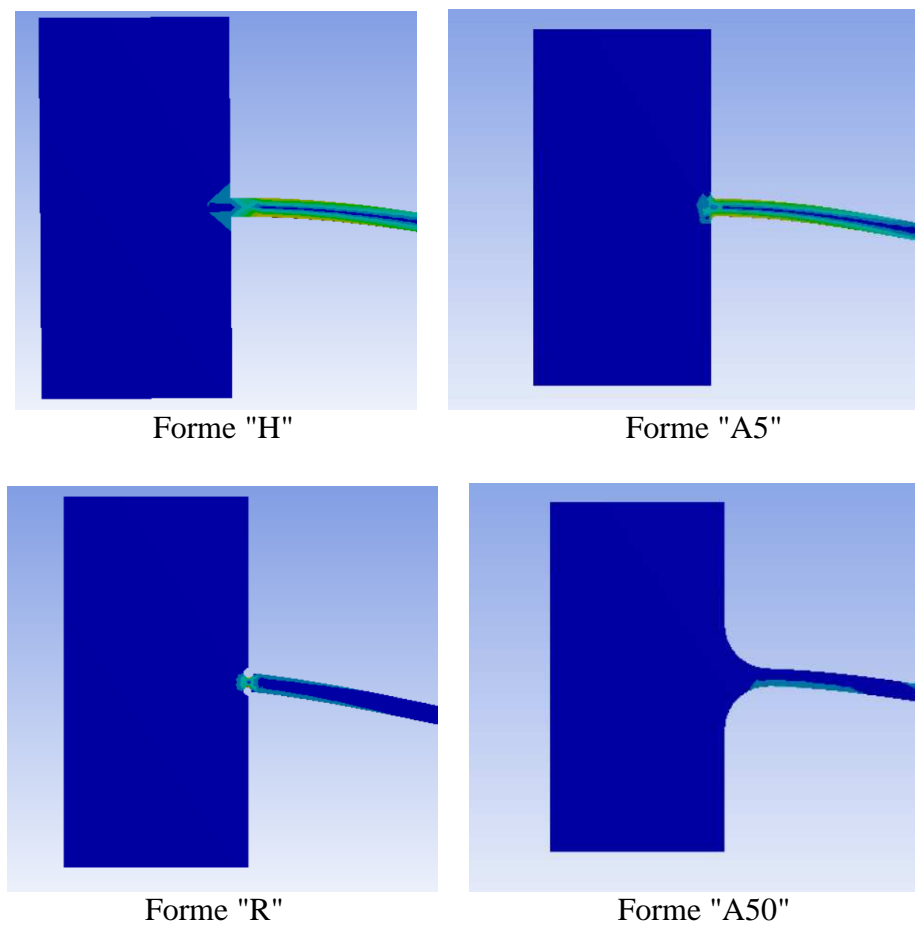


Figure 100. carte des contraintes des modèles simulés d'une poutre simple à extrémités

La Table 25 regroupe une synthèse des résultats obtenus pour les différentes formes étudiées. On observe d’abord que la force de rappel pour les extrémités en H présente un écart de 14% par rapport aux résultats analytiques. La contrainte maximale présente pour sa part un écart de 109%.

La forme "R" présente un arrondi et une réduction de la largeur de la poutre à l’ancrage. Ce rétrécissement des ancrages pourrait avoir un effet favorable en diminuant la raideur angulaire. Ce n’est pas l’effet rapporté par la simulation : si la force de rappel est légèrement réduite (de 18%), la contrainte maximale est multipliée par 7, ce qui disqualifie cette structure pour notre application.

Les formes "A5", "A10" et "A50" présentent un arrondi à l’ancrage, de rayon 5, 10 et 50 μm respectivement. Les résultats obtenus pour la force de rappel sont relativement proches (-12%, -11% et 10% d’écart par rapport aux résultats analytiques, respectivement). La simulation montre également que la contrainte maximale diminue si le rayon de courbure des arrondis augmente, même si les valeurs obtenues sont supérieures à celle que donne le résultat analytique.

Table 25. *résumé des principaux résultats de simulation analytique et par éléments finis.*

	Force (mN)	Ecart	σ_{max} (GPa)	Ecart
Résultats analytiques	54,9	Référence	1,97	Référence
Forme H (FEM)	62,8	+14%	4,12	109%
Forme R (FEM)	45,0	-18%	14,1	615%
Forme A5 (FEM)	48,4	-12%	3,58	81%
Forme A10 (FEM)	48,9	-11%	3,5	77%
Forme A50(FEM)	49,6	-10%	2,93	48%

IV.2.3. Etude de l’interaction poutre-AMF

Les poutres pré-formées sont actionnées par une lame d’AMF, similaire à la configuration dans [Zai-2011a]. Une modélisation est nécessaire pour prévoir la force nécessaire au changement de position des poutres lors de son déplacement (étude dynamique), afin de la

comparer à la force déduite du modèle analytique statique [Qiu-2004] qui correspond à la force de rappel de la structure.

IV.2.3.1. *Objet d'étude*

Une structure élémentaire basée sur un actionneur à 2 poutres pré-formées, encastrées aux extrémités et connectées au centre est étudiée. Une lame d'AMF est placée au contact du côté convexe des poutres (Figure 101).

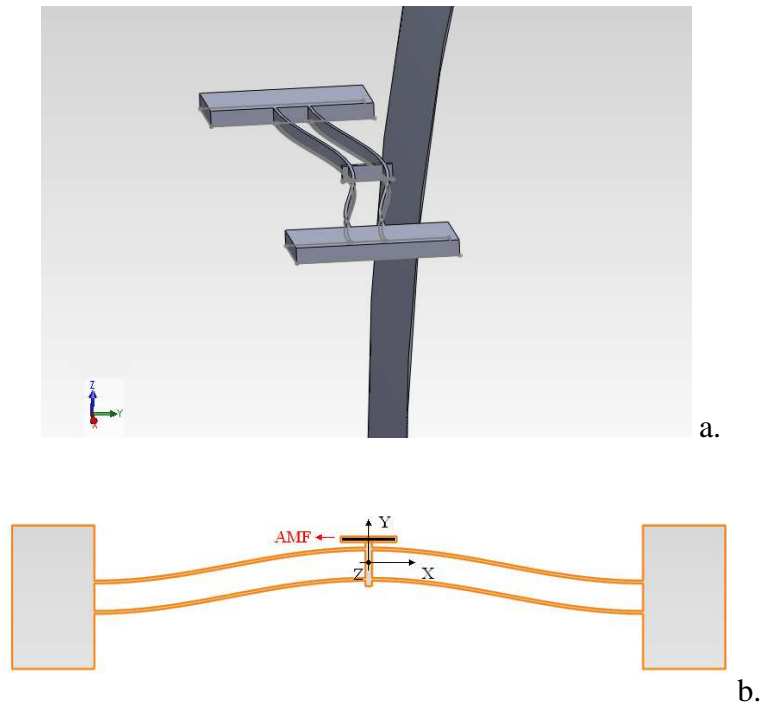


Figure 101. poutre double pré-formée au contact avec une languette d'AMF
a. vue de CAO 3D b. vue de dessus

IV.2.3.2. *Calcul de la force dynamique exercée par l'AMF*

Les poutres se trouvent initialement à l'origine du repère au repos, à force de rappel nulle et au maximum de flèche centrale. Grâce à la chute de température, la lame d'AMF subit une déformation. La lame pousse le côté des poutres jusqu'à la position où la force de rappel des poutres redevient nulle, qu'on notera y_{fin} . La force générée par la lame F_{AMF} , en fonction de la distance, peut être décrite par une droite décroissante [Liu-2015c]. Le seul paramètre de la droite à déterminer est alors sa pente, qu'on notera k_{AMF} .

La force s'écrit donc sous la forme suivante :

$$F_{AMF} = k_{AMF} (d - d_{fin}) \quad (3.8)$$

D'autre part, la Figure 90 et la Table 20 précédentes donnent la forme et les coordonnées des points remarquables de la force de rappel f des poutres pré-formées de flèche centrale h , en fonction du déplacement d .

On peut exprimer ce déplacement comme suit :

$$f = \begin{cases} 3\pi^4 Q^2 \frac{d}{h} \left(\frac{d}{h} - \frac{3}{2} + \sqrt{\frac{1}{4} - \frac{4}{3Q^2}} \right) \left(\frac{d}{h} - \frac{3}{2} - \sqrt{\frac{1}{4} - \frac{4}{3Q^2}} \right) \frac{EIh}{l^3}, y \in (0, d_{top}) \cup (d_{bot}, 2h) \\ 4\pi^4 \left(4 - \frac{3d}{h} \right) \frac{EIh}{l^3}, y \in (d_{top}, d_{bot}) \end{cases} \quad (3.9)$$

Cette fonction est affine par morceaux. Ses trois racines sont :

$$d_1 = 0 \quad d_2 = \frac{4}{3}h \quad d_3 = \left(1 + \sqrt{1 - \frac{16}{3Q^2}} \right) h$$

IV.2.3.3. Bilan de l'énergie mécanique

En appliquant le théorème de l'énergie mécanique, on trouve

$$\Delta E_m = \Delta E_p + \Delta E_{cin} = W_{AMF} \quad (3.10)$$

avec

$$\Delta E_p = \int_0^{d_{fin}} f dy \quad \text{variation de l'énergie potentielle}$$

$$\Delta E_{cin} = \frac{1}{2} m v^2 \quad \text{variation de l'énergie cinétique}$$

$$W_{AMF} = \int_0^{d_{fin}} F_{AMF} dy \quad \text{travail fourni au cours du déplacement}$$

La condition initiale est que la vitesse du système est nulle à la position y_2 , soit $\Delta E_{cin} = 0$.

Par conséquent, le bilan devient :

$$\int_0^{d_{fin}} f dy = \int_0^{d_{fin}} F_{AMF} dy \quad (3.11)$$

Ici, $d_{fin}=d_2$.

L'égalité des intégrales permet de déterminer une relation entre la force de rappel de la poutre et la force exercée par la languette d'AMF. Cependant, cette relation n'est pas nécessairement calculable analytiquement. Un programme MatlabTM a été développé pour calculer cette relation. Le résultat de ce calcul de la force permet de déduire la pente k_{AMF} (équivalente à une raideur) minimale de la languette d'AMF pour assurer l'actionnement.

IV.2.3.4. Application au calcul du basculement d'une poutre actionnée par AMF

Pour rendre plus concrète l'application de ces formules, on considère une structure bi-poutres avec une flèche variable dont les paramètres figurent à la table Table 26.125

Table 26. dimensions des poutres présentes sur le masque de photolithographie

Largeur w (μm)	Longueur l (mm)	Epaisseur e (μm)	Module d'Young (GPa)
10	1	50	150

Dans la Figure 102, on a représenté en fonction du rapport $Q=h/w$:

- F_{dyn} , la force que doit exercer la languette d'AMF pour obtenir le changement de position (étude dynamique),
- F_{stat} , la force que doit exercer la languette d'AMF (étude quasi-statique)
- F_{max} , la force de rappel maximum des poutres

On observe que $F_{dyn}=F_{AMF}$ est toujours légèrement supérieure à F_{max} . La force que doit exercer la languette d'AMF calculée par une méthode quasi-statique F_{stat} est bien supérieure à F_{max} .

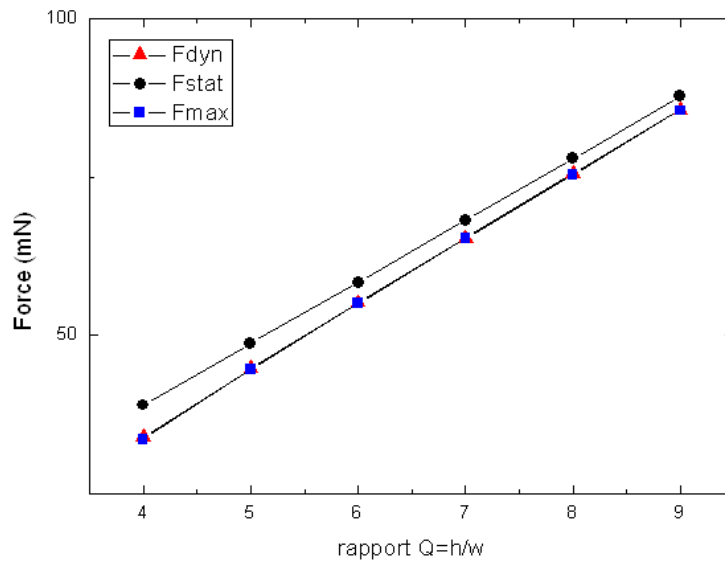


Figure 102. force nécessaire pour actionner une poutre par une languette d'AMF en fonction du rapport

Ces tendances peuvent être interprétées graphiquement. La Figure 103 représente les différentes grandeurs étudiées en fonction du déplacement du point milieu des poutres.

- La droite en rouge pointillé interceptant l'axe de force représente F_{dyn}
- La pente en noir pointillé interceptant l'axe de force représente F_{stat}
- La courbe en trait plein représente la force de rappel de la poutre. Sur cette courbe, F_{max} (la force de rappel maximale) est repérée par la tangente horizontale en bleu sur le maximum de la courbe

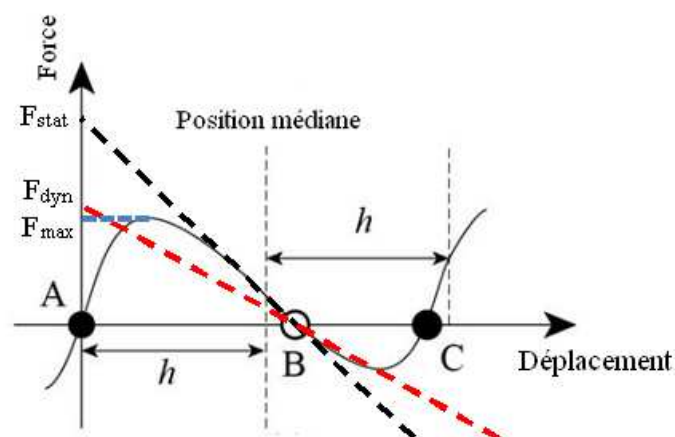


Figure 103. Courbes forces-déplacement d'une poutre pré-formée et de languettes d'AMF en mode statique et en mode dynamique

En première approximation (étude statique), le basculement de la poutre est assuré si la force exercée par l'AMF est toujours supérieure à la force de rappel pour des forces

supérieures à 0. La droite représentant F_{stat} en fonction du déplacement est donc tangente à la courbe de force-déplacement de la poutre : la force exercée par l'AMF est toujours supérieure à la force de rappel, le basculement peut avoir lieu.

Dans une approche plus fine (dynamique) on s'intéresse aux énergies mises en jeu lors d'un basculement. L'aire encadrée par la droite représentant la force exercée par l'AMF (F_{dyn}) et l'axe horizontal doit être supérieure à l'aire comprise entre la force de rappel de la poutre et l'axe horizontal (entre le point A et le point B).

Cette deuxième approche permet de fournir une autre valeur de la force nécessaire au basculement. Cette deuxième valeur F_{dyn} , est plus faible que F_{stat} . La conséquence est que la lame d'AMF pourra être choisie plus fine ou plus étroite. Les possibilités pour le design de l'actionnement complet sont alors un peu plus étendues.

On peut remarquer que si Q augmente, la courbe de la force de rappel de la poutre est proche d'un triangle. La courbe devient pratiquement un triangle si $Q > 6$. Dans ce cas, F_{dyn} et F_{max} sont très proches l'une de l'autre.

Ces considérations, et notamment la recherche d'une force de basculement plutôt faible (Figure 102) nous conduisent à opter pour des designs de poutres avec de petites flèches. Ce choix permet de garder une plus grande latitude dans le choix des lames d'AMF. Toutefois, il est bien entendu nécessaire de respecter la limite de bistabilité à $Q=2,31$.

IV.2.4. Conclusions sur le dimensionnement des structures

Les résultats analytiques ont permis de calculer les modes actifs et de dimensionner les principales caractéristiques des poutres envisagées pour l'actionneur bistable. On sait ainsi que les modes de flambage étant des modes de flexion, l'élargissement des poutres augmente fortement leur raideur (ce que l'expérience et la littérature permettaient déjà de savoir). Ultérieurement, ces poutres doivent être actionnées par des languettes en AMF. Compte tenu de l'espace disponible aux abords des poutres et des prévisibles contraintes d'intégration, les forces nécessaires au basculement doivent rester modestes. Les largeurs et flèches en centre des poutres ont été fixées à 5-20 μm et 20-100 μm pour la réalisation, avec des longueurs de 1 à 4 mm.

La simulation par éléments finis a permis de dimensionner les ancrages des poutres, dans

le but de diminuer la contrainte maximale et réduire par là les risques de rupture. Un arrondi à l’ancrage présente un bon compromis : son effet sur les forces de rappel est relativement faible, sans être négligeable et une réduction des contraintes a été obtenue. Pour la fabrication des poutres, le choix de 10 μm de rayon de courbure a été fait.

IV.3. Micro-fabrication des poutres pré-formées en silicium

IV.3.1. Présentation des structures micro-fabriquées

L’étude de dimensionnement des poutres pré-formées a permis d’estimer la force nécessaire au changement de position stable, en fonction des paramètres géométriques des poutres en silicium. La forme générale des poutres présentes sur le masque de photolithographie est représentée à la Figure 104.

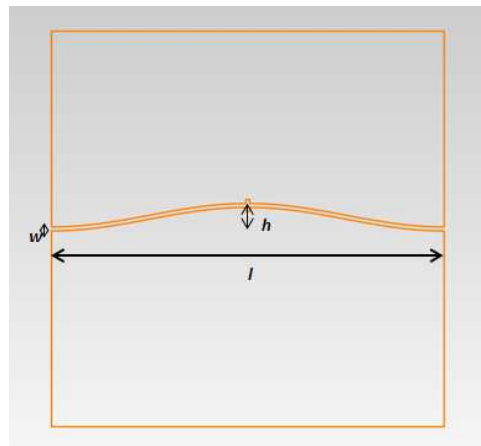


Figure 104. forme générale et paramètres des poutres pré-formées

A l’aide des résultats du paragraphe IV.2, une série de structures est proposée. Les structures ont une longueur de 2 à 4 mm, une largeur comprise entre 5 et 20 μm et la flèche du centre va de 20 à 100 μm . Les poutres seront fabriquées sur un wafer SOI de 50 μm d’épaisseur pour la couche device : les poutres ont toutes une épaisseur de 50 μm . La gamme de force attendue est comprise entre 0,02 et 13,1 mN.

Table 27. dimensions des poutres présentes sur le masque de photolithographie

Largeur w (μm)	Longueur l (mm)	Flèche centrale h (μm)	Epaisseur e (μm)	Force (mN)
5, 10, 15 et 20	2, 3 et 4	20, 40, 60, 80 et 100	50	0,02-13,1

Les structures présentes sur le masque ont pour objectif de vérifier la bistabilité et les conditions de bistabilité des différentes structures évoquées dans ce chapitre (poutres simples et doubles, toutes pré-formées). Les cellules des poutres simples pré-formées du masque portent les numéros de 1 à 41. Les cellules de n°42 à n°52 sont des poutres doubles connectées en leur centre.

IV.3.2. Procédé de micro-fabrication

Le choix a été fait d'utiliser des wafers SOI (Silicon On Insulator) de diamètre 10 cm pour réaliser les actionneurs bistables. La hauteur des poutres constitue un paramètre de la conception. Ce paramètre est alors fixé par l'épaisseur de la couche « device » commandée. On souhaite de plus actionner ces poutres. Dans la version définitive de l'actionneur, il est nécessaire que les poutres puissent être actionnées par la face inférieure, pour permettre à une charge d'être placée sur la face supérieure. Cependant, pour la caractérisation des déplacements, l'hypothèse a été faite que la torsion des poutres ne conduit pas à un contact avec la couche « handle », pourvu que les poutres soient libérées et que l'espace entre la poutre et la couche « handle » soit suffisant. Il a donc été décidé d'utiliser des wafers SOI avec une couche de SiO₂ de 1 µm. Nous avons choisi d'utiliser des wafers amincis avec une couche « handle » de 350 µm d'épaisseur afin de réduire les temps de gravure.

La Table 28 récapitule l'ensemble des étapes technologiques à réaliser pour pouvoir utiliser les poutres dans un actionneur.

Table 28. *procédé de fabrication complet avec ouverture de la face arrière*

1 (poutres)	2	3 (ouvertures)	4
<ul style="list-style-type: none"> • Lithographie face avant • Gravure profonde • Nettoyage 	<ul style="list-style-type: none"> • Protection face avant 	<ul style="list-style-type: none"> • Lithographie face arrière • Gravure profonde • Nettoyage 	<ul style="list-style-type: none"> • Libération

Le procédé de fabrication comprend 4 phases principales (Figure 105) :

1. Gravure de la face avant
2. Protection de la face avant
3. Gravure face arrière
4. Libération

Chacune de ces étapes est elle-même divisée en plusieurs opérations (Figure 105).

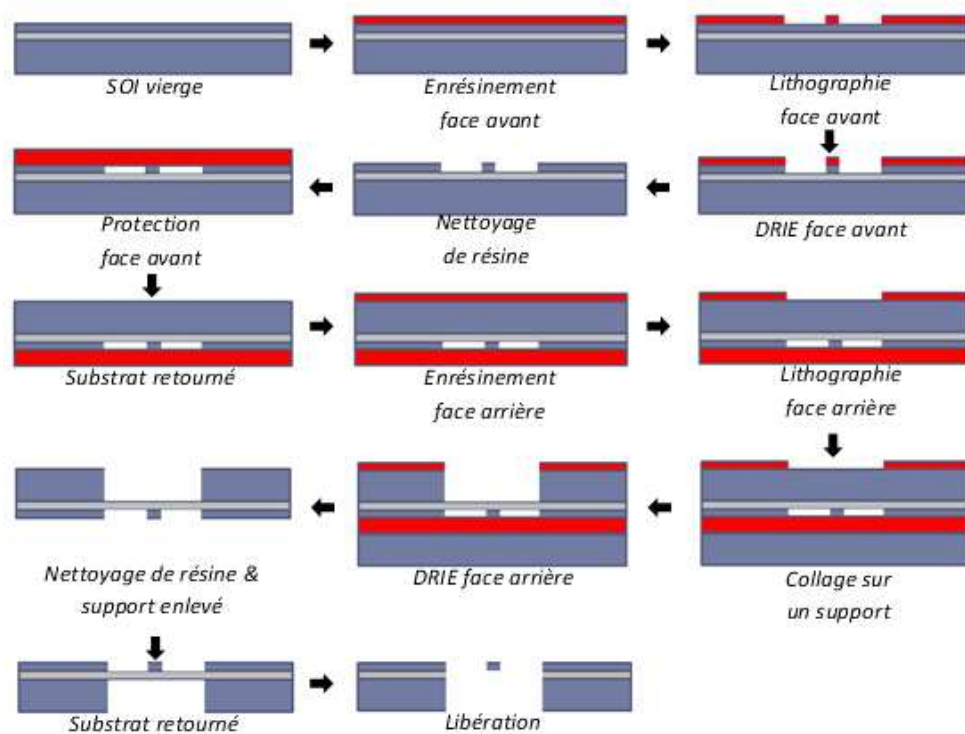


Figure 105. étapes principales du procédé de gravure pour la fabrication du micro-actionneur bistable

La profondeur de gravure est ici de 50 μm pour l'obtention des poutres et de 350 μm pour les ouvertures sur la face arrière. Ces épaisseurs sont très différentes de l'épaisseur utilisée pour les actionneurs électromagnétiques (1 mm). Un nouveau procédé de gravure, et notamment un nouveau masque de gravure a été développé spécifiquement pour ce procédé. En effet, les machines de DRIE du laboratoire n'acceptent pas plus de masques métalliques pour la réalisation d'actionneurs bistables que pour la réalisation du convoyeur électromagnétique.

Il est éventuellement possible d'invertir la phase (1) et la phase (3), dans l'intention de créer des ouvertures avant de graver les structures, qui ne peuvent pas être beaucoup

sollicitées à cause de leur fragilité. Pourtant si c'est le cas, la gravure de la face avant comporterait plus de risques lors de la fin de gravure : il n'y aura qu'une couche fine de silice entre les structures fragiles et les ouvertures. Comme les ouvertures ne sont pas forcément sous vide, il est probable qu'en raison de différence de pression, la couche de silice soit endommagée et puisse détériorer les structures de la face avant.

Lithographie face avant et/ou face arrière

Un procédé de protection par résine performant a été utilisé dans le paragraphe II.3.1 pour la réalisation des actionneurs électromagnétiques. Il a été décidé d'utiliser l'expérience acquise lors des travaux sur les actionneurs EM et d'adapter le procédé à la réalisation des poutres. On souhaite également utiliser ce même procédé de protection pour la gravure de la face arrière (création des ouvertures). La conception du procédé a donc consisté à définir la couche de résine à déposer sur la face avant pour avoir :

- une épaisseur suffisante de couche de protection en DRIE,
- l'homogénéité en épaisseur

Nous avons défini au paragraphe II.3.1 une épaisseur de résine AZ4562 de 13 μm pour graver en DRIE une épaisseur de silicium de 1 mm. La gravure DRIE envisagée ici porte sur une épaisseur de 50 μm ou de 350 μm . Nous avons choisi de continuer à utiliser la résine AZ4562 en réduisant son épaisseur, sans pour autant réduire l'épaisseur spécifiquement pour l'obtention d'une couche fine pour la gravure DRIE des poutres. Les conditions de la photolithographie sont résumées dans la Table 29.

Table 29. conditions d'enrésinement pour une épaisseur de 10 μm d'AZ4562

	Enrésinement	Insolation	Développement
Procédé	<ul style="list-style-type: none"> - Programme d'enrésinement : RC-18XX (4000 tr/min) - Dépôt promoteur d'adhésion - Enrésinement de AZ4562 - 50s de recuit à 100°C 	Dose à 250mJ/cm ² en hard contact	Bain du mélange AZ400K : EDI=1:4 pendant 50s

Gravure profonde

La gravure profonde a pour objectif l'obtention des poutres. Compte tenu des dimensions des poutres, et en particulier de leur largeur, les paramètres de la gravure sont particulièrement importants. En effet, la verticalité des flancs étudiée dans le cadre des cavités pour les aimants de l'actionneur électromagnétique ont des dimensions de l'ordre de 2mm. Ici, les largeurs visées pour les poutres sont de l'ordre de quelques μm à quelques dizaines de μm . Des flancs de poutres non verticaux auront donc une grande répercussion sur les propriétés mécaniques des actionneurs bistables.

Pour développer le procédé de gravure, des essais ont d'abord été pratiqués sur des wafers de silicium (non SOI). Ces échantillons ont été gravés sur la machine STS déjà utilisée au paragraphe II.3.1. Le but des premières gravures est de déterminer plus précisément la vitesse de gravure avec des ouvertures d'ordres de grandeurs plus petits que précédemment. La Figure 106 montre que la profondeur de gravure est de $62,5 \mu\text{m}$ pour les conditions rappelées dans la Table 30.

Table 30. conditions de gravure du programme « Profond » sur ICP STS

	Gaz utilisé	Débit du gaz (sccm)	Temps (s)	Source (W)	Polarisation (W)
Passivation	C_2F_8	67	2	3000	30
Gravure	SF_6	300	3		

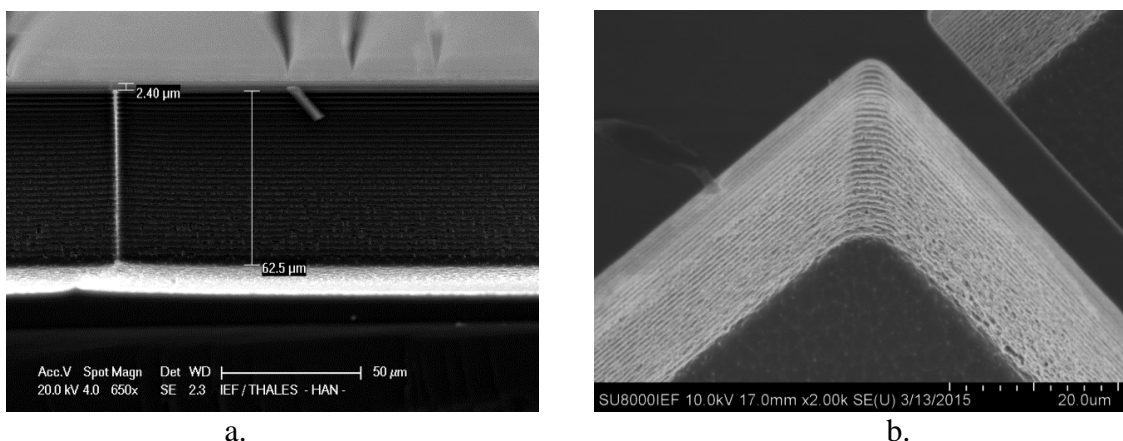


Figure 106. Résultats de gravure DRIE avec la machine STS sur l'échantillon n°1
 a. observation du flanc de cavité b. observation d'un ancrage de poutre

On remarque également que l'épaisseur de résine restante est de $2,4 \mu\text{m}$. Cette épaisseur est surprenante. Le masque de résine a été gravé sur $7,6 \mu\text{m}$ pour une gravure de silicium

(sélectivité $\sim 1:10$) alors que dans le cas des supports d'aimants, la sélectivité observée est de $\sim 1:770$. Cette différence est due au pourcentage de la surface gravée en DRIE (masque des aimants : 0,45% vs masque des poutres : 2%).

On remarque également la présence de scalloping (pas de $2\ \mu\text{m}$) sur les flancs. Le scalloping est dû à l'alternance de gravure et de passivation dans le processus de DRIE. Cependant, si ce phénomène pouvait être négligé précédemment, des irrégularités de $2\ \mu\text{m}$ présentent un risque pour les propriétés mécaniques des poutres : certaines des poutres ayant une largeur de quelques μm , ces $2\ \mu\text{m}$ représentent une part non négligeable, voire importante de leur largeur.

Etant donnée la qualité des flancs gravés, une nouvelle campagne d'essais de gravure a été effectuée sur l'autre bâti de DRIE : ICP SPTS. Les conditions de gravure sont récapitulées dans la Table 31.

Table 31. conditions de gravure du programme « NANO_00 » sur ICP SPTS

	Gaz utilisé	Flux du gaz (sccm)	Temps (s)	Source (W)	Polarisation (W)	Pression (mTorr)
Passivation	C_2F_8	330	1,2	2500	10	30
Gravure	SF_6	400	1-1,3			

Les échantillons ont ensuite été clivés afin de pouvoir observer les profils des poutres. Les profils de poutres obtenues sont représentés à la Figure 107. Ces gravures ont été obtenues en 78 cycles. On observe que le scalloping n'est plus visible sur ces nouveaux échantillons.

En revanche, les flancs présentent un angle de 88° pour une poutre simple et pour une poutre double par rapport à l'horizontale. La verticalité des flancs semble également dépendre des motifs gravés pour le même wafer. La Figure 107 montre une différence de largeur de poutre de $5,3\ \mu\text{m}$ entre le sommet et la base de la poutre pour une poutre simple et une différence de $1,8\ \mu\text{m}$ pour une poutre double.

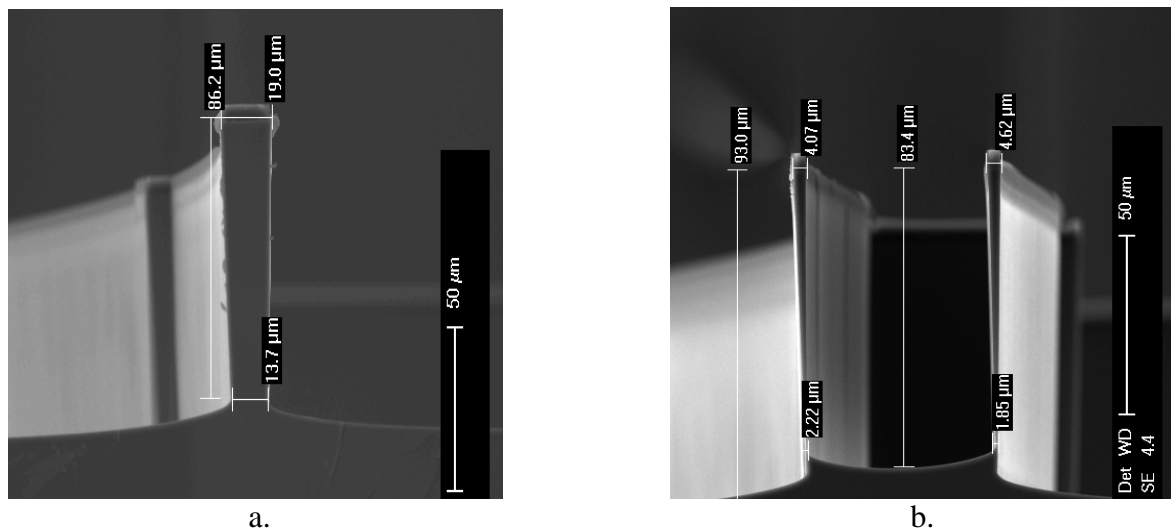


Figure 107. profils de poutres gravées en DRIE sur la machine SPTS (échantillon n°2)
 a. poutre simple b. poutre double

De plus, on observe que la vitesse de gravure dépend des dimensions de l'ouverture. Ainsi, l'espace au milieu de la poutre double présente une profondeur de gravure de 83 μm alors que l'extérieur des poutres présente une profondeur de gravure de 93 μm du fait de l'espace ouvert de part et d'autre des 2 poutres connectées. Il était bien entendu possible de prévoir dès la conception du masque cette différence de vitesse de gravure. Des motifs « leurre » ont été abondamment décrits dans la littérature, et notamment par H. Bertin [Ber-2013] qui a utilisé pour ses travaux les machines du laboratoire. Cependant, l'utilisation de ces motifs suppose leur libération à la fin du procédé, ce qui implique un risque de rupture des poutres.

De nouveaux échantillons ont été réalisés, cette fois-ci avec des wafers SOI. La Figure 108 montre 2 images en microscopie optique de ces échantillons sur une cellule de longueur 2 mm et de largeur 5 μm.

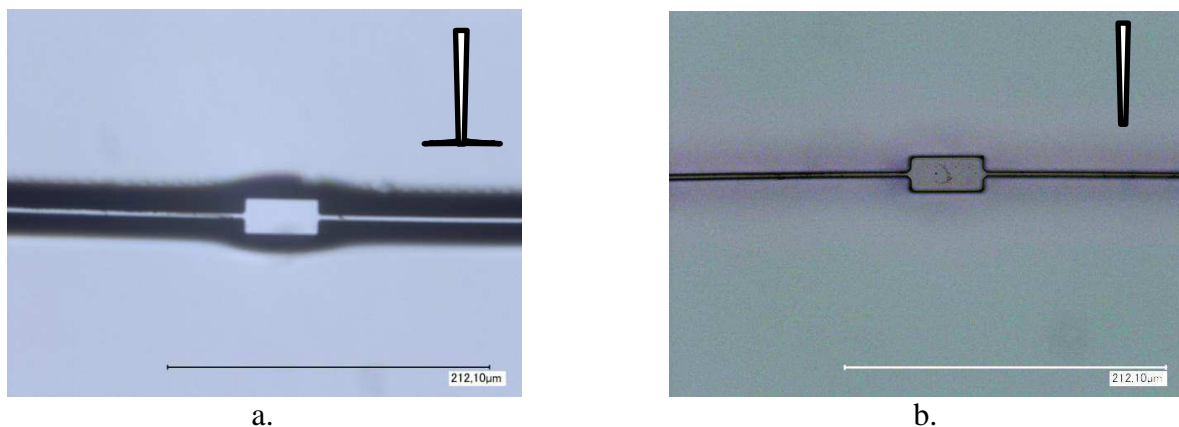


Figure 108. profils de poutres gravées en DRIE sur la machine SPTS avec un wafer SOI
 a. échantillon n°3 b. échantillon n°4

On observe des poutres bien définies sur les 2 images. Cependant, la non-uniformité de la gravure sur l'ensemble de la surface ouverte sur le masque a pour résultat une gravure incomplète au pied des poutres. De ce fait, à la Figure 108.a, les zones sombres autour de la poutre correspondent à un pied de silicium à la base de la poutre. Le profil de la poutre est inséré en médaillon dans l'image. La raideur dans le plan des poutres provoque de ce fait leur rupture immédiate lors des tentatives d'actionnement (mais un rendement de fabrication élevé).

La Figure 108.b montre le résultat obtenu en allongeant la durée de gravure. L'effet obtenu est une légère sous-gravure de la structure, mais l'obtention d'un profil compatible avec l'actionnement. La seule modification par rapport au procédé de la Figure 108.a consisté à allonger la gravure de 10 cycles.

Nettoyage face avant

L'échantillon gravé est plongé dans un bain d'acétone pendant une nuit. Il est ensuite nettoyé dans un bain d'éthanol puis dans un bain d'isopropanol. Pour éliminer toute trace résiduelle de résine, un bain « Piranha » (mélange de H_2O_2 et H_2SO_4 à 1 : 3) est utilisé pendant 20 min. L'échantillon est finalement rincé à l'eau et séché soigneusement.

A ce stade, les poutres sont réalisées et peuvent être libérées pour être caractérisées. Le dispositif complet n'étant pas dimensionné, la gravure de la face arrière n'apporte pas de fonctionnalité supplémentaire. Les étapes ultérieures ont été développées et calibrées. Elles sont décrites dans les paragraphes suivants. Cependant, le process complet de fabrication des poutres, réalisation des ouvertures sur la face arrière puis de libération des poutres ont été simplifiées pour ne conserver que l'étape de libération des poutres, qui permet d'obtenir les dispositifs avec un rendement de fabrication plus élevé. La Figure 109 présente un wafer complet après gravure de la face avant. Le rendement de fabrication est ici de 100%. L'image présente un wafer sur lequel a été disposé un film de protection après la gravure.

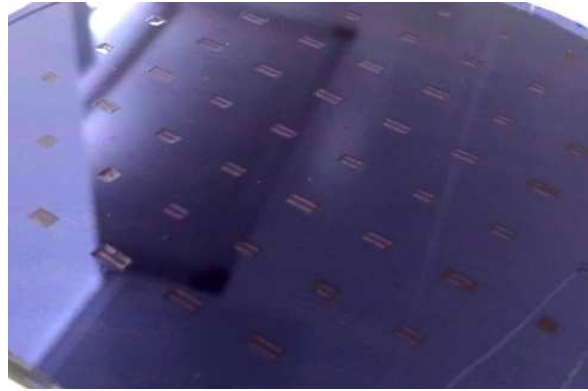


Figure 109. une image du wafer avec les poutres simples et doubles pré-formées en fin de gravure face avant (échantillon n°4)

Lithographie face arrière

Comme la face arrière fait 350 μm en épaisseur, la résine épaisse « AZ4562 » est adoptée pour la lithographie sur la face arrière. Les conditions utilisées pour la face avant (10 μm d’AZ4562) sont également utilisées ici.

Gravure face arrière

L’échantillon est ensuite collé sur un wafer support sur sa face avant. Un petit espace est conservé entre le wafer des poutres et le wafer support afin d’empêcher l’air présent dans les cellules gravées de créer une surpression lors de la gravure.

La gravure se fait avec la machine ICP SPTS dans les mêmes conditions que pour la face avant. La seule modification concerne le nombre de cycles qui s’élève à 588 cycles pour graver 350 μm .

Libération des poutres

Pour les échantillons complets comme pour les échantillons sans gravure de la face arrière, la libération des poutres est réalisée par vapeur HF pendant 2h30 à 30°C.

A la fin du procédé, avec ou sans gravure de la face arrière, les échantillons de poutres sont prêts à être caractérisés.

IV.3.3. Caractérisation des poutres pré-formées

Les poutres fabriquées en vue de réaliser un actionneur bistable sont caractérisés à l'aide d'une station de tests des dispositifs MEMS, commercialisée par la société suisse Femtotools®. Les déplacements des poutres pré-formées ont lieu dans le plan horizontal, ce qui demande une reconfiguration de l'appareil. Il est procédé à un changement de la sonde et de l'angle d'attaque, en utilisant une sonde latérale FT-S1000-LAT, capable de mesurer les forces appliquées dans la gamme $\pm 1000 \mu\text{N}$ avec une résolution (à 10 Hz) de $0,05 \mu\text{N}$. La figure Figure 109 montre la configuration du dispositif de mesure.

La sonde est constituée d'un détecteur de force à électrodes en peigne (sonde capacitive). Une force est détectée grâce au changement de tension entre les peignes. La sensibilité est linéaire : toute force appliquée est proportionnelle à la variation de tension obtenue en sortie. L'extrémité du bec de la sonde présente une surface de $10 \times 50 \mu\text{m}$ qui sert de zone de contact avec les poutres à caractériser. La sonde est, selon la documentation du fabricant, sensible presque uniquement aux forces dans l'axe incident : le facteur d'atténuation de force hors axe est de 30, voire 100 dans certains cas.

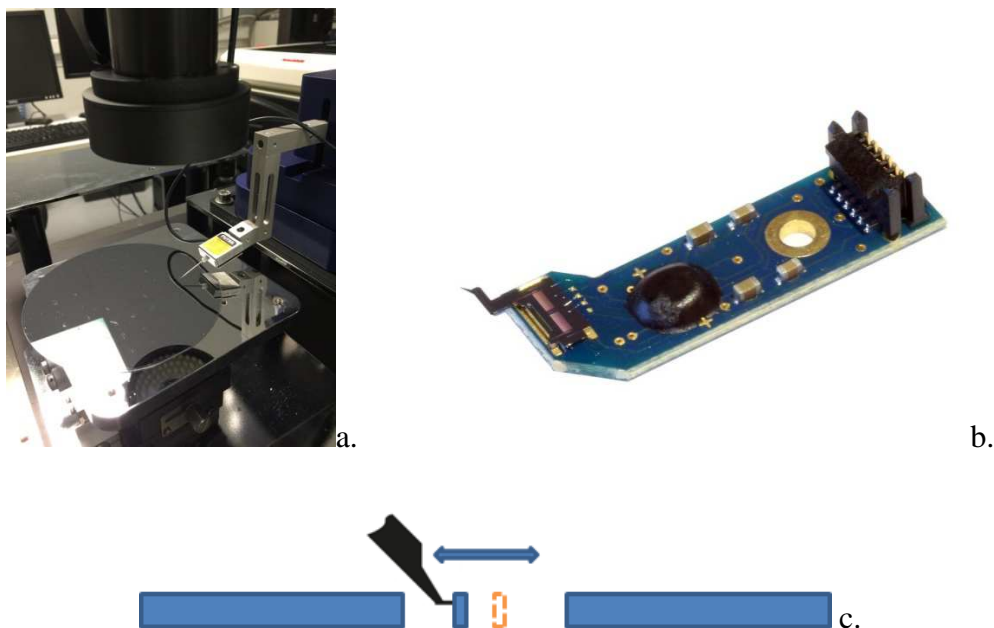


Figure 110. dispositif de mesure des propriétés des poutres
a. montage expérimental b. la tête de mesure utilisée c. schéma du mode de mesure

IV.3.3.1. Méthode de caractérisation

La sonde est montée sur un support configurable en longueur et en position (voir Figure

109.a.), ce qui permet de positionner la sonde aussi près que possible de la surface de l'échantillon. La mise en position est assurée par le bras de positionnement motorisé de 3 degrés de liberté (T_X , T_Y et T_Z). Le bras peut la sonde en face du côté latéral de la plateforme des poutres à l'aide des réglages fins. Finalement, le logiciel compagnon de la station de tests permet de commander le déplacement de la sonde en définissant un trajet rectiligne dans l'espace avec les paramètres tels que la longueur de parcours, pas de déplacement et la force maximale à appliquer.

La longueur du parcours de la sonde est choisie en fonction de la flèche centrale de la cellule testée. Pour être sûr de mesurer la totalité de la courbe force-déplacement, la longueur de parcours est fixée par défaut au double de la flèche centrale. Le pas de déplacement est fixé à $0,1 \mu\text{m}$ et la force maximale est fixée à $1000 \mu\text{N}$.

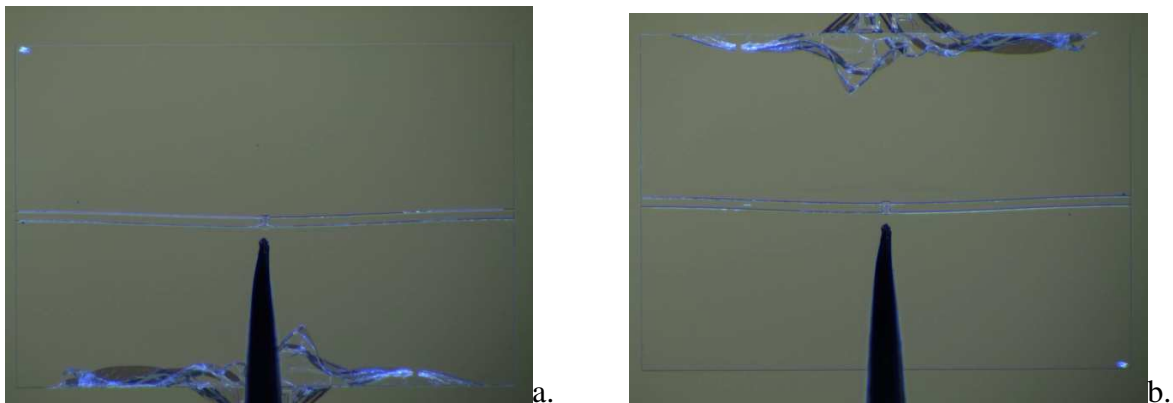


Figure 111. tests de changement de position d'une cellule de micro-actionneur bistable avec une pointe, a. sens aller, b. sens retour

Sur chaque cellule de micro-actionneur bistable, une mesure est effectuée en parcourant la course totale du micro-actionneur d'un côté à un autre et inversement. La sonde ne peut effectuer de mesures que dans un seul sens. On déplace donc le micro-actionneur à l'aide de la sonde dans le sens aller, puis on tourne l'échantillon de 180° pour faire une nouvelle mesure en retour. La Figure 111 montre quelques images prises lors de l'actionnement d'un actionneur bistable à base de poutre pré-formée double.

IV.3.3.2. Résultats

La Figure 112.a montre le résultat de mesure de force-déplacement sur la cellule n°49. On distingue la courbe aller en rouge et la courbe retour en bleu. Les points de la courbe aller sont enregistrés de gauche à droite, tandis que les points retour le sont de droite à gauche. Les

points, de l'aller ou le retour, sont toujours enregistrés à partir d'une force de $0 \mu\text{N}$, qui correspond aux deux positions stables du micro-actionneur. On observe de prime abord que la courbe obtenue a une forme générale très proche des déterminations analytiques ou simulées par FEM au début du présent chapitre.

Les courbes rouge et bleue ne se raccordent pas parfaitement. La Figure 112.a. montre un raccordement parfait des courbes pour une force de $0 \mu\text{N}$ et un déplacement proche de $200 \mu\text{m}$. En revanche, les autres points de force nulle (à $175 \mu\text{N}$ et pour un déplacement nul) qui devraient correspondre à des raccordements des morceaux de courbes ne montrent pas un raccordement parfait. On observe un écart de $7 \mu\text{m}$ entre une branche de la courbe du retour et la partie croissante de la courbe de l'aller à gauche.

Cet écart est dû au positionnement manuel de l'échantillon entre la mesure aller et la mesure retour : il est difficile de faire pivoter l'échantillon précisément de 180° avec une platine manuelle. La course totale peut néanmoins être donnée par les passages à un déplacement nul pour des déplacements extrêmes soit par la $\frac{1}{2}$ courbe bleue ou la $\frac{1}{2}$ courbe rouge. La course mesurée correspond à la distance entre les 2 racines respectivement à gauche et à droite de la courbe aller et est de $198 \mu\text{m}$. La force maximale mesurée est de $57 \mu\text{N}$.

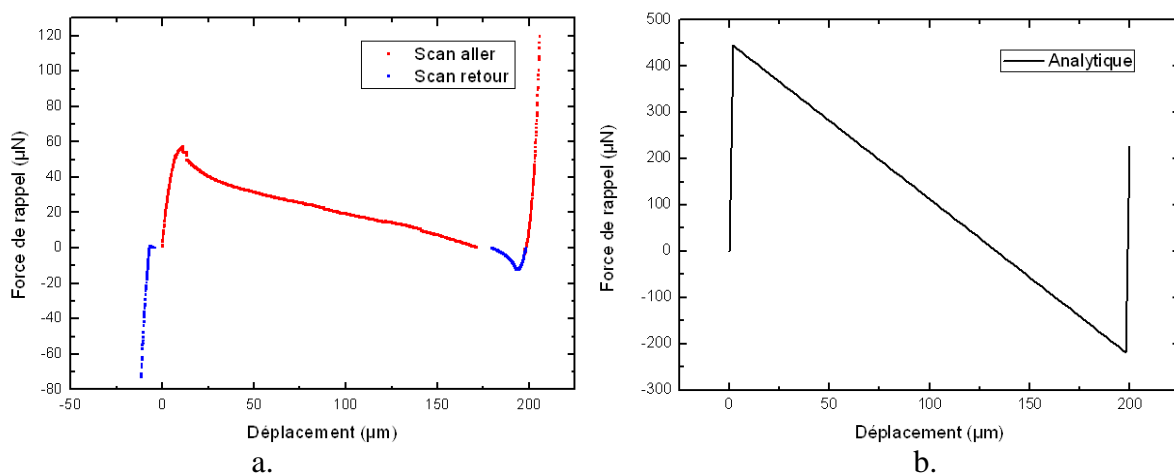


Figure 112. courbe force de rappel en fonction du déplacement
a. expérimentale pour l'actionneur n°49 et b. calcul analytique pour l'actionneur n°49

L'accord avec les déterminations analytiques et par éléments finis est excellent pour la course ($198 \mu\text{m}$ expérimentalement et $200 \mu\text{m}$ FEM et analytique). En revanche, un ordre de grandeur est observé entre la valeur mesurée ($57 \mu\text{N}$) et la valeur analytique de $440 \mu\text{N}$. Cette différence peut être expliquée par les défauts de micro-fabrication sur les structures gravées

en DRIE.

L'amplitude de la force montre un écart très important entre le calcul analytique et la courbe expérimentale. La différence entre les 2 courbes est d'environ un facteur 10.

D'autres mesures ont été effectuées sur les cellules bistables (n° 43, 44, 45, 47, 48, 49, 50, 52). On a observé le même comportement pour ces poutres : la course mesurée proche de la valeur du résultat analytique, alors que pour toutes les cellules la force maximale mesurée a une valeur d'environ un facteur 10 supérieur à celle des résultats analytiques.

La conception du masque est faite avec des zones d'ouvertures de surface importante de part et d'autre du micro-actionneur. Par ailleurs, le canal entre les poutres est étroit : sa surface est beaucoup plus petite que les ouvertures de part et d'autre des poutres (rapport des largeurs : $50\mu\text{m}/2000\mu\text{m}=2,5\%$). Ce choix a été fait lors de la conception du masque pour éviter la libération de morceaux de silicium qui auraient pu endommager les poutres lors des dernières étapes de fabrication. La conséquence est une gravure non homogène : non verticale à l'extérieur des poutres et une gravure verticale à l'intérieur. Cela veut dire que la forme de la section des poutres n'est plus rectangulaire, mais trapézoïdale, avec une largeur au pied des poutres plus petite que la largeur à la surface du silicium. Les modèles analytiques de la littérature ne peuvent donc plus être appliqués tels quels. Une version modifiée prenant en compte les imperfections de la gravure doit être développée.

IV.3.4. Développement d'un nouveau modèle analytique

La démarche utilisée pour le modèle analytique tirée de [Qiu-2004] reste pertinente pour les poutres étudiées. Cependant, la géométrie trapézoïdale demande une adaptation des équations. Nous proposons ici un nouveau « modèle de Qiu modifié », ou « modèle analytique raffiné ».

IV.3.4.1. Calculs des points remarquables des courbes force-déplacement

En partant de l'observation de la forme trapézoïdale de la section des poutres et de l'expression simplifiée de la force maximale en fonction de la géométrie des poutres (Table 21), on prend en compte la forme réelle de la poutre et non plus sa forme théorique. La démarche est la suivante :

1. On considère un trapèze de largeur de dessus (surface du silicium) t_1 et de largeur de dessous (pied de la poutre) t_2 ($t_1 > t_2$). Pour cette forme de poutre, la force de rappel maximale du micro-actionneur devient :

$$F_{\text{trapèze}} = \int_{e_0}^0 8\pi^4 \frac{Eht^3}{12l^3} de = \int_{t_1}^{t_2} 8\pi^4 \frac{Eht^3}{12l^3(t_1-t_2)} dt = 8\pi^4 \frac{Eh(t_1^4 - t_2^4)}{48l^3(t_1 - t_2)} \quad (3.8)$$

Un changement de variable est nécessaire pour passer d'une fonction de l'épaisseur e en une fonction de la largeur t avec la relation linéaire suivante :

$$e = \frac{e_0}{(t_1 - t_2)(t - t_2)} \quad (3.9)$$

2. La force de rappel peut être exprimée en fonction d'une largeur effective t_{eff} :

$$F_{\text{mesurée}} = 8\pi^4 \frac{Eht_{\text{eff}}^3}{12l^3} \quad (3.10)$$

3. En égalisant $F_{\text{trapèze}}$ et F_{mes} , on peut déduire l'expression de la largeur effective t_{eff} en fonction des paramètres géométriques de la forme modélisée des poutres :

$$t_{\text{eff}} = \left(\frac{1}{4} \frac{t_1^4 - t_2^4}{t_1 - t_2} \right)^{1/3} = \left(\frac{1}{4} (t_1 + t_2)(t_1^2 + t_2^2) \right)^{1/3} \quad (3.11)$$

La Table 32 regroupe les coordonnées des points remarquables de la courbe Force de rappel= f (déplacement) pour le nouveau modèle : le « modèle de Qiu modifié » ou « modèle analytique raffiné ». Les coordonnées prennent en compte deux nouveaux paramètres t_1 et t_2 issus de la forme trapézoïdale.

Table 32. coordonnées des points remarquables de la courbe Force de rappel=f(déplacement) pour le modèle de Qiu modifié

Paramètre	Expression simplifiée
Force de rappel maximale : f_{top}	$8\pi^4 \frac{Ew((t_1 + t_2)(t_1^2 + t_2^2))h}{48l^3}$
Force de rappel minimale : f_{bot}	$4\pi^4 \frac{Ew((t_1 + t_2)(t_1^2 + t_2^2))h}{48l^3}$
Position du centre de la poutre lorsque la force de rappel est maximale : d_{top}	$\frac{8}{3l} \left(\frac{1}{4} (t_1 + t_2)(t_1^2 + t_2^2) \right)^{2/3}$
Position du centre de la poutre lorsque la force de rappel est nulle : d_{mid}	$\frac{4}{3}h$
Position du centre de la poutre lorsque la force de rappel est minimale : d_{bot}	$2h - \frac{8}{3l} \left(\frac{1}{4} (t_1 + t_2)(t_1^2 + t_2^2) \right)^{2/3}$
Déplacement obtenu pour la 2 ^{ème} position stable : d_{end}	$2h - \frac{4}{3l} \left(\frac{1}{4} (t_1 + t_2)(t_1^2 + t_2^2) \right)^{2/3}$

IV.3.4.2. Application du nouveau modèle aux poutres fabriquées

On applique maintenant les résultats obtenus pour le modèle modifié aux dimensions géométriques observées pour l'actionneur n°49. Les images MEB montrent une largeur à la surface du silicium de $t_1=4 \mu\text{m}$ (Figure 113). La largeur t_2 au pied de la poutre ne peut pas être mesurée sans détruire les échantillons. Compte tenu des angles mesurés lors de la mise au point du procédé de fabrication, une largeur t_2 au pied de la poutre de $1 \mu\text{m}$ est estimée.



Figure 113. profil type des poutres obtenues expérimentalement

A l'aide des formules de la Table 32, la courbe de mesure expérimentale précédente (Figure 112.a) est ici comparée aux « prédictions » les formules du modèle analytique de Qiu

modifié. La courbe obtenue à l'aide du nouveau modèle analytique et la courbe expérimentale sont tracées à la Figure 114.

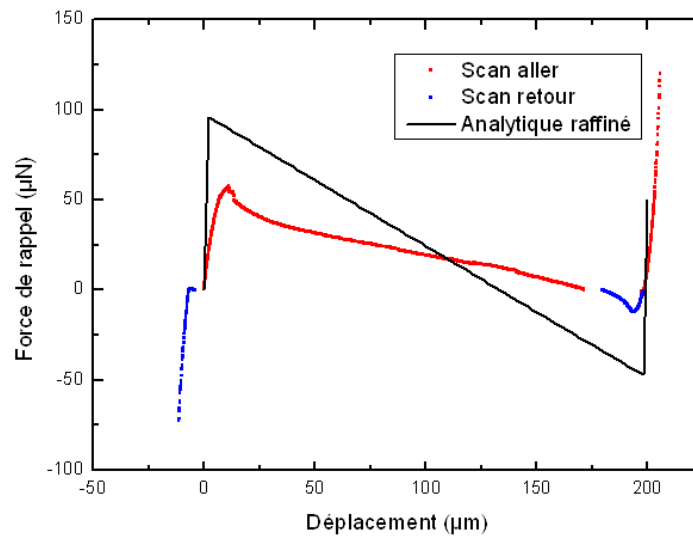


Figure 114. comparaison des courbes expérimentale et analytique (hyp. $t_2=1\mu\text{m}$) de la force de rappel en fonction du déplacement pour l'actionneur n°49

La force de rappel maximale obtenue par le modèle de Qiu modifié est de $95\ \mu\text{N}$, plus proche de la valeur expérimentale, bien qu'il reste un facteur 2 entre les extrêmes de la courbe analytique et de la courbe expérimentale. Cependant, ces observations renforcent la confiance dans le modèle raffiné.

Enfin, comme la mesure effective du profil de la poutre supposerait sa destruction, la démarche de comparaison entre la courbe expérimentale et les formules analytiques est poursuivie en recherchant la largeur de silicium à la base de la poutre qui permet de se rapprocher de la courbe expérimentale. Une largeur t_2 au pied de la poutre permet d'obtenir les courbes de la Figure 115. Les deux courbes, analytique et expérimentale sont très proches. Cette observation nous indique qu'il est très probable que le temps de gravure augmenté (pour avoir l'assurance d'éliminer la base de la poutre décrit Figure 108) soit à l'origine d'une sur gravure de la base des poutres. Avec ces hypothèses, la largeur t_2 au pied de la poutre est estimée à $0,1\ \mu\text{m}$.

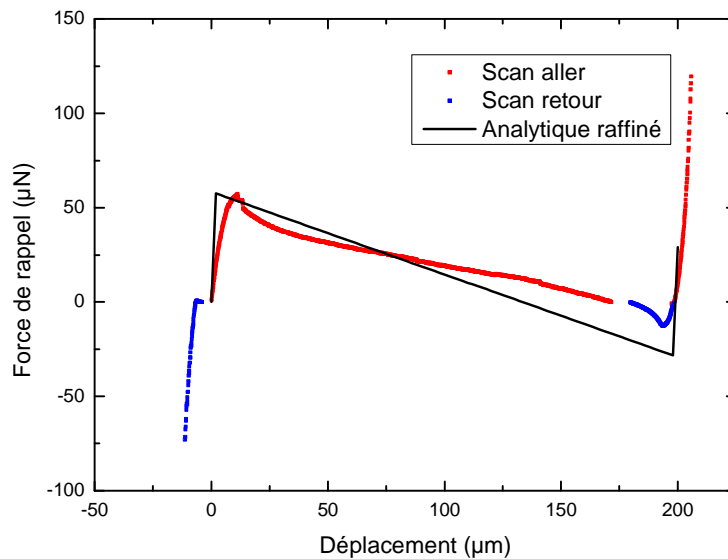


Figure 115. comparaison des courbes force de rappel en fonction du déplacement pour l'actionneur n°49

IV.4. Bilan

Dans ce chapitre a été présenté le développement (dimensionnement, fabrication et caractérisation) d'un micro-actionneur bistable à poutre flambée en silicium.

Une première réflexion a été menée sur les formes souhaitables des actionneurs élémentaires du convoyeur, à l'aide de maquettes à l'échelle 100 réalisées par découpe LASER en PMMA. Ces maquettes ont permis d'aboutir à la conclusion que des formes composées de plusieurs poutres pré-formées et antagonistes sont souhaitables. Ces formes antagonistes, rendues solidaires par un clip sont toutefois complexes à réaliser en silicium. A l'issue de ces réflexions, il est apparu que des travaux de modélisation devaient être menés avant la réalisation.

Cette étape de modélisation a été menée de 2 manières :

- La simulation par éléments finis a permis de proposer des dimensions des poutres pré-flambées adaptées aux dimensions possibles en micro-fabrication mais également aux valeurs de forces que l'on peut attendre de languettes en AMF de dimensions compatibles avec ces poutres et les ouvertures aux abords des poutres.

- Des modèles analytiques des forces de rappel des poutres, et des forces que doivent exercer des languettes en AMF ont été proposés et exploitées pour fournir des outils de dimensionnement de tous les éléments de l'actionneur.

Un procédé de fabrication de micro-poutres pré-flambées, utilisant une machine de gravure profonde DRIE (procédé Bosch) a été ensuite développé. Des échantillons de poutres ont été fabriqués sur substrats SOI. Ces échantillons ont été caractérisés pour déterminer la force nécessaire au basculement et pour mesurer leur course. Les résultats obtenus sur la force présentent un écart important avec le modèle analytique développé par Qiu [Qiu-2004] : des hypothèses ont été dégagées sur la forme de la section des poutres fabriquées (passage d'une forme rectangulaire à une forme trapézoïdale). Un nouveau modèle analytique a été développé à partir du modèle de Qiu. Ce modèle, prenant mieux en compte les caractéristiques des poutres réellement fabriquées a été mis à l'épreuve des mesures effectuées. Ce modèle a montré un accord satisfaisant avec les courbes expérimentales. Il est donc utilisable pour le dimensionnement d'actionneurs basés sur des poutres bistables.

IV.5. Bibliographie du chapitre IV

- [Ber-2013] H. Bertin, “*Etude de matrices de filtres Fabry Pérot accordables en technologie MOEMS intégré 3D : Application à l’imagerie multispectrale*”, (thèse de doctorat, Univ. Paris-Sud), 2013.
- [Liu-2015a] X. Liu, F. Lamarque, E. Doré, & P. Pouille. “*Multistable wireless micro-actuator based on antagonistic pre-shaped double beams*”. *Smart Materials and Structures*, 24(7), 075028, 2105.
- [Liu-2015b] X. Liu, H. Al Hajjar, F. Lamarque, E. Doré, O. Carton, A. Zeinert, & S. Charvet. “*An optical wireless bistable micro-actuator*”. In *Mechatronics and Automation (ICMA)*, 2015 IEEE International Conference on (pp. 1624-1629). IEEE, 2015.
- [Liu-2015c] X. Liu. “*Contribution to optical wireless multi-stable micro-actuation*”. (thèse de doctorat, Université de Technologie de Compiègne), 2015.
- [Qiu-2004] J. Qiu, J. H. Lang, & A. H. Slocum. “*A curved-beam bistable mechanism*”. *Journal of microelectromechanical systems*, 13(2), 137-146, 2004.
- [Tim-1961] S. P. Timoshenko, and J. M. Gere, “*Theory of Elastic Stability*”, 2nd ed., McGraw-Hill, New York, 1961.
- [Zai-2010a] S. Zaidi, F. Lamarque, C. Prella, B. Hoxhold, E. Doré, P. Pouille, & S. Biittgenbach. “*Bistable curved-beam actuated by optically controlled Shape Memory Alloy*”. In *Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*, 2010 IEEE/ASME International Conference on (pp. 1140-1145). IEEE, 2010.
- [Zai-2010b] S. Zaidi, F. Lamarque, J. Favergeon, O. Carton, C. Prella, M. Lejeune & A. Zeinert, “*Wavelength dependent remote power supply for shape memory alloy*”, *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*”, 21(2), 175-184, 2010.
- [Zai-2011a] S. Zaidi, F. Lamarque, J. Favergeon, O. Carton, & C. Prella. “*Wavelength-selective shape memory alloy for wireless microactuation of a bistable curved beam*”. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 58(12), 5288-5295, 2011.
- [Zai-2011b] S. Zaidi, F. Lamarque, C. Prella, & E. Doré. “*Dynamic characterization of remotely triggered digital actuator*”. In *Mechatronics (ICM)*, 2011 IEEE International Conference on (pp. 678-683). IEEE, 2011.
- [Zai-2012] S. Zaidi, F. Lamarque, C. Prella, O. Carton, & A. Zeinert. “*Contactless and selective energy transfer to a bistable micro-actuator using laser heated shape memory alloy*”. *Smart Materials and Structures*, 21(11), 115027, 2012.

Conclusion générale

La démocratisation des moyens de fabrication, notamment grâce aux techniques de fabrication additive comme l'impression 3D ont ouvert la voie à la démocratisation des fonctions habituellement concentrés dans les unités de production. L'intégration plus poussée des fonctions de fabrication, d'analyse, etc, figure dans la littérature sous l'appellation de micro-usine. Une des fonctions fondamentale des unités de production, est la fonction de convoyage.

Les problématiques liées à la miniaturisation des fonctions de convoyage sont de deux ordres. D'une part, la miniaturisation des convoyeurs actuels par fabrication en taille réduite des structures macroscopiques se heurte aux limitations classiques de la micro-mécanique (gestion des jeux, tolérances ...). Il sera nécessaire de coupler les fonctions classiques (usinage, assemblage, etc) avec des fonctions de convoyage intelligent. Ces nouveaux besoins ont fait émerger le concept de smart surface, c'est-à-dire de surface active capable notamment de déplacer plusieurs objets à la fois entre plusieurs points de sa périphérie. D'autre part, la présence de nombreux actionneurs indépendants pose la question de la commande de ces actionneurs, et de la transmission de l'information aux actionneurs. La transmission filaire montre vite ses limites si on imagine une smart-surface constituée de plusieurs dizaines d'actionneurs.

Cette thèse, effectuée dans le cadre du projet ANR READMI, avait pour objectif de développer des nouveaux éléments pour la réalisation de micro-convoyeurs. Les travaux ont plus spécifiquement visé le développement de micro-actionneurs numériques en silicium.

Deux voies d'actionnement ont été explorées : un actionnement électromagnétique pour constituer un réseau de micro-actionneurs quadristables à aimants permanents, et un actionnement reposant sur une structure bistable de poutres flambées et destiné à terme à être actionné optiquement.

Concernant le convoyeur électromagnétique, une campagne de simulation a tout d'abord permis de développer des modèles analytiques et des modèles par éléments finis rendant compte des interactions en jeu entre les aimants et entre les aimants et les conducteurs. Ces modèles ont permis de dimensionner les structures en vue de leur réalisation. Un des avantages des modèles par éléments finis réside dans la possibilité de dimensionner des

structures pour lesquelles les modèles analytiques ne sont plus adaptés. Ainsi, une configuration alternative comportant un hybride « aimants / fer doux » a été proposée. Ces configurations définissent non plus un type d'actionneur comme les travaux initiaux le laissaient supposer mais toute une famille d'actionneurs. Un procédé de fabrication spécifique a été développé. Ce procédé repose sur une gravure profonde (DRIE) de substrats de silicium d'épaisseur 1 mm pour accueillir des matrices d'aimants. Les dimensions des cavités déterminent le pas unitaire des actionneurs numériques. Les mesures effectuées sur les cavités obtenues montrent une verticalité parfaite des flancs créés et un écart type des variations des dimensions de l'ordre du micron. Trois montages expérimentaux ont été développés, pour la caractérisation du fonctionnement et les mesures de performances d'un micro-actionneur unitaire, d'un réseau partiel de 2×2 actionneurs et du réseau complet de 5×5 actionneurs constituant le micro-convoyeur 2D qui fait l'objet de ces travaux. Les résultats expérimentaux montrent la capacité du réseau à transporter un objet plat en translation et en rotation. Le pas de déplacement de l'actionneur numérique est de 115 μm . Une vitesse de translation maximum de 0,8 mm/s a été mesurée et la masse maximum que le réseau complet peut déplacer est d'environ 1 g. Les résultats obtenus confirment donc la pertinence des modèles et des procédés développés. En outre, les résultats expérimentaux sont en accord avec le modèle mathématique d'un convoyeur bidimensionnel de la littérature [Xu-2106].

Le deuxième volet de ces travaux concerne le design d'un micro-actionneur bistable à base de poutres flambées. L'actionneur unitaire visé ici a pour objectif d'aboutir à un actionneur commandable optiquement, sans fil. Son design a été inspiré par la littérature et les travaux précédents effectués par des partenaires du projet READMI sur l'actionnement optique par des languettes d'AMF. Les structures de la littérature ont été étudiées en vue de fournir des modèles utilisables pour le dimensionnement d'un actionneur bistable à base de poutres préformées présentant un profil similaire au profil obtenu par flambement de structures initialement rectilignes. Des modèles analytiques et par éléments finis ont permis de proposer une gamme de dimensions pour la fabrication des actionneurs élémentaires, tout en optimisant les formes des ancrages de manière à réduire les risques de rupture. Des substrats de silicium SOI ont été employés pour réaliser les échantillons. Deux procédés de gravure ont été étudiés, chacun étant dédié à un bâti de DRIE (ICP STS et ICP SPTS). Les échantillons obtenus ont fait l'objet de campagnes de mesure de leurs propriétés mécaniques. La force de rappel en fonction du déplacement du centre des poutres a été mesurée sur une station de test MEMS FemtotoolsTM. Les jeux de poutres fabriqués ont bien un comportement bistable et les

excursions mesurées correspondent bien aux valeurs prévues par les modèles. Toutefois, les forces de rappel maximum mesurées présentent un écart important aux modèles analytiques. Un nouveau modèle analytique prenant en compte la forme trapézoïdale des poutres réellement fabriquées a été développé. Celui-ci a permis d'obtenir un bon accord avec les résultats expérimentaux, ce qui en fait un outil précieux pour le dimensionnement des structures à venir.

Différentes perspectives apparaissent à l'issue de ces travaux. Le convoyeur électromagnétique aujourd'hui fonctionnel présente bien un fonctionnement stick-slip. Bien entendu, les caractéristiques de convoyage dépendent des paramètres étudiés dans ces travaux mais également des surfaces en contact, de leur rugosité, de leur coefficient de frottement, etc. Les travaux menés précédemment à l'UTC ont permis de développer un modèle permettant de rendre compte des phénomènes de frottements entre les aimants utilisés et le support. La poursuite des mesures des propriétés du convoyeur et le couplage de ces mesures avec le modèle de Xu apportera une meilleure maîtrise du fonctionnement du convoyeur. L'ensemble des modèles développés, notamment dans ces travaux, permettront d'aboutir à des règles de dimensionnement plus générales et de proposer des convoyeurs de dimensions différentes, notamment en modifiant la densité d'actionneurs ou en permettant le fonctionnement de plusieurs convoyeurs côte à côte pour obtenir un convoyeur de plus grandes dimensions. Ce fonctionnement demanderait de développer des stratégies de pilotage plus complexes. Enfin, la pertinence d'un convoyeur hybride utilisant des aimants mobiles et des cubes de fer doux fixes a été évoquée. Ce convoyeur hybride n'a pas fait l'objet d'une réalisation mais mérite un approfondissement.

Les micro-actionneurs bistables offrent la possibilité d'une commande de convoyeurs sans fil. Si les modèles développés ici permettent de prédire le comportement de poutres doubles de manière satisfaisante, de nombreux aspects restent à explorer. Le procédé de fabrication mis au point pour la réalisation de l'actionneur doit être mis en œuvre pour aboutir à la réalisation d'un actionneur complet. De nombreuses questions sur la forme finale de l'actionneur restent également en suspens à l'issue de cette thèse. La proposition de X. Liu de fabriquer des poutres liées après fabrication par un système de verrouillage à clip a été le point de départ d'une réflexion sur la forme de ce système de verrouillage. En effet, dans le design de Liu, la « clé » et la « serrure » du système de verrouillage sont placés loin l'un de l'autre. L'apparition du deuxième mode de flambement conduirait donc probablement à ce

que la clé ne soit pas en face de la serrure lorsqu'on actionne une des deux poutres porteuses soit de la « clé », soit de la « serrure », du fait de l'apparition du deuxième mode de flambement. La rupture du système de verrouillage serait alors inévitable. Ces réflexions ont conduit à la conception de maquettes en PMMA à l'échelle 100 composées d'une part d'éléments permettant le verrouillage et d'autre part d'éléments de guidage qui réduisent ou suppriment les modes de flambement. Ces maquettes en PMMA ont également permis d'observer un effet de torsion des poutres très important, dû initialement à la masse du système de verrouillage, mais qui sera encore plus important lorsqu'une charge devra être convoyée. La structure d'un actionneur sans fil basé sur des poutres bistables est donc encore à ce jour un champ de recherche ouvert.

Annexe – Programme Matlab™ pour les courbes de force-déplacement

```

clear all
E=;           %module d'Young (Pa)
w=;           %largeur poutre (m)
t=;           %hauteur poutre (m)
l=;           %longueur poutre (m)
h=;           %flèche centrale poutre (m)
Q=h/t;        %rapport flèche sur largeur
I=w*t^3/12;   % moment d'inertie poutre (m^4)
N1=2*pi;      %coefficient 1er mode (m)
N2=2.86*pi;   %coefficient 2e mode (m)
N3=4*pi;      %coefficient 3e mode (m)
delta=0:0.02:2;
deltatop=0.07;
deltamid=1.33;
deltabot=1.93;
deltaend=1.96;

F=3*pi^4*Q^2/2*delta.*(delta-3/2+sqrt(1/4-4/(3*Q^2))).*(delta-3/2-sqrt(1/4-4/(3*Q^2)));
Foff=400;

if Q>=1.67 && Q<=2.31
    for i=1:length(delta)
        F2(i)=4.18*pi^4-2.18*pi^4*delta(i);
        A1(i)=(1-delta(i))/2;
        N(i)=sqrt(12*Q^2*(N1^2/16-A1(i)^2*N1^2/4));
        if abs(F2(i)-Foff)<abs(F(i)-Foff)
            F(i)=F2(i);
            N(i)=N2;
        end
    end
end

if Q>2.31
    for i=1:length(delta)
        F3(i)=8*pi^4-6*pi^4*delta(i);
        A1(i)=(1-delta(i))/2;
        N(i)=sqrt(12*Q^2*(N1^2/16-A1(i)^2*N1^2/4));
        if abs(F3(i)-Foff)<abs(F(i)-Foff)
            F(i)=F3(i);
            N(i)=N3;
        end
    end
end

plot(delta,F,'-');
xlabel('\Delta');
ylabel('F');

ftop=max(F)*E*I*h/l^3
fbot=min(F)*E*I*h/l^3
epsmax=2*pi^2*t*h/l^2+4*pi^2*t^2/(3*l^2);
sigmax=epsmax*E

```


Titre : Micro-actionneurs numériques en silicium pour la réalisation d'un micro-convoyeur

Mots clés : Micro-actionneurs, Micro-fabrication, Gravure profonde du silicium, micro-convoyeur, surface intelligente, MEMS

Résumé : Les travaux de cette thèse portent sur le développement (modélisation, conception, réalisation et tests) d'une surface intelligente (smart surface) composée d'un réseau d'actionneurs numériques MEMS, capables de mouvoir des charges posées dessus. Pour la réalisation de ces smart-surfaces, deux voies ont été explorées : un actionnement par voie électromagnétique, constituée d'aimants fixes et mobiles, et un actionnement utilisant des éléments bistables couplés à des alliages à mémoire de forme.

Dans le premier cas, la simulation de l'interaction magnétique entre un micro-actionneur et le champ créé par des pistes conductrices placées à proximité a été réalisée.

Un réseau de 5x5 micro-actionneurs électromagnétiques quadristables a été ensuite conçu, réalisé et caractérisé.

Ce démonstrateur est fonctionnel en convoyage d'objets légers en translation et en rotation.

Dans le second cas, la conception et la réalisation d'un actionneur MEMS élémentaire ont été menées : des modèles analytiques ont été confrontés aux résultats obtenus par éléments finis, et enfin comparés aux résultats expérimentaux. Ces travaux ciblent la problématique de la commande des systèmes mécatroniques, à actionneurs multiples, aux échelles méso ou microscopique. La connectique associée est un problème récurrent dans les systèmes fortement miniaturisés, les structures présentées ici présentent un fort potentiel de réduction des connexions filaires, voire leur élimination complète.

Title: Silicon digital micro-actuators for the development of a micro-conveyor

Keywords: micro-actuators, micro-machining, DRIE, micro-conveyor, MEMS, smart surface

Abstract: This doctoral dissertation involves in the development of a smart surface (modelling, design, fabrication and tests), composed of an array of MEMS digital actuators, capable of moving objects placed on it. In order to produce these smart surfaces, two types of actuation were explored: electromagnetic actuation on fixed and mobile magnets and opto-thermal actuation of shape memory alloys on bistable elements.

In the first case, simulation of the magnetic interaction between a micro-actuator and the magnetic field generated by nearby current wires was performed. Then, an array of 5x5 quadristable electromagnetic micro-actuators was designed, produced and characterized. This demo prototype is functional for small-weight object conveyance by translation and rotation.

In the second case, design and fabrication of an elementary MEMS actuator were carried out: analytical models were confronted with the results from Finite Element Analysis, and at last compared to experimental ones. This work targets at the issue of controlling multiple-actuator mechatronics systems, at meso- or micrometric scale. Since the associated connectors are a recurring problem in highly miniaturized systems, the structures presented herein demonstrate important potential of cabling reduction, towards complete wireless configurations.