

THÈSE

présentée à

L'UFR DES SCIENCES ET TECHNIQUES
DE L'UNIVERSITÉ DE FRANCHE-COMTÉ

pour obtenir le

**GRADE DE DOCTEUR
DE L'UNIVERSITÉ DE FRANCHE-COMTÉ**
spécialité Sciences Pour l'Ingénieur

**Micro-systèmes pneumatiques distribués
pour la micro-manipulation et
le contrôle des écoulements fluidiques**

par

Julien MALAPERT

Soutenue le 14 décembre 2010 devant la Commission d'Examen :

Président et examinateur

N. LE FORT-PIAT Professeur à l'ENSMM,
Institut FEMTO-ST, Besançon

Rapporteur

S. BASROUR Professeur à Polytech'Grenoble,
Laboratoire TIMA, Grenoble

Rapporteur

Y.-A. CHAPUIS Maître de conférences à l'Université de Strasbourg,
InESS, Strasbourg

Examineur

O. FRANÇAIS Maître de conférences à l'ENS de Cachan,
SATIE, Cachan

Directeur de thèse

J.-F. MANCEAU Professeur à l'Université de Franche-Comté,
Institut FEMTO-ST, Besançon

Codirecteur de thèse

R. YAHIAOUI Maître de conférences à l'Université de Franche-Comté
Institut FEMTO-ST, Besançon

Remerciements

Les travaux de doctorat ne sont pas le fruit d'une seule personne. Ils appartiennent à tous ceux qui y ont contribué, de près ou de loin, même sans le savoir...

Je voudrais dans un premier temps remercier les membres du jury, la présidente du jury M^{me} Le Fort-Piat, les rapporteurs et examinateur M^r Basrou, M^r Chapuis et M^r Français qui ont eu l'amabilité d'examiner et corriger mon manuscrit.

Je remercie également les personnes qui ont suivi mes travaux de recherche : mes encadrants M^r Manceau et M^r Yahiaoui pour la confiance et l'autonomie qu'ils m'ont accordées.

Ensuite, je souhaite exprimer ma reconnaissance aux membres de l'institut Femto-st qui ont contribué à ces travaux, du point de vue professionnel mais aussi du point de vue humain. Leurs apports sont grands et variés. Je ne citerai ici que les principaux acteurs et leur majeur apport. Je veux parler de M^r Cabodevila pour sa participation dans l'élaboration des algorithmes de calcul, de M^{lle} Benchabane pour la programmation Latex, M^r Vernier pour ses dispositifs électroniques, M^r Bailly et M^r Girardot pour la caractérisation fluïdique des micro-dispositifs et M^r Baudouy pour la réalisation des pièces mécaniques.

Je voudrais également dire merci au personnel de la centrale de micro-technologie MIMENTO pour leur accueil et leurs conseils ; je pense notamment à M^r Jeannot, M^{me} Pétrini, M^r Queste, M^r Rauch, M^r Robert et M^r Bitschené.

Le bon déroulement de cette période de thèse revient aussi pour une grande part à mes collègues doctorants et amis. Je tiens à saluer Olivier Gaiffe, Serge grop, Hervé Tavernier, Karim Benmessai, Cédric Plantard, Hichem Bénalia, Faten Kardous, Lianqun Zhou, Yaqin Song et Jérôme Charnay avec qui j'ai passé de bons moments. Je n'oublie pas ceux avec qui j'ai eu le plaisir de partager le bureau : Michaël Genix, Aurélie Passot, Younes Achaoui, Said Sadat, Rayisa Moiseyenko, Hanane Moubchir et Adel Douahi.

Enfin, ma pensée va aux membres de ma famille et amis, pour leur soutien, ici ou ailleurs...

Julien

Table des matières

I	Introduction générale	1
1	Systèmes matriciels distribués	3
1.1	Introduction	3
1.2	Système distribué	3
1.2.1	Notion de système distribué	3
1.2.2	Système multi-agent	4
1.2.3	Micro-système matriciel distribué	5
1.3	Conclusion	8
2	Micro-systèmes matriciels distribués pour la micro-manipulation	9
2.1	Introduction	9
2.2	Matrice de micro-actionneurs sur silicium et micro-manipulateurs	10
2.2.1	Matrice de micro-actionneurs thermiques	11
2.2.2	Matrice de micro-actionneurs électromagnétiques	11
2.2.3	Matrice de micro-actionneurs électrostatiques	13
2.2.4	Matrice de micro-actionneurs pneumatiques	13
2.2.5	Matrice de micro-actionneurs intégrés sur circuit CMOS	16
2.3	Conclusion	18
3	Micro-systèmes matriciels distribués pour le contrôle des écoulements aérou- liques	21
3.1	Introduction	21
3.2	Concept et influence de la couche limite	22
3.2.1	Concept de la couche limite	22
3.2.2	Influence de la couche limite	24
3.2.3	Description simplifiée du vol d'un avion	26
3.3	Micro-systèmes pour le contrôle actif de la couche limite	29
3.3.1	Micro-volets et micro-ballons	31
3.3.2	Micro-valves	32
3.4	Conclusion	39

4	Présentation de la thèse	41
4.1	Introduction	41
4.2	Choix de l'actionneur	42
4.2.1	Sources d'actionnement	43
4.2.2	Architecture électrostatique	44
4.3	Conclusion	46
II	Micro-actionneurs électrostatiques à effet zipping	49
1	Micro-actionneur hors plan du substrat	51
1.1	Introduction	51
1.2	Principe de fonctionnement	52
1.3	Pré-étude analytique	53
1.3.1	Poutre à déformée en « S »	53
1.3.2	Influence de la tension de commande sur le point de collage	54
1.3.3	Contraintes mécaniques maximales générées dans la poutre	55
1.3.4	Pressions maximales contrôlables par l'actionneur	56
1.4	Dimensionnement	57
1.4.1	Poutre bi-encastrée en flambage	58
1.4.2	Poutre flambée et en compression hors plan	60
1.4.3	Encastrement mobile	69
1.4.4	Architecture du micro-actionneur	72
1.5	Micro-fabrication	75
1.5.1	Substrat central	75
1.5.2	Cale de déformation	77
1.5.3	Système d'électrode	77
1.6	Caractérisation électro-mécanique	78
1.6.1	Banc de caractérisation mécanique	78
1.6.2	Mesures de la déformée en flambage	78
1.6.3	Mesure de la déformée en flambage et en compression transversale	82
1.6.4	Tests électro-mécaniques	83
1.7	Conclusion	84
2	Micro-actionneur dans le plan du substrat	85
2.1	Introduction	85
2.2	Principe de fonctionnement	86
2.3	Dimensionnement	87
2.3.1	Comportement statique de l'actionneur	88
2.3.2	Forces déployées et pressions modulables	91
2.4	Micro-fabrication	93

2.5	Caractérisation électro-mécanique	95
2.5.1	Mesure du condensateur à vide	95
2.5.2	Dispositif expérimental	95
2.6	Structures fluidiques	100
2.6.1	Valve tout ou rien	101
2.6.2	Valve à déviation	102
2.6.3	Micro-fabrication	104
2.7	Conclusion	105
Conclusion du chapitre		107
 III Générateur de micro-jet incliné sur silicium		109
 1 Caractéristiques d'un jet		111
1.1	Introduction	111
1.2	Classification des jets	112
1.3	Jet libre turbulent	113
1.3.1	Caractéristiques physiques de la turbulence	113
1.3.2	Structure du jet libre turbulent	114
1.4	Conclusion	116
 2 Micro-dispositifs fluidiques à jets inclinés		117
2.1	Introduction	117
2.2	La structure fluidique « escalier »	119
2.2.1	Inclinaison théorique du jet	119
2.2.2	Vitesse théorique du jet	120
2.3	Simulations fluidiques	120
2.3.1	Paramétrage	120
2.3.2	Angle d'inclinaison du jet	122
2.3.3	Vitesse du jet	123
2.4	Conclusion	125
 3 Micro-fabrication et caractérisation fluidique		127
3.1	Introduction	127
3.2	Micro-fabrication	128
3.3	Caractérisation visuelle préliminaire	130
3.4	Caractérisation par PIV (Particle Image Velocimetry)	131
3.4.1	Mesure d'inclinaison	134
3.4.2	Mesure de vitesse	136
3.5	Conclusion	139

Conclusion du chapitre	141
IV Applications	143
1 Matrice de générateurs de micro-jet incliné sur silicium	145
1.1 Introduction	145
1.2 Principe de fonctionnement	145
1.2.1 Cellule fluide élémentaire	145
1.2.2 Matrice pneumatique à jets inclinés	146
1.3 Micro-fabrication	146
1.4 Caractérisation fluide	151
1.4.1 Comportement fluide global	151
1.4.2 Influence de la pression d'alimentation	152
1.5 Conclusion	156
2 Micro-manipulation d'objet	157
2.1 Introduction	157
2.2 Micro-manipulateur pneumatique	157
2.3 Caractérisation dynamique	158
2.3.1 Tests en boucle ouverte	158
2.3.2 Tests en boucle fermée	159
2.4 Conclusion	160
3 Modification d'un écoulement fluide le long d'une rampe inclinée	161
3.1 Introduction	161
3.2 Etude expérimentale	164
3.2.1 Dispositif expérimental	164
3.2.2 Etude à basse vitesse	165
3.2.3 Etude à haute vitesse	167
3.3 Conclusion	168
Conclusion du chapitre	169
Conclusions et perspectives	173
Annexes	187
A Equation de la déformée d'une poutre déformée en « S »	187
B Micro-actionneur électrostatique ; bilan énergétique	189

C	Equation trigonométrique de la déformée d'une poutre en flambage	191
D	Equation polynomiale de la déformée d'une poutre en flambage	195
E	Algorithme Matlab	201
F	Energie électrostatique contenue dans la partie courbée de la poutre	209
G	Les micro-techniques de base	213
H	Masques Photolithographiques	217
I	Les micro-techniques de gravure du silicium	221
J	Pertes de charge	227
K	Liste des publications relatives aux travaux de thèse	231

Chapitre I

Introduction générale

1. Systèmes matriciels distribués

1.1 Introduction

Iunctis viribus est la traduction latine de la célèbre locution française : l'union fait la force. Cette expression peut résumer en partie le contexte de cette thèse axée sur la conception, la fabrication et la mise en application d'un micro-système matriciel distribué.

Cette partie présente le contexte scientifique duquel cette thèse est issue en introduisant brièvement les notions relatives aux systèmes distribués. Plus tard nous verrons comment ces systèmes sont mis à contribution dans des applications innovantes comme le contrôle des écoulements fluidiques destiné à l'aéronautique ou l'automobile et à la micro-manipulation pour le convoyage et le positionnement de petits objets.

1.2 Système distribué

1.2.1 Notion de système distribué

La notion de système distribué est instinctivement liée à la notion de calcul distribué (ou réparti) en informatique. Un système informatique distribué est un ensemble de calculateurs autonomes (unités, ordinateurs, microprocesseurs, etc...) qui se répartissent une tâche (calcul, traitement de données) en communiquant par l'intermédiaire d'un réseau de telle façon que l'utilisateur (l'observateur) ne perçoit le système comme un unique système intégré. Les avantages de tels systèmes sont :

- la redondance (multiplicité) des unités qui multiplie la puissance globale du système.
- la tolérance aux pannes : la panne d'une unité n'interrompt pas le fonctionnement du système assuré par le reste de la communauté.

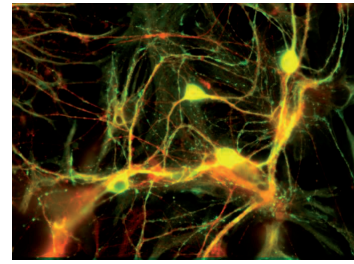
Par définition un système distribué est l'inverse d'un système centralisé. La distribution peut avoir lieu à différents niveaux (distribution de l'intelligence, distribution du matériel) sous différents degrés si bien que les systèmes distribués ne sont pas la propriété exclusive de l'informatique. Ils interviennent dans d'autres situations comme dans leur principale source d'inspiration : la nature. Les systèmes distribués mettent en jeu par conséquent d'autres notions comme l'intelligence distribuée et les systèmes interactifs : c'est le cas de ce que nous appelons les systèmes multi-agents avec leur intelligence collective.



(a) Fourmis coopérant pour tracter une feuille



(b) Banc de poissons



(c) Image par immunofluorescence de neurones de souris en culture

FIGURE 1.1 – Exemples de regroupements d’entités naturelles élémentaires donnant naissance à un comportement collectif élaboré (sources CNRS)

1.2.2 Système multi-agent

Un système multi-agent est composé de plusieurs entités capables d’agir sur elles-mêmes et leur environnement comme nous pouvons l’observer dans les sociétés d’insectes (figure1.1(a)), de poissons (figure1.1(b)) ou le cerveau (figure1.1(c)).

Ce mécanisme de regroupement d’entités autonomes d’intelligence peu développée donne naissance à un comportement collectif complexe permettant à l’ensemble de la communauté d’atteindre un but commun (se défendre, attaquer, se nourrir, etc.). Cet objectif est rendu possible grâce à l’interaction entre agents qui associent leurs capacités élémentaires.

A l’image d’une équipe de football, la meilleure façon de gagner est de réunir à la fois les meilleurs joueurs mais aussi la meilleure stratégie d’équipe. Si la « stratégie d’équipe » se réfère à la phase d’apprentissage (parfois longue) et à l’intelligence individuelle (parfois sommaire), la capacité des agents est principalement liée à leurs performances « physiques » intrinsèques. C’est pour cela, qu’au-delà d’un bon apprentissage, la réussite de l’objectif nécessite des agents performants qui remplissent aux mieux leurs fonctions propres (souvent simples). Le nombre d’agents nécessaire à l’accomplissement d’une tâche résulte d’un compromis entre performance individuelle et collective.

Les systèmes multi-agents se décomposent en deux groupes :

- les agents mobiles où la coordination des déplacements de chacun doit aboutir à un objectif commun : les travaux de Adouane [1] ont montré la coopération de plusieurs petits robots pour déplacer un objet lourd à la manière d’animaux sociaux comme les fourmis (figure 1.2). A priori, les agents ne communiquent pas (ou uniquement avec leurs voisins les plus proches) et ont une observabilité individuelle partielle du système de telle façon qu’ils perçoivent les effets de leurs actes et uniquement ceux de leurs congénères les moins éloignés.
- les agents matriciels (ou cellulaires) où chaque composante d’un système peut être interprétée comme un agent à la façon « mille » pattes d’un myriapode où chaque paire (ou double paire) de pattes est reliée à un nœud nerveux situé à proximité dans un segment

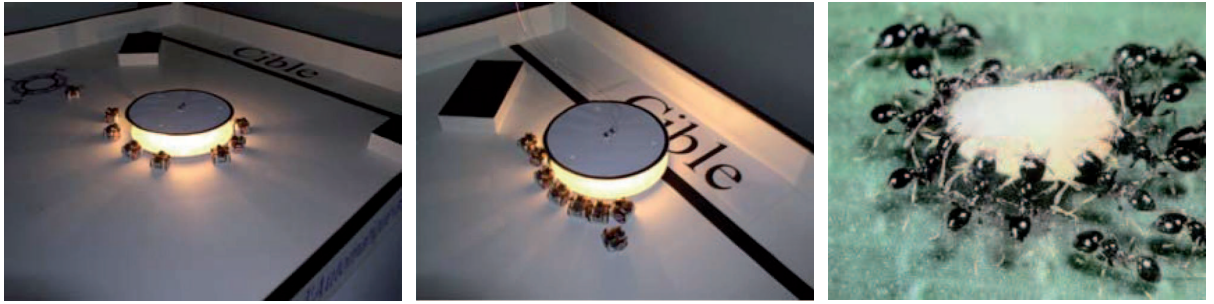


FIGURE 1.2 – Robots ($21 \times 19 \times 18$ mm) poussant de façon coopérative un objet vers une cible [1] à l'image de fourmis (à droite)

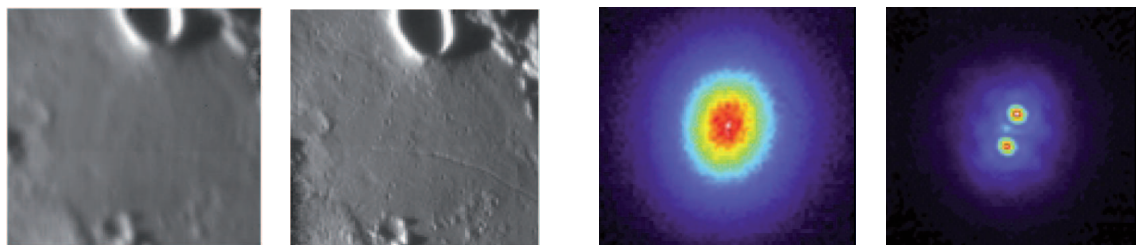
corporel de l'animal. Chaque nœud est relié à la façon d'une corde à nœud qui constitue ainsi une intelligence distribuée (à l'inverse d'une intelligence centralisée comme chez les mammifères). L'augmentation de la distribution de l'intelligence permet d'individualiser chaque cellule élémentaire (agent ou paire de pattes) : de les rendre autonomes ; pour aboutir à un système plus robuste (stabilité des performances vis-à-vis de stimuli externes perturbateurs).

1.2.3 Micro-système matriciel distribué

1.2.3.1 Exemple de micro-système matriciel distribué : optique adaptative

En traversant l'atmosphère, les rayons lumineux émis par une étoile sont perturbés par les variations de densité et de température locales ; ce qui produit une image floue au niveau d'un télescope (figure 1.3(a) à gauche et 1.3(b) à gauche). La solution consiste alors à placer le télescope (Hubble) sur orbite mais cela coûte cher. Une solution moins onéreuse permet de corriger l'image sur Terre avec un miroir déformable, piloté par des pistons électrostatiques (figure 1.4), qui compense (via un système de contrôle) les perturbations que la lumière a subies dans l'atmosphère. De cette manière, la netteté de l'image est améliorée et permet d'atteindre des niveaux de détail accrus (figure 1.3(a) à droite et 1.3(b) à droite).

Ce dispositif d'optique d'adaptative est un bon exemple de système matriciel distribué : le



(a) Images de cratères de la Lune ; Sans correction (à gauche) et avec correction (à droite)

(b) Images d'une double étoile ; Sans correction (à gauche) et avec correction (à droite)

FIGURE 1.3 – Images du Very Large Telescope (European Southern Observatory (Chili))

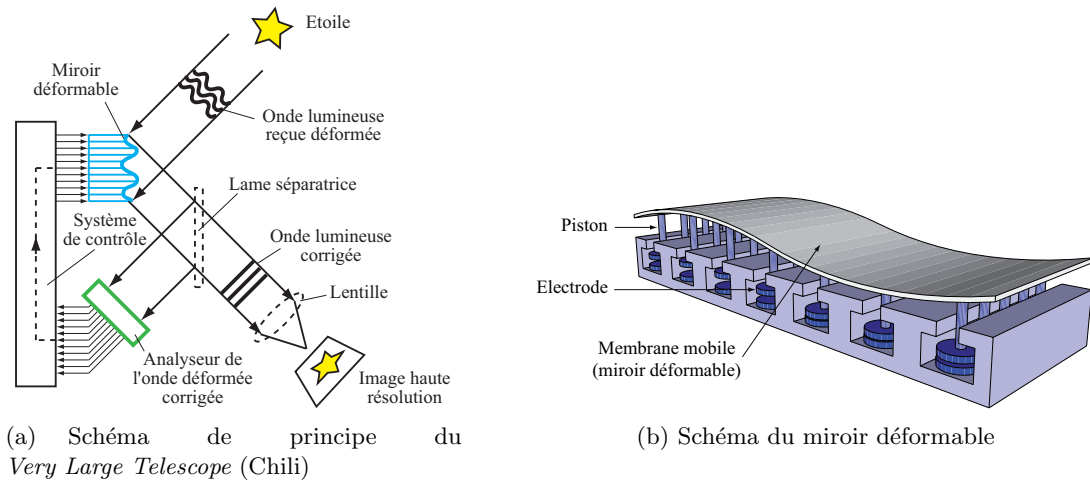


FIGURE 1.4 – Schéma de principe de l’optique adaptative appliquée à un télescope

comportement collectif de la matrice de micro-actionneurs électrostatiques permet de moduler le relief d’une membrane mobile : d’obtenir un miroir déformable qui s’adapte aux non-linéarités de la lumière. Ici, le système est partiellement distribué car le système de contrôle est décentralisé (par rapport au miroir déformable).

1.2.3.2 Micro-système matriciel totalement distribué

Un micro-système matriciel distribué est l’équivalent à petite taille d’un système matriciel distribué. Nous pouvons distinguer plusieurs niveaux de distribution allant d’un système partiellement à totalement distribué (figure 1.5).

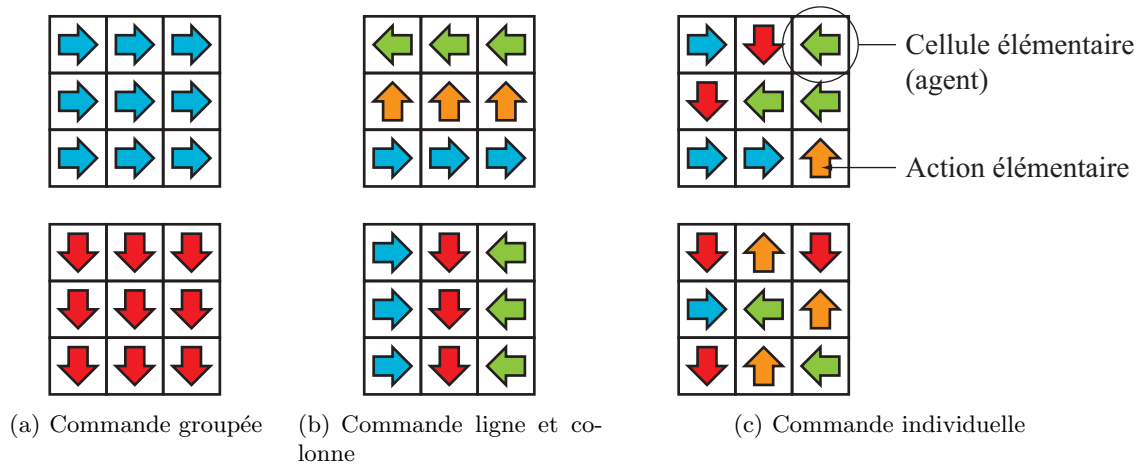


FIGURE 1.5 – Schéma de différents niveaux de distribution d’un système multi-agent (exemple d’une structure matricielle de 3×3 cellules)

Pour une structure matricielle totalement distribuée, chaque cellule élémentaire du micro-système peut être composée (figure 1.6) :

- d'un actionneur (thermique, électromagnétique, électrostatique ou pneumatique ou toutes autres combinaisons) réalisant une action élémentaire ;
- d'un capteur (de température, de pression, de présence, etc.) et
- d'un système intelligent de contrôle permettant d'interpréter les signaux issus des capteurs associés, d'élaborer un signal de commande spécifique à l'intention du micro-actionneur et de communiquer avec les cellules intelligentes voisines.

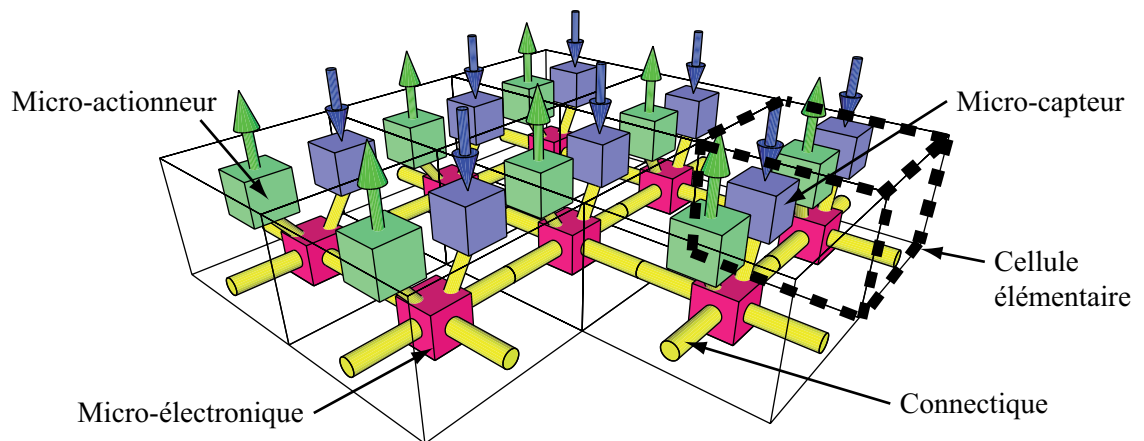


FIGURE 1.6 – Schéma d'un exemple d'architecture de micro-système matriciel totalement distribué

1.3 Conclusion

Un système multi-agent est nécessairement un système distribué. Ils sont directement inspirés de ce que nous pouvons rencontrer dans la nature avec par exemple les sociétés d'insectes (fourmis) qui travaillent en synergie. La synergie est l'effet d'une coopération réussie entre agents autonomes, qui par une intelligence collective, ont créé un effet plus grand que la somme des effets attendus ou un effet que chacun d'entre eux n'aurait pas pu créer seul.

Les principaux avantages d'un système distribué sont :

- la redondance (multiplicité) des cellules qui multiplie la puissance globale du système. Cette notion est d'autant plus importante à petite échelle car les cellules sont « faibles ».
- la tolérance aux pannes : la panne d'une cellule n'interrompt pas le fonctionnement du système assuré par le reste de la communauté.

Ces avantages font des systèmes distribués des structures robustes et prometteuses à petite échelle. Les moyens de micro-fabrication, qui permettent d'intégrer un grand nombre de cellules par unité de surface, sont en mesure de produire de tels systèmes. En plus d'une taille et d'un poids réduit, ces micro-systèmes ouvrent des perspectives novatrices et innovantes notamment dans le cadre applicatif des micro-usines (micro-manipulateurs) et du contrôle des écoulements fluidiques grâce à l'utilisation de micro-systèmes matriciels distribués. Ces deux applications font l'objet de la suite de ce chapitre introductif où nous nous focaliserons sur le micro-actionneur composant chaque cellule du micro-système matriciel distribué.

2. Micro-systèmes matriciels distribués pour la micro-manipulation

2.1 Introduction

En 1990, les chercheurs japonais du Mechanical Engineering Laboratory (MEL) ont introduit le concept de la micro-usine qui est une unité de production de petite taille pour fabriquer de petits produits [2]. Elle permet de mettre en rapport la taille des produits et celle des outils de production car aujourd'hui l'infrastructure industrielle est équipée d'une architecture macroscopique lourde et volumineuse relativement peu adaptée à la manipulation de micro-objets. Ces raisons sont de l'ordre technique et économique (coûts d'investissement et de fonctionnement des outils de production, artifices de fabrication pour pallier les rapports de taille, réalisation micro-technique de mécanismes macrotechniques). Cette infrastructure n'est pas compatible avec les nouvelles exigences liées à la miniaturisation des produits fabriqués : il en résulte une situation non concurrentielle même pour des systèmes automatisés. L'objectif est alors de concevoir des usines portables, peu gourmandes en énergie, nécessitant un nombre réduit d'opérateurs et de maintenance aisée.

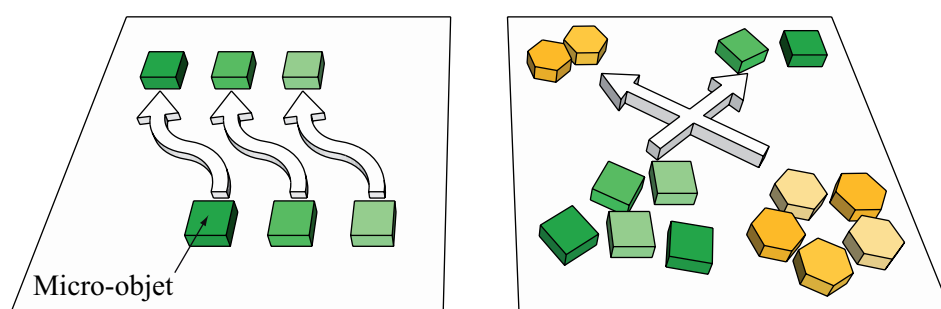


FIGURE 2.1 – Schéma de la fonction de convoyage parallèle (à gauche) et de tri selon la forme (à droite) dans le cas d'un micro-convoyeur

Hormis sa fonction principale de production, une micro-usine doit réaliser plusieurs tâches dont le convoyage, le positionnement ou le tri de micro-objets et de préférence de façon simultanée

et/ou parallèle (plusieurs objets) pour plus de rendement. Un système reconfigurable permettrait également plus de modularité (large gamme de produits traitables) (figure 2.1). Ces fonctions impliquent de mettre en place des nouvelles architectures concernant les moyens de manipulation. Ceci passe sans doute par des dispositifs matriciels distribués travaillant de façon coordonnée et parallèle similairement aux pattes du myriapode (voir partie précédente).

2.2 Matrice de micro-actionneurs sur silicium et micro-manipulateurs

Les manipulateurs actuels travaillant de façon unitaire ne peuvent plus accomplir leurs tâches vis-à-vis des composants de très petites tailles (échelle millimétrique voire micrométrique) issus de la micro-fabrication. Cette adaptation peut passer par l'utilisation de matrice de micro-actionneurs. Ces dispositifs présentent une architecture de type matricielle à l'image d'un échiquier où chaque case (cellule élémentaire) serait en mesure de produire une force élémentaire dirigée. Ce type d'architecture n'est possible qu'avec l'utilisation des techniques de micro-fabrication collective permettant d'intégrer une grande densité de ces cellules par unité de surface.

Les micro-actionneurs matriciels basés sur la technologie silicium sont les descendants indirects des bols vibrants et des tapis roulants déjà en place dans l'industrie et qui consistent à orienter et acheminer progressivement les composants sur les chaînes de production par des séquences de déplacements élémentaires. Concernant les micro-manipulateurs parallèles, les déplacements élémentaires (translation, rotation) sont obtenus par l'association des forces élémentaires issues de chaque cellule qui permet de produire une force globale non négligeable à l'échelle de l'objet transporté. Il est possible alors de créer en temps réel des champs de force locaux et multidirectionnels selon des critères spécifiques [3] (critère morphologique par exemple) (figure 2.2).

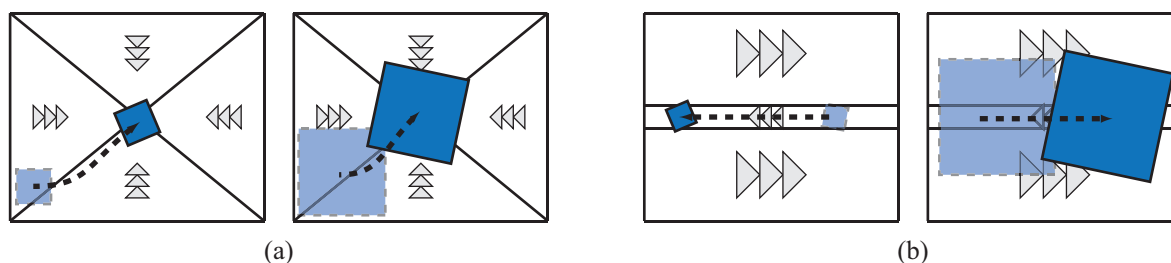


FIGURE 2.2 – Schéma de principe du concept des champs de forces programmables. Positionnement des pièces indépendamment des dimensions de l'objet (a) et tri des objets en fonction de leurs dimensions (b)

Les matrices de micro-manipulateurs doivent satisfaire à plusieurs exigences en fonction des besoins souhaités. Leurs principales performances s'expriment en termes de :

- vitesse de déplacement,
- incrément élémentaire de déplacement,
- précision de déplacement,
- temps de réponse,

- charge admissible par unité de surface,
- consommation énergétique,
- modularité
- etc.

Ces performances sont aussi liées à la catégorie à laquelle la matrice de micro-actionneurs appartient. Il existe deux grandes catégories, les matrices :

- à interaction de contact et
- sans interaction de contact.

Les prochains paragraphes présentent de façon non exhaustive quelques types de matrices dédiées à la micro-manipulation parallèle et massive d'objets de taille millimétrique voire micro-métrique. Ces dispositifs matriciels sont composés d'une colonie de micro-actionneurs thermiques, fluidiques, électrostatiques et/ou électromagnétiques. Ils tendent à montrer que la superposition d'une grande quantité de forces et de déplacements élémentaires, à l'aide d'un comportement coopératif de chaque agent composant ces dispositifs, peut générer des phénomènes mécaniques non négligeables à notre échelle. Ces structures diffèrent par leur source d'actionnement, la complexité de leur architecture, leur niveau de distribution ou leurs performances que nous avons résumés dans le tableau 2.1 situé à la fin de cette présentation.

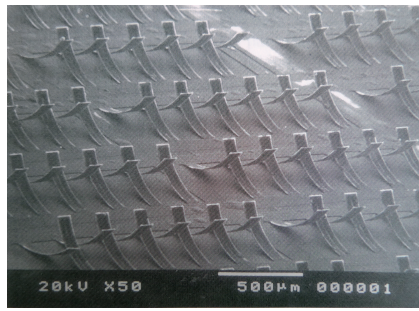
2.2.1 Matrice de micro-actionneurs thermiques

Les premiers micro-manipulateurs matriciels à base de technologie silicium sont apparus au Japon dans les années 90. Ces systèmes se présentent sous la forme d'une matrice de micro-actionneurs thermiques (figure 2.3(a)) [4]. L'actionneur est un bimorphe qui fléchit sous l'action de la chaleur (résistance thermique). Chacun de ces actionneurs est composé de deux couches de polyimide possédant des coefficients de dilatation thermique différents séparant une couche métallique. Au repos, l'actionneur fléchit naturellement suite aux contraintes résiduelles contenues dans chaque couche. En faisant circuler un courant électrique dans la couche métallique, la puissance dissipée par effet joule dans celle-ci fait fléchir les cils thermiques en direction du substrat : l'actionnement thermique a lieu (figure 2.3(b)). Le déplacement obtenu est unidirectionnel (deux sens de marche : avant et arrière).

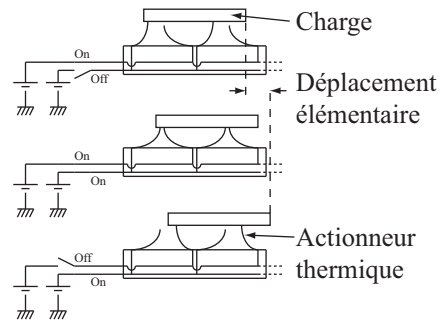
2.2.2 Matrice de micro-actionneurs électromagnétiques

Les matrices de micro-convoyage électromagnétiques sont basées sur la création de champs magnétiques « moteurs » à partir de micro-bobines planaires. La première matrice de micro-manipulation magnétique a été fabriquée par la compagnie japonaise Fuji Electric Corporation en 1997 [5]. Elle est composée de bobines électromagnétiques planaires en cuivre obtenues par une technique d'évaporation. Elles permettent de générer un champ magnétique capable de déplacer un élément mobile en ferrite de 5 mm^2 (aimant permanent) constituant la palette mobile (figure 2.4) sur laquelle il est possible de poser une charge.

Une matrice (figure 2.5) [6, 7], toujours basée sur le principe d'un actionnement magnétique,



(a) Image MEB de la matrice de micro-convoyage à base de micro-actionneurs thermiques



(b) Schéma de principe du fonctionnement de la matrice de convoyage à base de bimorphes thermiques

FIGURE 2.3 – Micro-manipulateur thermique [4]

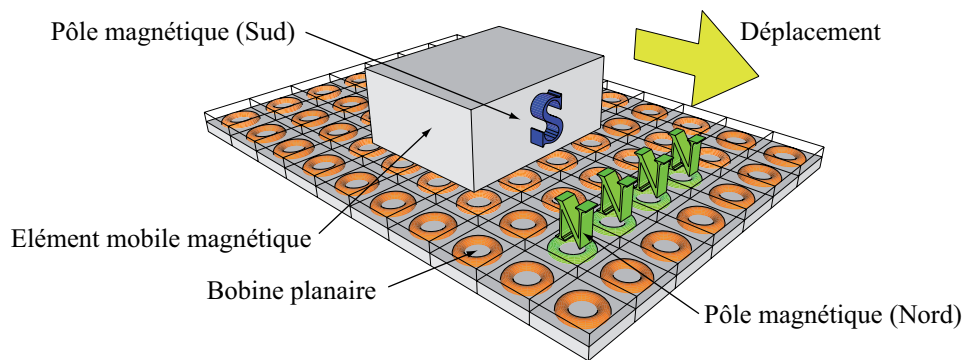


FIGURE 2.4 – Schéma de la matrice de convoyage à base de bobines électromagnétiques [5]

a été développée par Iizuka en 1997 en utilisant un élément supraconducteur et des composants (aimants, pistes électriques, etc.) pour la plupart disponibles à la vente. Une adaptation micro-technologique semble possible. Son principe de fonctionnement repose sur la production de pôles magnétiques (par l'intermédiaire d'un courant circulant dans un conducteur) qui sont à l'origine du déplacement d'un élément mobile (palette magnétique). Ce système permet un convoyage bidirectionnel (quatre sens de déplacement : *nord*, *sud*, *est*, et *ouest*)

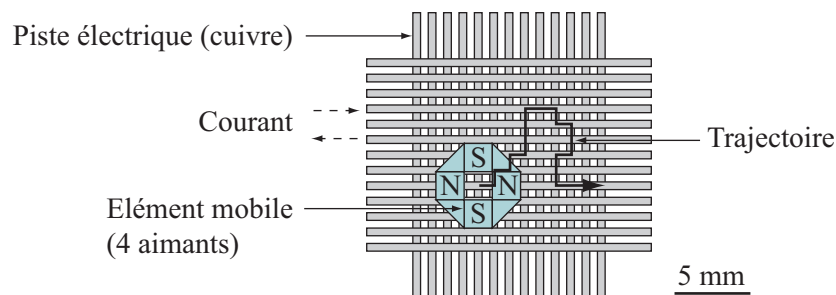
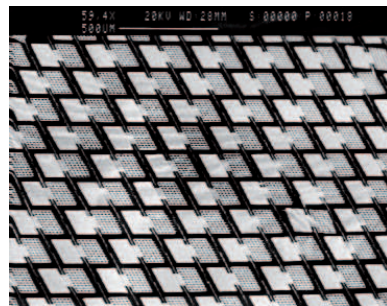


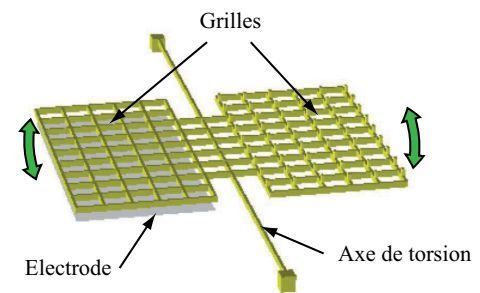
FIGURE 2.5 – Schéma de la matrice de convoyage électromagnétique à base de supraconducteur [6]

2.2.3 Matrice de micro-actionneurs électrostatiques

Les réseaux de micro-actionneurs électrostatiques sont peut-être ceux qui font l'objet du plus grand nombre d'études depuis la première matrice réalisée en 1993. En 1996, Böhringer a développé une matrice unidirectionnelle [8] composée de 15 000 micro-actionneurs électrostatiques pouvant générer individuellement une force de $10 \mu\text{N}$ (figure 2.8), soulever et déplacer des petits objets plats. Les actionneurs responsables du mouvement sont des résonateurs en silicium composés de deux grilles placées de façon asymétrique par rapport à l'axe de torsion suspendu sur lequel elles sont fixées. L'électrode excitatrice est alimentée avec une tension (60 V) ayant une fréquence proche de la fréquence de résonance du système.



(a) Matrice de micro-actionneurs électrostatiques



(b) Schéma d'un actionneur électrostatiques

FIGURE 2.6 – Détails par image MEB du réseau de micro-résonateurs électrostatiques en silicium [8]

D'autres investigations ont concerné les micro-manipulateurs électrostatiques basés sur les mêmes principes d'interaction de contact. Il s'agit des travaux de Bourbon et Minotti [9] mettant en jeu des résonateurs à amplitudes subnanométriques. Ces dispositifs permettent le convoyage d'objets microscopiques (figure 2.7). Les micro-actionneurs responsables du transport sont basés sur un actionnement électrostatique de type SDA¹.

2.2.4 Matrice de micro-actionneurs pneumatiques

La matrice de convoyage fabriquée par Konishi en 1994 est réalisée dans un substrat de silicium disposant de 63 cellules fluidiques occupant 6 mm^2 . Chaque cellule est composée de deux buses d'éjection d'air commandées électrostatiquement (figure 2.8(a) et 2.9). Elles sont constituées d'une pellicule de polyimide flexible pouvant obstruer les buses d'éjection. Leurs dimensions sont d'environ $100 \times 200 \mu\text{m}^2$. La matrice de ces cellules permet le convoyage d'objets millimétriques (1 mg) flottant sur un coussin d'air et poussés par le flux d'air directif produit par l'ensemble de ces cellules alimentées par une pression de l'ordre de 2000 Pa. Ce dispositif, à l'inverse des dispositifs électrostatiques à interaction de contact évite les phénomènes de friction entre la matrice et les objets mobiles. Le mouvement n'est plus transmis par contact mécanique

1. SDA : Scratch Drive Actuator

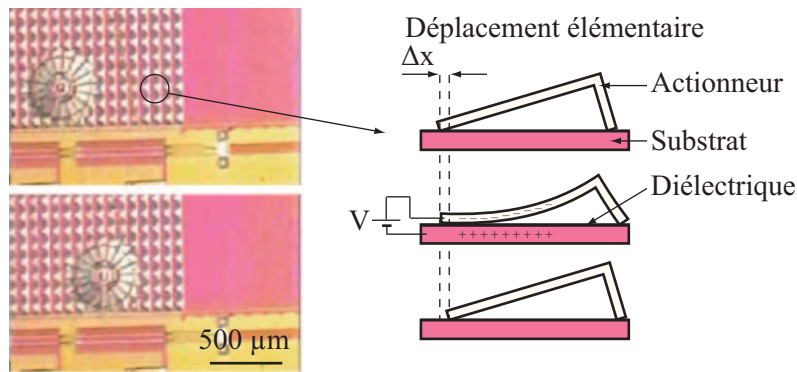
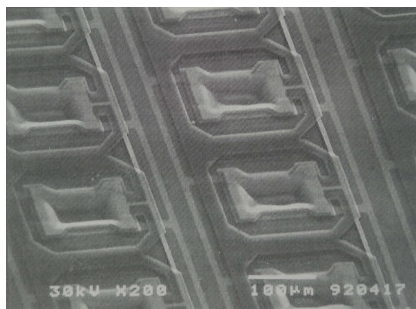


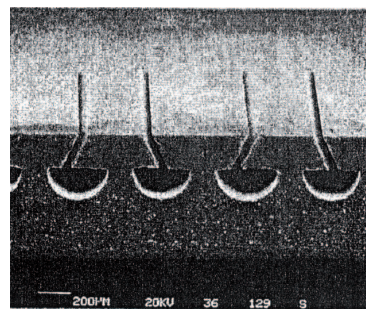
FIGURE 2.7 – Photographie d’une pièce mécanique ($500\ \mu\text{m}$) se déplaçant à la surface d’une matrice de convoyage unidirectionnelle et schéma du principe de fonctionnement des actionneurs électrostatiques (SDA) [10]

mais par un flux d’air.

D’autres réseaux matriciels dédiés au convoyage par des actionneurs pneumatiques ont été développés comme celui de Hirata en 1998 [11] fabriqué à l’aide d’une technique d’électro-usinage (figure 2.8(b)). Des vitesses de déplacement de $5\ \text{cm/s}$ ont été mesurées pour des charges de $15\ \text{mg}$.



(a) Image MEB des actionneurs pneumatiques [12]



(b) Image MEB des canaux d’alimentation des buses d’éjection inclinées obtenus par électro-décharge [11]

FIGURE 2.8 – Détails d’images MEB d’éléments fluidiques de matrice de micro-convoyage pneumatique

Cependant, le dispositif de Fukuta en 2006 [13] semble être le micro-manipulateur le plus abouti. Celui-ci est composé de 560 micro-actionneurs fluidiques actionnés électrostatiquement. Une partie mobile montée sur ressorts obstrue partiellement un orifice d’éjection (figure 2.10(b)) d’air permettant de faire léviter un objet. L’actionnement électrostatique permet de translater la partie mobile pour dévier le flux d’air et obtenir un flux d’air directif mettant en mouvement l’objet à manipuler. Comme tous les micro-manipulateurs sans contact, ce système permet de s’affranchir des forces de friction entre l’objet et la surface du système qui atteint de meilleures performances, plus particulièrement en terme de charge admissible, comparées à celles de micro-

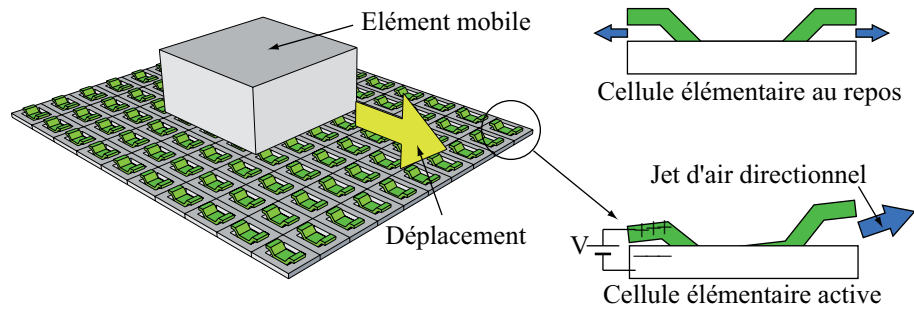
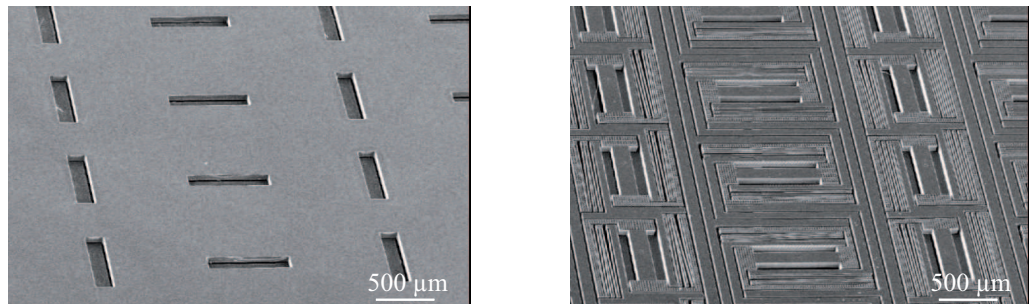
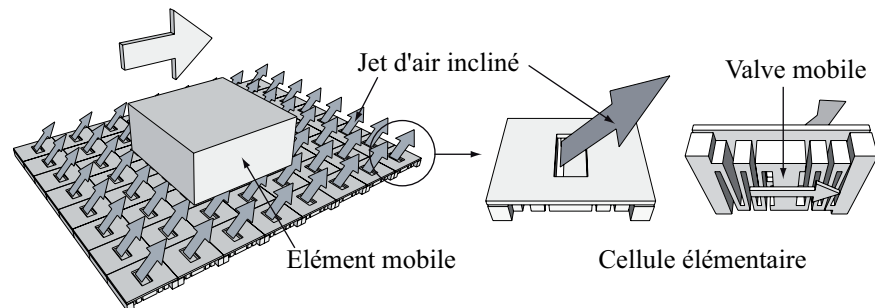


FIGURE 2.9 – Schéma de principe de l'actionneur pneumatique (a) et de la matrice de convoyage (b) [12]

manipulateurs à interaction de contact.



(a) Image MEB de la face supérieure et inférieure de la matrice



(b) Schéma de la matrice et principe de fonctionnement du micro-actionneur électrostatique constituant une valve fluide

FIGURE 2.10 – Matrice de micro-convoyage pneumatique [13]

2.2.5 Matrice de micro-actionneurs intégrés sur circuit CMOS

Le premier micro-convoyeur intégré sur un circuit CMOS² a été réalisé en 1999 par Suh et al [14] de l'université américaine de Stanford (Californie) et de Seattle (Washington). Ce dispositif est composé d'une structure active de type MEMS³ basée sur des bimorphes thermiques comparables à ceux évoqués au paragraphe 2.2.1 et qui permettent un déplacement dans toutes les directions du plan selon la séquence d'actionnement. Il permet également un contrôle individuel de chaque cellule rendu possible grâce à un circuit électronique enterré propre à la technologie CMOS. Il met en évidence un degré de distribution et d'intégration supérieur ainsi que des perspectives nouvelles (basées sur une interaction massive de micro-systèmes coopérant) pour la synthèse des forces élémentaires utiles à l'élaboration d'une réponse globale spécifique à l'échelle macroscopique.

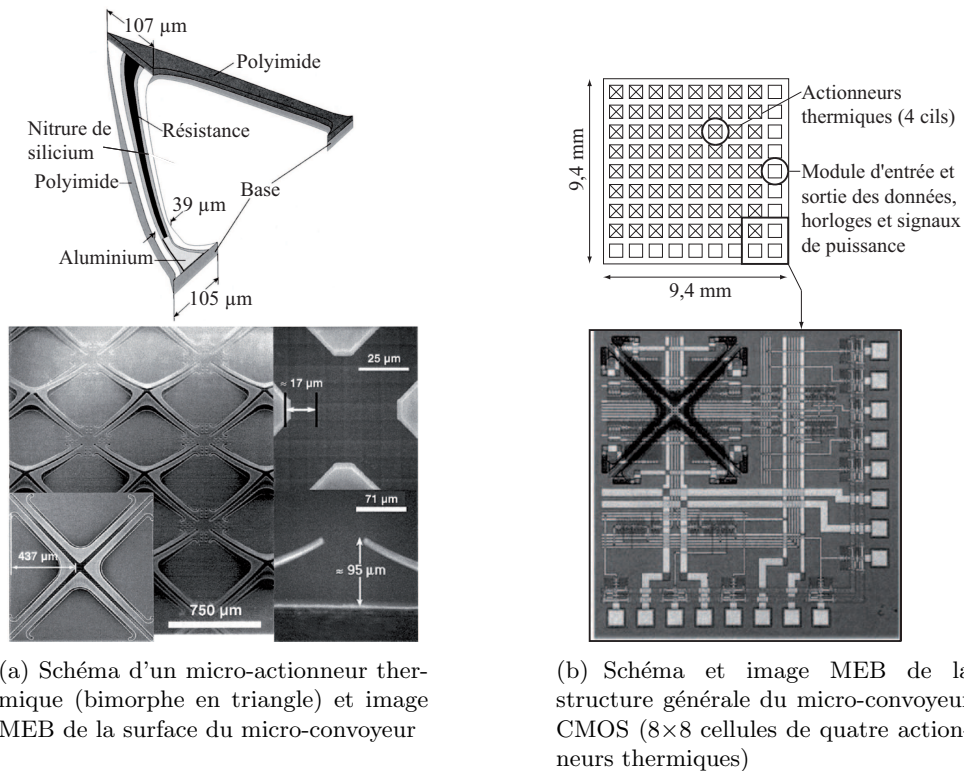


FIGURE 2.11 – Matrice de micro-convoyage intégrée sur circuit CMOS [14]

2. CMOS (pour Complementary Metal Oxide Semiconductor) désigne une technologie de fabrication de composants électroniques et, par extension, l'ensemble des composants fabriqués selon cette technologie.

3. Microelectromechanical systems

TABLE 2.1 – Tableau récapitulatif des caractéristiques et performances de quelques matrices de micro-actionneurs et micro-manipulateurs

Caractéristiques	Ataka [4]	Nakazawa [5]	Iizuka [7]	Böhringer [8]	Bourbon [9]	Konishi [12]	Fukuta [13]	Suh [14]
Principe de déplacement	Contact / Thermique	Lévitiation / Electromagnétique	Lévitiation / Electromagnétique	Contact / Electrostatique	Contact / Electrostatique	Lévitiation / Pneumatique	Lévitiation / Pneumatique	Contact / Thermique
Palette	non	oui	oui	non	non	non	non	non
Dimensions d'un actionneur	$500 \times 100 \times 6 \mu\text{m}^3$	$1 \times 1 \times 0,014 \text{ mm}^3$				$100 \times 200 \mu\text{m}^2$		
Alimentation électrique	10 Hz	1 A	2 A	60 V		90 V	90 V	6 V
Fréquence d'actionnement				100 kHz		1 Hz	5 Hz	25 kHz
Force élémentaire				10 μN			0,37 μN	
Consommation	4 mW	7,5 W*	10 W*					
Déplacement élémentaire	150 μm				0,8 nm			95 μm
Déplacement élémentaire	80 μm							17 μm
horizontal								
Nombre d'actionneurs	512			15000	800	63	560	64
Surface active / course utile	1 cm^2	40 mm^2	12 \times 12 mm^2	10 cm^2	16 mm^2 3 mm	2 \times 3 mm^2	35 \times 35 mm^2	9,4 \times 9,4 mm^2
Densité d'actionneurs			1,2 mm	5 μm	10 nm			
Déplacement élémentaire / précision (boucle ouverte)			104 mm/s		20 MPa		4,5 mm/s	1 mm/s
Vitesse de déplacement	500 $\mu\text{m/s}$	30 mm/s	0,38 g		0,2 mm^2		11,4 mg	10 $\mu\text{N/mm}^2$
Charge déplacée	quelques mg	1,2 g	2,4 \times 2,4 \times 1,8 mm^3				5,6 \times 5,6 \times 0,25 mm^3	3 \times 3 \times 0,1 mm^3
Pression motrice							13,2 kPa	
Dimensions de la charge								
Pression d'alimentation								

* Valeurs calculées

2.3 Conclusion

La course à la miniaturisation que nous connaissons aujourd'hui demande la mise en place de nouveaux moyens de production adaptés à ces nouveaux produits (composants issus de la micro-électronique notamment). Parmi ces moyens de production, les dispositifs de déplacement, de positionnement et de tri (qui remplissent la fonction de *feeding* en anglais) occupent une place importante dans la chaîne de production et sont encore très sous-développés. Ces dispositifs comme nous l'avons vu dans les paragraphes précédents peuvent prendre la forme de réseaux de micro-actionneurs fabriqués sur silicium. Ces réseaux sont composés d'une multitude d'agents (cellules élémentaires) produisant une force élémentaire. La multiplicité de ces agents a pour but de générer un champ de force perceptible à l'échelle microscopique voire millimétrique. La manipulation massive parallèle est basée sur deux principaux aspects complémentaires :

- un premier aspect orienté sur une application de puissance où les charges transportées seront d'autant plus importantes que les forces élémentaires produites par chaque agent seront grandes.
- un second aspect basé sur la coopération intelligente de chaque agent permettant la synthèse de champs de force locaux, multidirectionnels et reconfigurables synonymes de modularité (grâce à l'intégration massive d'actionneurs communiquant par le biais d'une électronique enterrée (architecture CMOS par exemple))

Pour être performant, le micro-manipulateur doit satisfaire au mieux ces deux critères (objectifs) antagonistes. En effet le premier critère nécessite des structures simples tandis que le deuxième demande des structures plus complexes. Le défi ici est alors de concevoir un dispositif simple (pour être bon marché et rapidement « industrialisable ») et modulaire (mais qui nécessite des structure complexes) pour remplir des fonctions reconfigurables (positionnement, tri, etc.).

Aujourd'hui, nous distinguons deux types de structures concurrentes : les structures avec ou sans interaction de contact. Les structures sans interaction de contact, utilisant le principe de la lévitation, semble pouvoir répondre aux mieux aux deux critères cités ci-dessus. Les structures à contact (cils vibratiles par exemple) ont le désavantage de présenter des problèmes liés à la friction des objets avec les actionneurs mobiles et des risques non négligeables d'endommagement. De plus, la faible puissance mécanique développée par ces actionneurs (contrairement à un actionnement pneumatique par exemple) limite le micro-manipulateur en terme de charge transportable. C'est pour ces raisons que nous nous intéressons plus particulièrement à des structures basées sur le principe de lévitation.

Il existe principalement deux types de structures à lévitation : les structures pneumatiques et les structures magnétiques. Ces dispositifs, malgré leurs incontestables atouts, restent encore sous-développés. Ils montrent chacun leurs avantages et inconvénients en ce qui concerne leur conception, fonctionnalité, stabilité ou modularité (tableau 2.2). Le principal inconvénient des micro-manipulateurs magnétiques est leur domaine d'application qui se limite aux objets sensibles aux champs magnétiques ; autrement le recours à une « palette » magnétique (sur laquelle

l'objet est embarqué) est nécessaire [7]. Cependant ces réseaux sont de conception plutôt aisée contrairement à un réseau pneumatique [13] qui en revanche n'est pas dépendant de la nature des objets transportés et de l'environnement de travail.

TABLE 2.2 – Performances comparatives des réseaux de micro-manipulateurs pneumatiques et magnétiques [15]; \oplus signifie bon, \approx signifie moyen et \ominus signifie mauvais

Actionnement	Conception ¹	Matériaux ²	Environnement ³	Stabilité ⁴
Pneumatique	-	+	+	\approx
Magnétique	+	\approx	\approx	+

¹ Les micro-manipulateurs pneumatiques doivent intégrer structures mécaniques (actionneurs) et fluidiques (canaux) en évitant l'apparition de fuites et pertes de charge fluidiques.

² Les micro-manipulateurs pneumatiques peuvent pour la plupart être fabriqués à partir de quelques voire unique substrat tandis que les micro-manipulateurs magnétiques doivent faire appel à des matériaux aux caractéristiques pointues et de micro-fabrication moins aisée.

³ L'environnement dans lequel les micro-manipulateurs travaillent ne doit pas perturber leur fonctionnement. Un environnement pollué en particules métalliques ou par un champ magnétique parasite nuirait aux micro-manipulateurs magnétiques.

⁴ Un objet flottant sur un coussin d'air est moins stable qu'un objet contrôlé et maintenu grâce à un champ magnétique.

3. Micro-systèmes matriciels distribués pour le contrôle des écoulements aérauliques

3.1 Introduction

Les notions d'aérodynamique et de dynamique des fluides évoquées dans les lignes suivantes s'appuient, entre autres, sur les ouvrages [16, 17, 18, 19] auxquels le lecteur pourra se référer pour plus de détails.

La viscosité μ est une importante propriété des fluides car elle est à l'origine du concept de la couche limite (que nous aborderons plus tard). Elle conditionne l'adhérence des particules de fluide à la paroi des objets se plaçant sur la trajectoire du fluide. La viscosité peut grossièrement se traduire comme la capacité qu'a un fluide à « s'écouler ». Concrètement, elle est caractérisée par une relation linéaire entre les contraintes de cisaillement σ et le taux de déformation ε du fluide. La viscosité d'un fluide conditionne en partie son régime d'écoulement que nous pouvons caractériser grâce au nombre de Reynolds.

Une règle empirique, basée sur de nombreuses expériences depuis celle du tube de Reynolds en 1883 [20], permet de prédire le comportement du fluide (régime d'écoulement laminaire, transitoire ou turbulent) en fonction du nombre de Reynolds Re calculé à partir des propriétés du fluide et des dimensions géométriques caractéristiques du système. Le nombre de Reynolds représente le rapport entre les forces d'inertie et les forces de viscosité. Il s'écrit :

$$Re = \frac{\rho V L}{\mu} \quad (3.1)$$

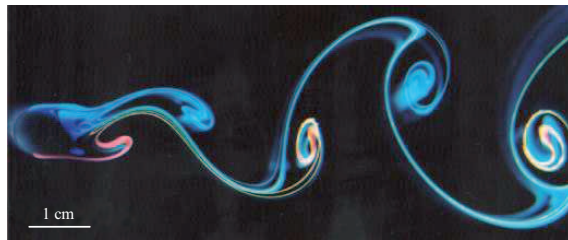
avec ρ la masse volumique du fluide, V la vitesse moyenne de l'écoulement, L une longueur caractéristique et μ la viscosité dynamique du fluide.

Au-delà de la valeur critique $Re = 2000$, le comportement du fluide n'est plus laminaire et devient turbulent : les perturbations parviennent à se développer avant d'être dissipées par la viscosité du fluide. Entre le régime laminaire et turbulent, le régime transitoire peut laisser apparaître des structures tourbillonnaires particulières comme dans le sillage d'un obstacle (cylindre) placé dans la zone d'écoulement. Ces phénomènes sont appelés tourbillons de Karman lorsqu'ils

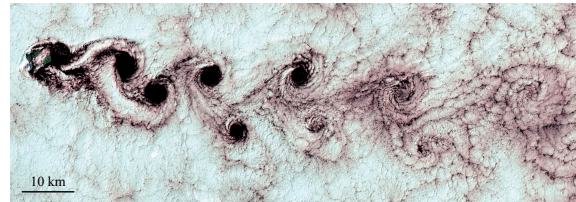
prennent une forme comme celles illustrées dans la figure 3.1.

TABLE 3.1 – Régime d’écoulement en fonction du nombre de Reynolds Re

Nombre de Reynolds Re	Régime d’écoulement
$Re < 2000$	Laminaire
$2000 < Re < 6000$	Transitoire
$Re > 6000$	Turbulent



(a) Sillage d’un obstacle (cylindre) placé dans un écoulement fluide [21]



(b) Sillage de l’île Selkirk dans l’océan Pacifique [22] (image satellite)

FIGURE 3.1 – Visualisation des tourbillons de Karman dans le sillage d’un obstacle

3.2 Concept et influence de la couche limite

3.2.1 Concept de la couche limite

Le concept de la couche limite, introduit par Prandtl en 1904, est directement lié aux effets de la viscosité d’un fluide au niveau de la paroi d’un obstacle lorsque le fluide contourne celui-ci. Loin de la paroi nous pouvons considérer que les particules de fluide sont animées d’un mouvement qui caractérise l’écoulement libre global du fluide et qui ne sont pas affectées par la présence de l’obstacle. Par contre, les particules directement en contact avec la paroi sont animées d’une vitesse nulle : elles adhèrent à la paroi. Il existe alors une couche de fluide intermédiaire qui s’étend entre la paroi et la zone d’écoulement du fluide loin de celle-ci. Cette zone intermédiaire est une zone d’adaptation entre les particules de vitesse nulle et celle ayant la vitesse du fluide à l’infini. On nomme cette zone couche limite.

Pour étudier le comportement de l’écoulement dans la couche limite, nous nous plaçons dans le repère de Frénet qui confond temporairement la coordonnée x avec l’abscisse curviligne suivant la paroi et la coordonnée y avec la composante (\overrightarrow{PM}) normale à la paroi comme illustré sur la figure 3.2.

On définit par convention l’épaisseur δ de la couche limite comme la distance PM pour laquelle $u(y) = 0,99U_\infty$ où U_∞ est la composante longitudinale de la vitesse de l’écoulement loin de la paroi.

L’équation 3.2, provenant de l’équation de Navier-Stokes, donne l’épaisseur de la couche limite en fonction du nombre de Reynolds (Re) [17]. Plus le fluide est visqueux et plus la couche

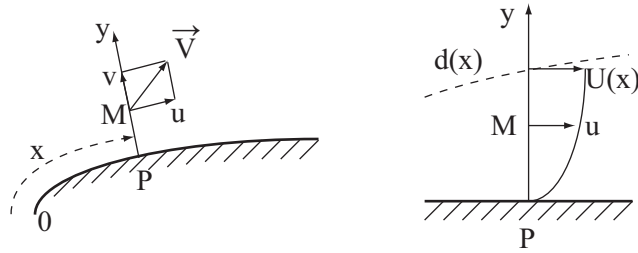


FIGURE 3.2 – Schéma et convention de notation de la couche limite [18]

limite est épaisse ; plus la vitesse est élevée et plus elle est fine :

$$\frac{\delta}{x} = \frac{5}{\sqrt{Re(x)}} \text{ avec } Re(x) = \frac{\rho V L}{\mu} \quad (3.2)$$

La couche limite peut adopter les régimes d'écoulement que nous connaissons (laminaire, transitoire et turbulent) caractérisés par leur nombre de Reynolds et qui dépendent de la rugosité de la paroi ou du régime de l'écoulement libre. Les figures 3.3(a) et 3.3(b) représentent l'évolution de la couche limite le long d'une plaque plane qui voit progressivement passer sa couche limite d'un écoulement laminaire à un écoulement turbulent : les effets dus à la viscosité laissent progressivement la place aux effets inertiels provoquant le passage dans un mode de turbulence.

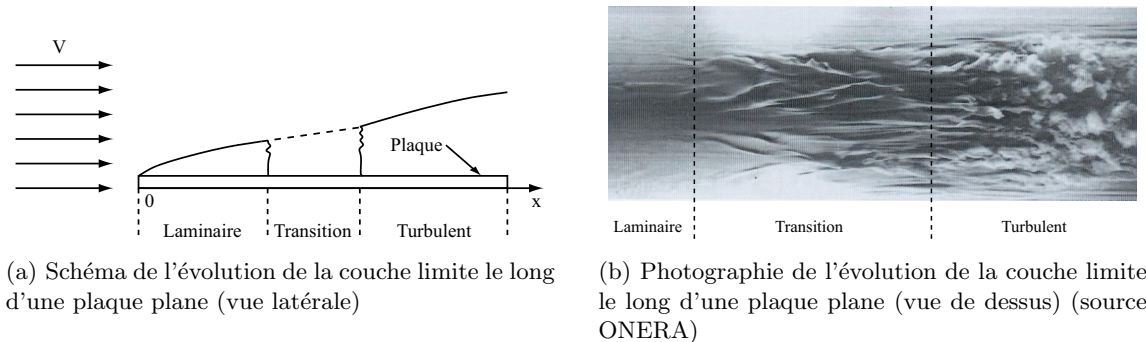
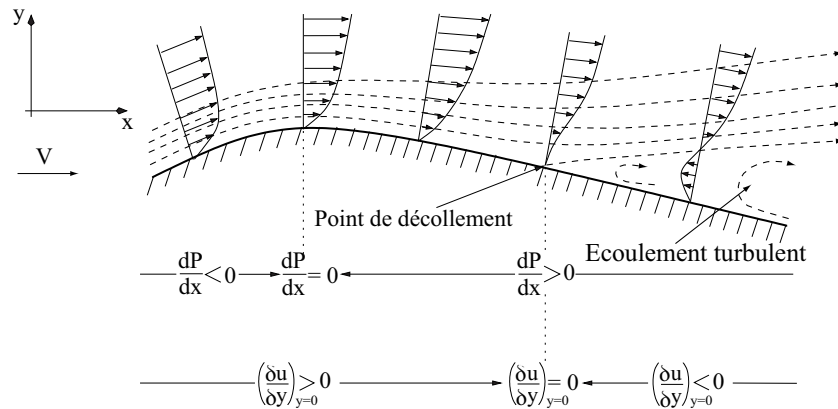


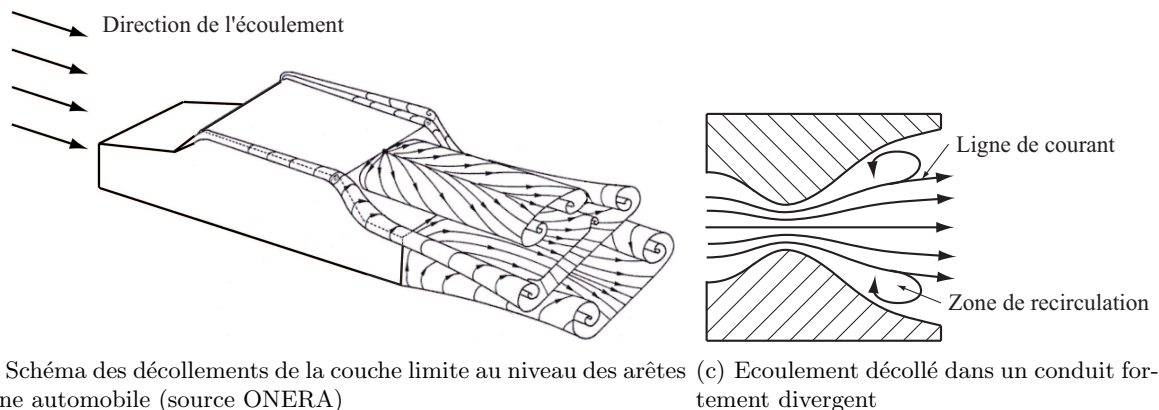
FIGURE 3.3 – Transition de la couche limite le long d'une plaque plane

Le passage de la couche limite dans un mode turbulent s'accompagne du décollement de celle-ci en présence d'un gradient de pression adverse. Ce gradient adverse est défavorable à l'écoulement car il le décélère. La couche limite s'épaissit en même temps que la contrainte de frottement pariétale $\sigma_0 = \mu \left(\frac{\partial u}{\partial y} \right)_{y=0}$ diminue jusqu'à son annulation et son retournement : il y a apparition d'un courant de retour et on dit que la couche limite décolle (voir point de décollement figure 3.4(a)). L'augmentation de l'épaisseur de la couche limite laisse apparaître des structures tourbillonnaires qui nuisent aux performances aérodynamiques ou hydrodynamiques de l'objet.

Le phénomène de décollement de la couche limite peut avoir lieu dans différents cas comme en présence de fortes discontinuités de paroi (figure 3.4(b)), de changements brusques de section



(a) Comportement de la couche limite en présence d'un gradient de pression adverse dans le cas d'une aile d'avion (décollement de la couche limite) [18]



(b) Schéma des décollements de la couche limite au niveau des arêtes d'une automobile (source ONERA)

(c) Ecoulement décollé dans un conduit fortement divergent

FIGURE 3.4 – Comportement turbulent de la couche limite dans différents cas de figure

dans un conduit (figure 3.4(c)) ou de fortes recompressions provoquées par l'inclinaison trop importante d'une aile d'avion (figure 3.4(a)).

3.2.2 Influence de la couche limite

Une couche limite enveloppe donc tous les objets autour desquels circule un fluide. La couche limite est le siège de forts gradients de pression qui dans certains cas sont à l'origine d'un décollement de cette dernière et causent l'apparition de phénomènes tourbillonnaires et turbulents. La dynamique de la couche limite conditionne alors les qualités aéro- ou hydro-dynamiques de l'obstacle. Par exemple, pour un avion, elle agit directement sur sa consommation en carburant, sa maniabilité ou son émission sonore. Être en mesure de contrôler cette couche de quelques millimètres d'épaisseur à la paroi d'engins évoluant dans des fluides (avion, train, voiture, pales d'éolienne, aubes de compresseur, etc.), pour éviter les phénomènes de décollement, se révélerait particulièrement bénéfique du point de vue économique et écologique.

C'est dans cette optique qu'ont déjà vu le jour les projets européens *AeroMEMS I* et *II* dédiés à l'aéronautique. Ces projets ont en partie consisté à développer des systèmes capables

de contrôler efficacement la couche limite au niveau des ailes d'avion. Selon [23], il est possible d'ici 2020 de réduire de plus de 50% la consommation en kérosène et de 65 dB le bruit dans un rayon de 8 km (zone aéroportuaire standard) d'un vol standard (e.i. Boeing 777 équipé de turboréacteurs GE90). Ceci permettrait de réduire de 50% les émissions de CO₂ et de 90% les émissions d'oxydes d'azote (gaz NO_x). Ces objectifs sont principalement liés aux performances de l'avion en termes d'aérodynamique, de moteur et de poids. L'équation 3.3 permet de décrire l'évolution simplifiée de la consommation en carburant d'un vol en fonction de paramètres tels que la vitesse et le poids de l'appareil :

$$\frac{K}{D} = \frac{C}{V} \times \frac{M}{P/T} \quad (3.3)$$

où K est la quantité de carburant consommée pendant le vol, D est la distance parcourue, C est la consommation spécifique des moteurs, V est la vitesse de vol, M est le poids de l'appareil et P/T est le rapport entre les forces de portance et de traînée qui symbolise les performances aérodynamiques de l'engin (que nous aborderons plus en détails dans la suite de ce manuscrit).

Parmi ces paramètres, les performances aérodynamiques (P/T) de l'avion constituent à elles seules presque 54% des améliorations potentielles relatives à la consommation en carburant (figure 3.5) contre seulement 12% pour le poids. C'est pour cette raison qu'aujourd'hui une petite amélioration de ces performances aérodynamiques permettrait de réduire ostensiblement la consommation en carburant et ainsi réaliser des gains du point de vue économique et écologique.

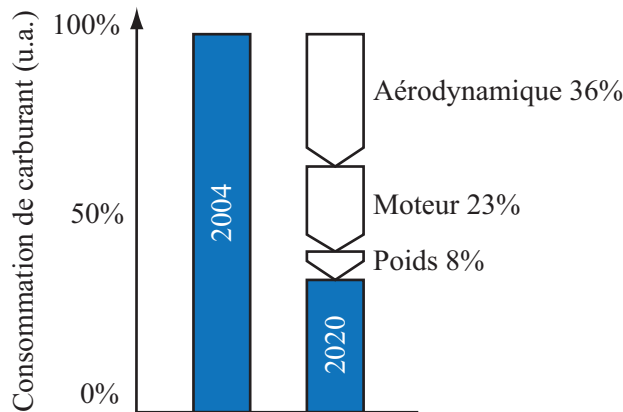


FIGURE 3.5 – Estimation de la réduction de la consommation en carburant d'ici 2020 pour un vol standard [23]

Dans le domaine des véhicules terrestres, pour des raisons similaires à celles évoquées pour l'aéronautique, des améliorations aérodynamiques sont également attendues. Selon [24], des réductions jusqu'à 15% (selon un mode d'action particulier) du coefficient de pénétration dans l'air ont été mesurées sur un profil d'automobile. Le gain en terme de consommation est estimé à 1,21 l/km à 130 km/h.

Cependant, aujourd'hui en aéronautique, les dispositifs classiques (dits passifs), issus de décennies de compromis entre portance et traînée (winglets, bords hypersustentateurs, etc. ; fi-

gure 3.6) et permettant de contrôler le comportement de l'air à proximité des parois, arrivent à leurs limites. Nous verrons plus loin dans les prochains paragraphes quels sont les nouveaux dispositifs (dits actifs) et comment ils participent à l'amélioration du paramètre aérodynamique. Mais avant cela, il est nécessaire d'étudier le mécanisme de vol d'un avion pour comprendre leurs fonctionnements.

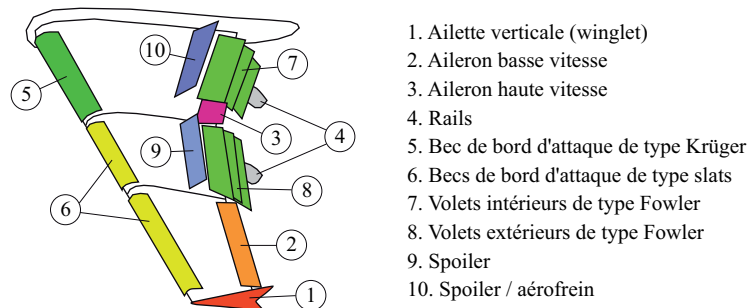


FIGURE 3.6 – Schéma d'une aile d'avion (type Boeing 777) et des structures de contrôle aérodynamiques

3.2.3 Description simplifiée du vol d'un avion

Un avion a besoin de deux forces pour pouvoir se déplacer dans l'air : voler. Une force motrice lui permettant d'avancer et une force sustentatrice pour le maintenir dans les airs. La force motrice est procurée par ses moteurs tandis que la portance fournie par ses ailes est la force qui permet de compenser le poids de l'avion. Nous pouvons comprendre que les moteurs fournissent la force utile au déplacement vers l'avant mais il est plus difficile de comprendre le mode d'action des ailes. Il faut donc nous pencher sur leur fonctionnement car elles sont le lieu où s'exercent deux forces primordiales à la mécanique du vol d'un avion (voir figure 3.7) à savoir : la portance (notée P) et la traînée (notée T).

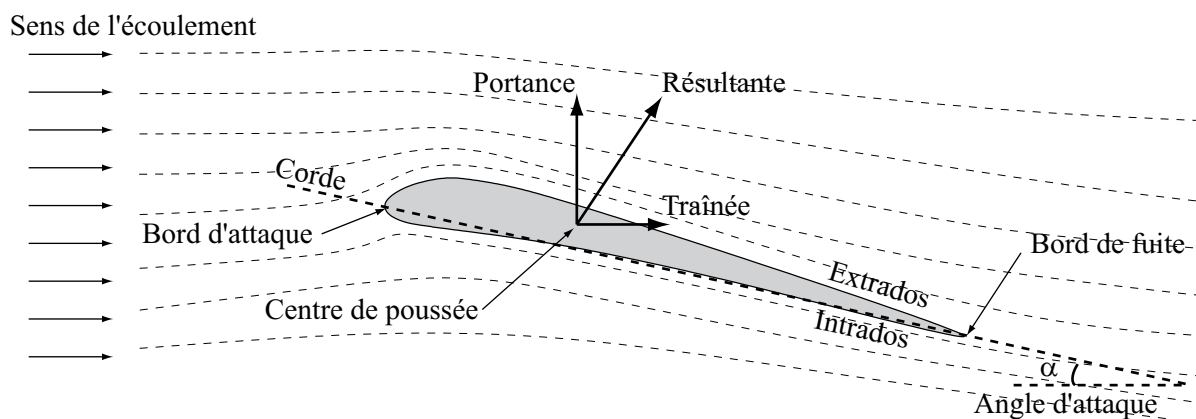


FIGURE 3.7 – Schéma du profil d'une aile d'avion

3.2.3.1 La portance

Comme illustré sur la figure 3.7, le fluide dans lequel évolue l'aile contourne cette dernière en longeant l'extrados et l'intrados. A cause du profil courbé de l'aile, le fluide circulant le long de l'extrados parcourt une distance plus importante que celui passant le long de l'intrados. Le fluide circulant le long de l'extrados doit donc « rattraper son retard » par rapport à celui circulant le long de l'intrados en accélérant. Cette accélération entraîne alors une chute de pression (dépression) (théorème de Bernoulli) au niveau de l'extrados. L'aile est alors aspirée vers le haut : c'est l'apparition d'une force ascendante que l'on appelle portance. Ce phénomène s'amplifie avec l'augmentation de l'angle d'attaque et la vitesse relative entre l'obstacle et le fluide (mais il amplifie également la force de traînée).

La portance est caractérisée par un coefficient (de portance) sans dimension C_P (appelé aussi C_z ou C_L) qui s'écrit :

$$C_P = \frac{P}{\frac{1}{2}\rho V^2 S} \quad (3.4)$$

où P représente la force de portance, ρ la masse volumique du fluide, V la vitesse et S la surface dite alaire (surface de l'objet que « voit » le fluide en le rencontrant).

La figure 3.8(a) représente l'évolution du coefficient de portance en fonction de l'angle d'attaque. Plus l'angle d'attaque est grand, plus la portance augmente. Ceci jusqu'à un angle limite (angle de décrochage) qui traduit le décollement de la couche limite avec l'apparition de turbulence sur la majeure partie de l'extrados. Ce phénomène de décollement de la couche limite est particulièrement redouté dans la phase d'atterrissage. En effet, pour compenser le manque de portance due à une vitesse d'approche réduite, on augmente l'angle d'incidence qui malheureusement favorise le décollement de la couche limite. Ce décollement se traduit par une chute brutale de la portance dangereuse pour l'appareil.

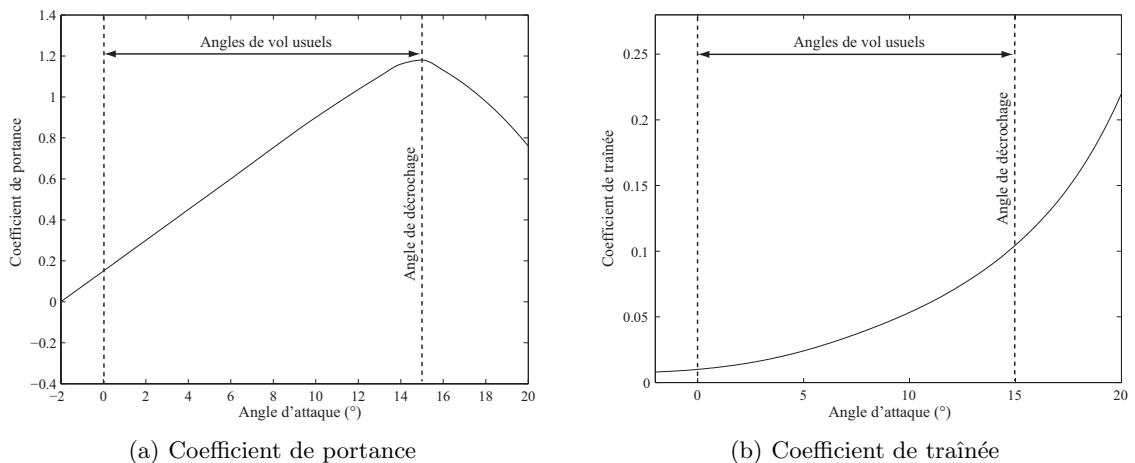


FIGURE 3.8 – Coefficient de portance et de traînée

3.2.3.2 La traînée

La force de traînée est la force qui s'oppose au déplacement de l'objet. Elle est associée au coefficient de traînée C_T (nommé aussi C_x ou C_D) :

$$C_T = \frac{T}{\frac{1}{2}\rho V^2 S} \quad (3.5)$$

où T représente la force de traînée.

On peut distinguer trois types de force de traînée en fonction des phénomènes mis en jeu :

- la traînée de pression qui représente la pression dynamique du fluide sur l'intrados de l'aile (surface alaire). Cette traînée est d'autant plus importante que l'angle d'attaque est grand (voir figure 3.8(b)).
- la traînée induite ou de sillage. La différence de pression entre l'extrados et l'intrados donne naissance à des courants de contournement en bout d'aile qui produisent des tourbillons longitudinaux de grandes envergures. La dépression produite à l'intérieur de ces tourbillons contribue à la traînée de l'appareil.
- la traînée de frottement au niveau de toutes les parois. Ce phénomène, dû aux contraintes tangentielles (friction) dans la couche limite, s'accroît dans le cas d'une couche limite adhérente et avec la vitesse.

3.2.3.3 Couche limite : les moyens de contrôle classiques

L'optimisation des coefficients de portance et de traînée est obtenue par l'emploi de dispositifs fluidiques permettant d'augmenter la force de portance (notamment dans les phases de faible vitesse comme à l'atterrissage) sans augmenter la force de traînée (aux grandes vitesses de croisière). Parmi les dispositifs classiques (figure 3.6), nous pouvons principalement citer :

- l'utilisation de becs et de volets qui modifient la géométrie de l'aile à grande échelle en se déployant ou se repliant. Ainsi ils offrent une meilleure portance ou moins de traînée selon les phases du vol.
- l'utilisation de winglets (petites extensions en bout d'aile) qui permettent de repousser un peu plus loin de l'aile les tourbillons longitudinaux qui causent un phénomène de traînée de sillage.
- l'insertion de rugosités à la surface de l'aile qui donne naissance à des tourbillons longitudinaux (vortex longitudinaux) permettant de redonner de l'énergie à la couche limite sous la forme de quantité de mouvement pour lutter contre les gradients de pression adverses contribuant au décollement de la couche limite et favorisant la transition laminaire turbulent.

Ces dispositifs classiques de contrôle arrivant à leurs limites car :

- soit présentant une architecture mécanique complexe (becs et volets), ils nécessitent une consommation énergétique et des coûts de maintenance élevés.
- soit présents en permanence (winglets et rugosités), ils introduisent une traînée de frotte-

ment supplémentaire,

les recherches se tournent maintenant vers un contrôle actif plus ciblé de la couche limite. Il s'agit ici d'agir directement dans les zones critiques de l'écoulement aux moments opportuns pour redynamiser la couche limite ou pour inciter la transition d'un mode d'écoulement à un autre (et inversement en fonction des besoins). Une couche limite turbulente est moins sujette au décollement qu'une couche limite laminaire mais cette dernière induit une portance plus importante. Une couche limite turbulente peut également introduire moins de friction qu'une couche limite adhérente. Ces actions nécessitent la production de tourbillons longitudinaux à l'aide de générateurs (mécaniques ou fluidiques) de vortex qui peuvent prendre la forme de micro-rugosités ou de micro-valves (comme nous l'évoquerons dans les prochains paragraphes). Ceci demande des systèmes de petite taille pour agir localement et en temps réel sur la couche limite avec un minimum d'énergie. Les MEMS sont alors de bons prétendants pour agir efficacement sur la couche limite en ayant un effet globalement bénéfique sur les caractéristiques aérodynamiques (ou hydrodynamiques) de l'objet.

3.3 Micro-systèmes pour le contrôle actif de la couche limite

Se distinguant par :

- un faible encombrement,
- une consommation énergétique faible,
- une courte réponse temporelle,
- un coût de fabrication réduit,

les MEMS suscitent, depuis des années, beaucoup d'espoir pour le contrôle des écoulements aérauliques. Ceux-ci ont été étudiés à de nombreuses reprises au niveau expérimental pour agir sur la couche limite. Nous pouvons classer leur action selon quatre modes de perturbation de la couche limite :

- l'aspiration
- l'alternance de soufflage et d'aspiration (jets d'air synthétiques)
- le soufflage en continu (jets d'air continus) ou en intermittence (jets d'air pulsés)
- l'insertion de rugosité

Ces modes de contrôle sont directement inspirés de la nature. Ils consistent à imiter, par exemple, l'effet produit par la peau de requin ou d'espardon sur le fluide glissant à sa surface (figure 3.9). Paradoxalement, leur peau n'est pas lisse mais structurée [25, 26] à l'image d'une balle de golf et elle permet de réduire les forces de traînée liées à la friction. Des structures en forme de « U » (générateur mécanique de vortex), au niveau des écailles, permettent de créer à l'intérieur de celles-ci un tourbillon longitudinal qui réduit les contraintes de frottement et de repousser le point de décollement pour diminuer la traînée (figure 3.10).

L'utilisation de jets d'air ou de rugosité a pour but de reproduire ces tourbillons longitudinaux afin de répliquer ce phénomène naturel à la paroi d'objets artificiels tel un avion ou une voiture. A l'inverse d'une structure passive telle une peau de requin qui est le résultat d'un compromis

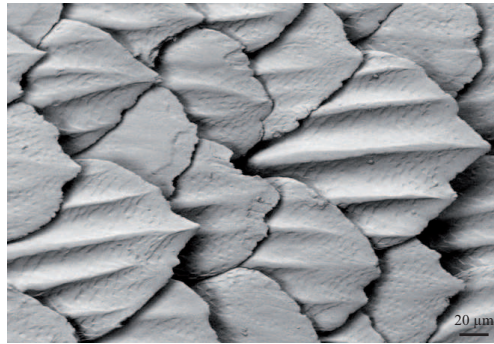


FIGURE 3.9 – Image MEB d'une peau de requin et des structures en forme de « U » à la surface des écailles [Université du Cap, Afrique du Sud]

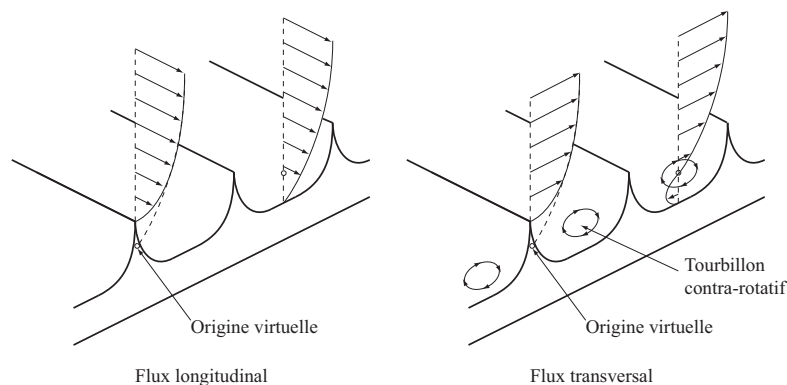


FIGURE 3.10 – Schéma structurel d'une peau de requin produisant des tourbillons longitudinaux propices à la réduction des phénomènes de friction

issu de centaines de millions d'années d'évolution, les recherches s'orientent vers un contrôle actif où les actions seraient adaptées aux conditions ambiantes qui varient en temps réel. Les micro-actionneurs étudiés sont au centre d'une boucle de régulation qui comprend également capteurs et intelligence de contrôle. Chaque micro-actionneur présente leurs avantages et leurs inconvénients. Ceux qui vont être mis en avant par la suite ne sont qu'un échantillon. Nous pouvons globalement classer les micro-actionneurs destinés au contrôle actif des écoulements fluidiques en deux catégories :

- les micro-actionneurs qui modifient la géométrie (petite échelle spatiale) ; modification de l'état de surface de paroi (insertion de rugosité) : les générateurs mécaniques de vortex,
- les micro-actionneurs agissant comme des générateurs de pression positive (soufflage d'air) et/ou négative (aspiration d'air) : les générateurs fluidiques de vortex.

Dans les deux cas, le but est de créer des tourbillons longitudinaux au niveau de la couche limite pour réduire les forces de friction et éviter le décollement de celle-ci. Une revue non exhaustive de MEMS dédiés au contrôle des écoulements est donnée ci-après où nous mettrons l'accent sur le micro-actionneur élémentaire composant chaque matrice.

3.3.1 Micro-volets et micro-ballons

Un mode de perturbation de la couche limite consiste à insérer des rugosités (micro-obstacles) au niveau de la surface en contact avec le fluide. Ces rugosités peuvent prendre la forme de micro-volets (figures 3.11(a) et 3.11(b)) ou de micro-ballons (figure 3.12) comme l'ont montrés l'équipe américaine (Université de Californie) de Chih-Ming Ho [27]. Ces micro-volets électromagnétiques, composés d'une micro-bobine en cuivre, se déploient sur environ $100\ \mu\text{m}$ à une fréquence supérieure à $1000\ \text{Hz}$. Inconvénient : leur fragilité ne leur permet pas d'être utilisés dans un écoulement fluide dont la vitesse est supérieure à $30\ \text{m/s}$.



FIGURE 3.11 – Images MEB de micro-volets électromagnétiques [27] ; $4 \times 4\ \text{mm}^2$

Une autre méthode consiste à gonfler des micro-ballons en silicone à l'aide d'air pressurisé (figure 3.12). Ces micro-ballons, malgré une force relativement importante d'environ $100\ \text{mN}$ et une amplitude de débattement supérieure à $1\ \text{mm}$, n'ont pas montré d'effet bénéfique sur le contrôle d'une couche limite turbulente à cause d'un temps de réponse trop long. Néanmoins un autre dispositif MEMS, réunion d'un micro-volet et d'un micro-ballon, a montré une réduction de l'ordre de 4% des contraintes de cisaillement pour une aile delta (deltaplane) placée dans un écoulement turbulent ($Re \approx 10000$). Ses performances sont une force de $10\ \text{mN}$, un déplacement de $100\ \mu\text{m}$ et une fréquence d'actionnement d'environ $50\ \text{Hz}$ (figure 3.13) [27].

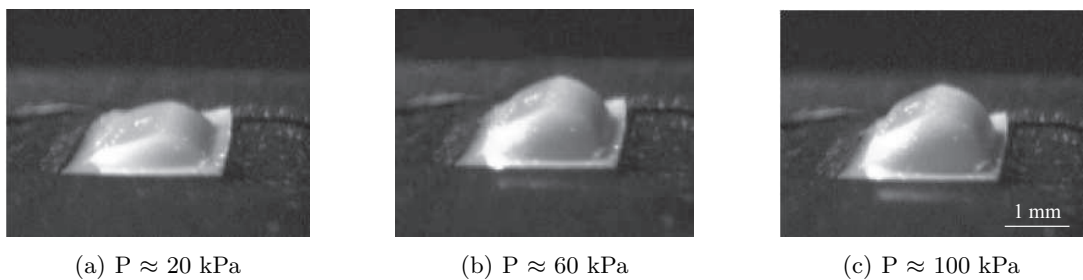


FIGURE 3.12 – Photographie d'un micro-ballon en silicone [27]

Dans la même veine, Kasagi [28] (université de Tokyo, Japon) a montré qu'il était possible de réduire de 7% les forces de friction dues à un écoulement turbulent grâce à un actionneur MEMS. Le micro-actionneur est composé d'un volet en silicium (bascule) placé sur une charnière

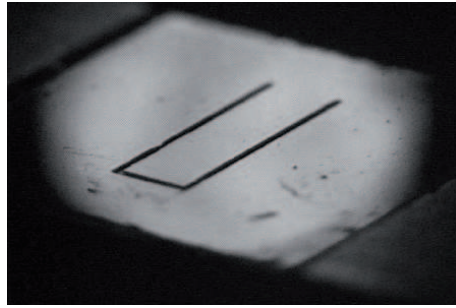


FIGURE 3.13 – Micro-volet ($1 \times 3 \text{ mm}^2$) actionné par un micro-ballon en silicone (face arrière) [27]

en polymère (figure 3.14). L'actionnement électromagnétique est réalisé à l'aide d'une micro-bobine en cuivre et d'un aimant permanent. Il permet un déplacement de $90 \mu\text{m}$ (angle de 12°) à une fréquence de 500 Hz pour une consommation électrique de 43 mW.

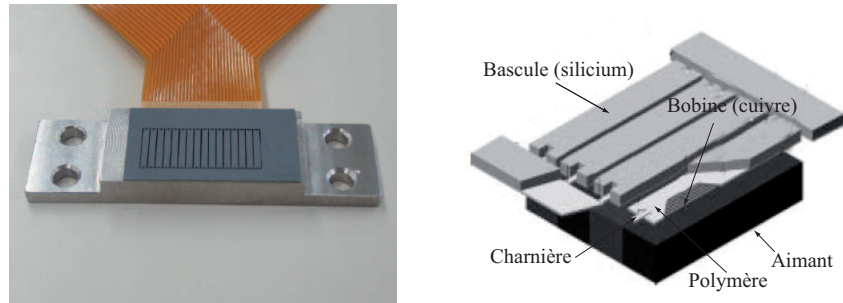


FIGURE 3.14 – Micro-actionneur électromagnétique à 16 volets/bascules (bascule $1 \times 7 \text{ mm}^2$) [28]

3.3.2 Micro-valves

Une alternative à l'insertion de rugosité est l'utilisation de micro-valves qui agissent par soufflage et/ou aspiration de la couche limite. Nous rappelons que le contrôle de la couche limite à lieu soit par :

- aspiration,
- alternance de soufflage et d'aspiration (jets d'air synthétiques) ou
- soufflage en continu (jets d'air continus) ou en intermittence (jets d'air pulsés).

Même si dès 1904, le principe du contrôle par aspiration (figure 3.15(a)) de la couche limite montre une efficacité théorique non négligeable selon Prandtl [29], il est très difficile d'imaginer un système de buses d'aspiration pouvant montrer une espérance de vie relativement importante compte tenu des problèmes liés à l'empoussièrement du dispositif fluide. C'est pour cette raison, en plus d'un important besoin en énergie, que nos recherches se portent plutôt vers une technique de contrôle par soufflage de la couche limite (figure 3.15(b)).

Le contrôle de la couche limite par soufflage à lieu soit par :

- jets synthétiques (alternance de soufflage et d'aspiration)

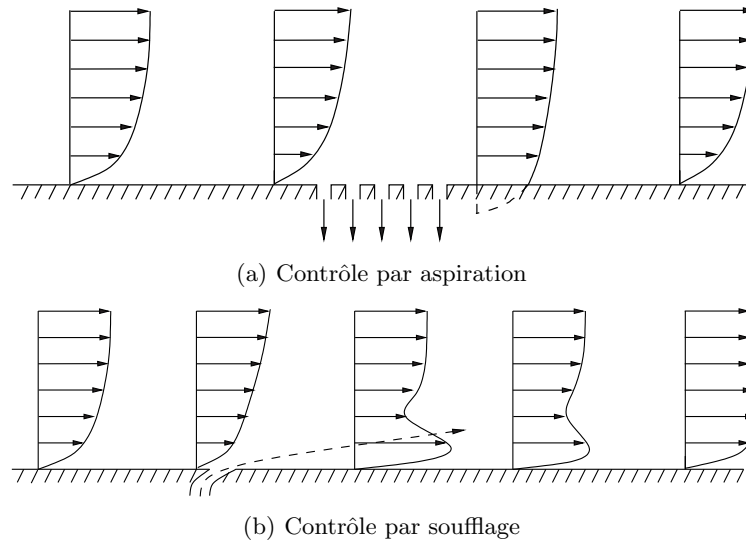


FIGURE 3.15 – Schémas de principe du contrôle de la couche limite par action fluidique

- jets continus (VGSJ : Steady Jet Vortex Generator) ou
- jets pulsés (VG PJ : Pulsed Jet Vortex Generator).

Les jets d'air produits par l'intermédiaire de micro-valves ont pour but de produire des vortex longitudinaux qui interagissent avec la couche limite. Pour être efficaces, ces jets (de diamètre Φ et de vitesse moyenne U_j) doivent être inclinés par rapport à la paroi (angle β) mais aussi par rapport à la direction de l'écoulement fluide (angle α) (figure 3.16) [30]. Ces vortex longitudinaux réalisent un transfert d'énergie depuis le fluide en écoulement libre vers celui près de la paroi (couche limite) pour le redynamiser.

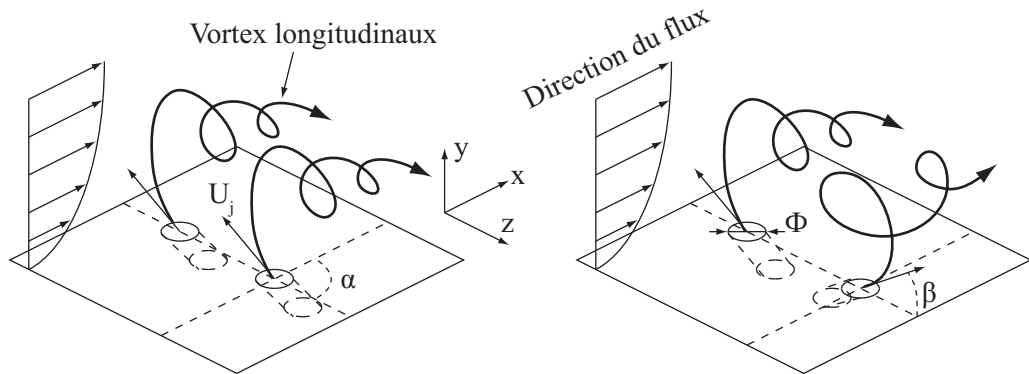


FIGURE 3.16 – Schémas de configuration des générateurs de vortex longitudinaux (corotatif à gauche et contrarotatif à droite)

Les générateurs fluidiques de vortex donnent naissance à deux structures tourbillonnaires tournant en sens opposé comme l'ont montré Johnston [31], Compton [32], McManus [33], Khan [34] ou Tilmann [35]. Dans le cas où le jet est dirigé dans le sens de l'écoulement ($\alpha = 0$), nous pouvons distinguer une paire de petits tourbillons contra-rotatifs de faible intensité contrai-

rement au cas où le jet souffle obliquement au sens de l'écoulement ($\alpha \neq 0$) [32]. Dans ce dernier cas, nous pouvons observer un vortex principal de forte intensité accompagné d'un secondaire de moindre intensité tournant en sens inverse [34] (figure 3.17) dont les comportements sont similaires aux vortex produits par un générateur mécanique classique [30].

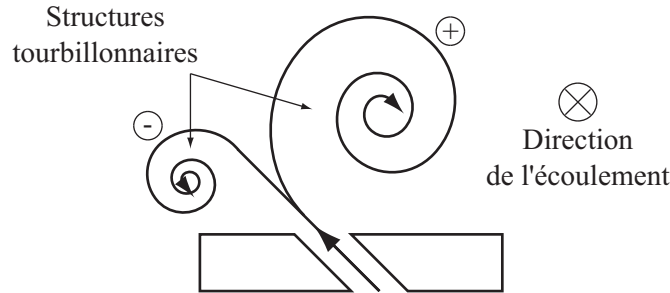


FIGURE 3.17 – Schéma des vortex longitudinaux (sens horaire \oplus et anti-horaire \ominus) produits par un jet incliné soufflant perpendiculairement à l'écoulement ($\alpha = 90^\circ$ et $\beta = 45^\circ$)

Pour montrer une réelle efficacité sur le contrôle de la couche limite, les jets doivent présenter certaines caractéristiques (pour générer les vortex adéquats) :

- une vitesse relative $VR_e = \frac{U_{jet}}{U_\infty}$ allant de 1 [31] à 11 [36] pour permettre une pénétration suffisante du jet dans la couche limite,
- une périodicité spatiale $\frac{\lambda}{\Phi} \approx 6$ selon [37],
- un angle d'incidence $\beta \approx 45^\circ$,
- un angle de dérapage $45^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$.

D'autres paramètres comme le diamètre relatif $\frac{\Phi}{\delta}$ (δ : épaisseur de la couche limite), pour un VR_e et un $\frac{\lambda}{\Phi}$ équivalents, ne montrent pas une forte influence sur la réduction du coefficient de friction.

L'efficacité des jets continus et des jets pulsés a été comparée dans plusieurs travaux [33, 36]. Il s'en dégage qu'en plus de présenter un gain en terme de consommation en air, les jets pulsés augmentent la production de vortex et leur pénétration dans la couche limite comparés aux jets continus (pour le même VR_e). C'est notamment pour cette raison, qu'en plus de générer un jet d'air selon des angles α et β spécifiques, il est nécessaire d'avoir recours à un système de valve qui permet de réaliser un jet pulsé (ouverture et fermeture de l'orifice d'éjection).

Beaucoup de valves destinées à la production de jets par intermittence pour le contrôle des écoulements fluidiques ont fait l'objet d'études théoriques (par simulations) et expérimentales. Parmi ces valves nous pouvons distinguer celles produisant des jets synthétiques et celles produisant des jets pulsés.

A titre d'exemple, des travaux de simulation [38] et expérimentaux [39], dont principalement ceux de Glezer et Amitay [40], ont montrés que les actionneurs à jets synthétiques, basés sur le principe d'une membrane vibrante (type haut-parleur), sont propices aux contrôles des écoulements. Leur principal avantage est de combiner des phases d'aspiration et de soufflage de la couche limite. L'alternance de ces deux phases aboutit à un débit d'air moyen nul qui permet

de s'affranchir d'une source d'alimentation pneumatique (le fluide éjecté est celui prélevé dans le milieu) (figure 3.18). Néanmoins, pour atteindre des vitesses d'éjection de l'ordre de 100 à 200 m/s, il est nécessaire d'utiliser une cavité avec une variation de volume trop importante pour un MEMS. Pour cette raison, les actionneurs à jets pulsés représentent une alternative aux actionneurs à jets synthétiques.

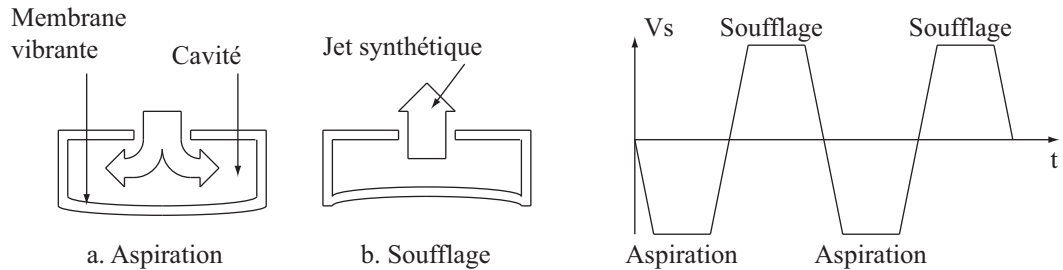


FIGURE 3.18 – Schéma d'un actionneur à jets synthétiques dans une phase d'aspiration (a) et de soufflage (b)

3.3.2.1 Micro-valve à jets pulsés

Lors des dix dernières années, des micro-valves à jets pulsés ont vu le jour suite à de nombreux projets comme les projets européens *AeroMEMS I* et *II* qui aboutirent à la réalisation d'actionneurs électrostatiques à membrane en silicium vibrante [41] (figure 3.19) et à effet zipping [18]. Le premier, issu des technologies de salle blanche, affiche des performances intéressantes : une fréquence de résonance de 1200 Hz et une amplitude de vibration de 100 μm pour une tension d'alimentation de 400 V. Cependant les vitesses des jets pulsés obtenues (quelques m/s) ne suffisent pas à une application aéronautique voire même automobile.

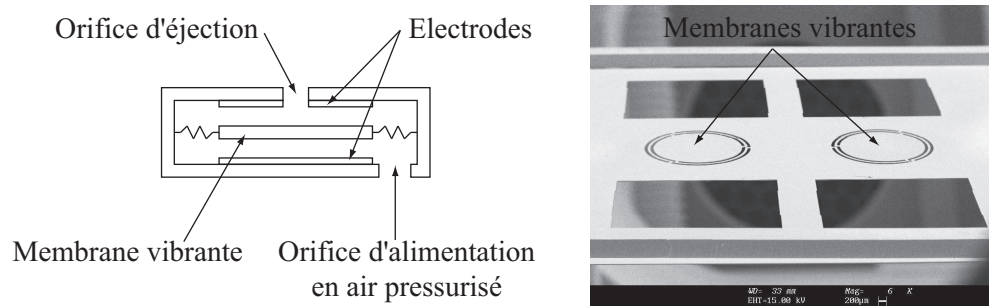


FIGURE 3.19 – Schéma de principe du micro-actionneur à jet pulsés et images MEB des membranes vibrantes en silicium actionnées électrostatiquement [41]

Le deuxième [18], de fabrication standard, a montré des performances fluidiques améliorées (figure 3.20). Des vitesses de jet pulsés de quelques dizaines de m/s ont été mesurées (mesure par PIV¹) sous une tension d'alimentation de 380 V à 200 Hz. Néanmoins ils n'ont pas pu être

1. Particle Image Velocimetry

en mesure d'agir efficacement sur le recollement d'un écoulement fluide (vitesse d'écoulement de 75 m/s) au niveau d'un volet d'aile d'avion.

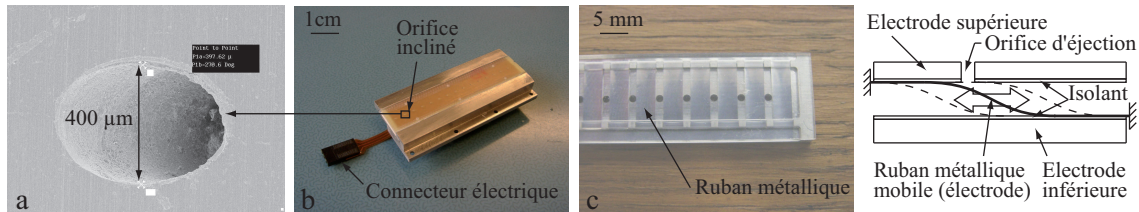


FIGURE 3.20 – Photographie de l'actionneur à jets pulsés (vue de dessus (b)), du ruban métallique actionné électrostatiquement (c) et images MEB d'un orifice d'éjection de 400 μm de diamètre et incliné à 45° (a) obtenu par perçage [18] et schéma de principe de l'actionneur

Un autre micro-actionneur développé par [42] et basé sur un actionnement piézoélectrique, semble être le dispositif le plus prometteur (des tests en soufflerie permettraient de caractériser son efficacité) (figure 3.21). Ce micro-actionneur est composé d'une poutre piézoélectrique vibrant à 500 Hz (sous 90 V pour une consommation de 50 mW) qui permet de moduler l'ouverture et la fermeture d'un orifice de 200 μm de diamètre. La vitesse des jets pulsés atteinte est supérieure à 200 m/s pour une pression d'alimentation de l'ordre de 50 kPa.

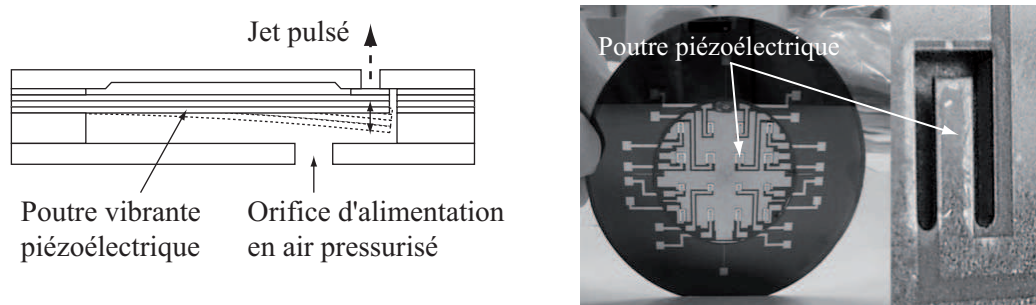


FIGURE 3.21 – Schéma de principe du micro-actionneur piézoélectrique à jets pulsés et photographies des poutres piézoélectriques ($3 \times 1 \text{ mm}^2$) micro-fabriquées sur silicium [42]

Plus récemment, une micro-valve basée sur une membrane en polymère flexible servant à « pincer » un canal fluide a été conçue et fabriquée à l'IEMN² (figure 3.22). Cette micro-valve présente deux modes de fonctionnement basés sur la mise en vibration d'une membrane flexible sous l'action des forces de pression exercées par le fluide d'alimentation : un mode de fonctionnement auto-oscillant à une fréquence définie par la structure du système fluide et la pression d'alimentation et un mode oscillant commandé par l'intermédiaire d'une force externe (force électromagnétique provenant d'un système aimant-bobine) qui modifie la fréquence de résonance de la membrane flexible (qui modifie la fréquence du jet pulsé). Des vitesses de jet, issu d'un orifice de 1 mm de diamètre, de l'ordre de 100 m/s ont été mesurées à 2,2 kHz et pour une pression d'alimentation de 50 kPa.

2. Institut d'Electronique, de Micro-électronique et de Nanotechnologie

Du point de vue industriel, la société française Flowdit propose des micro-actionneurs fluidiques à jets pulsés pour des applications automobiles [43]. Les jets pulsés produits à 400 Hz pour une pression d'alimentation de 10 kPa atteignent 130 m/s (estimations issues de simulations).

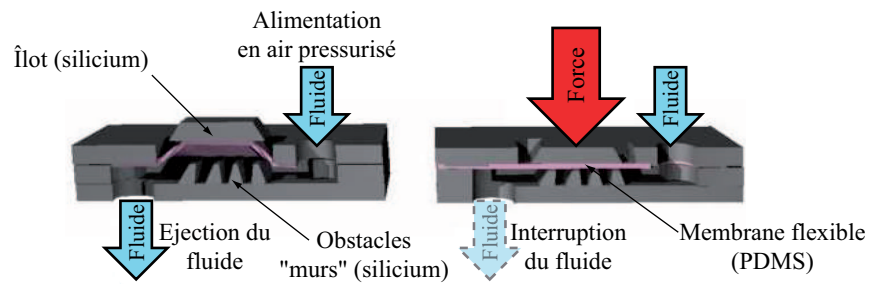


FIGURE 3.22 – Schéma de principe de la micro-valve à membrane flexible [19]

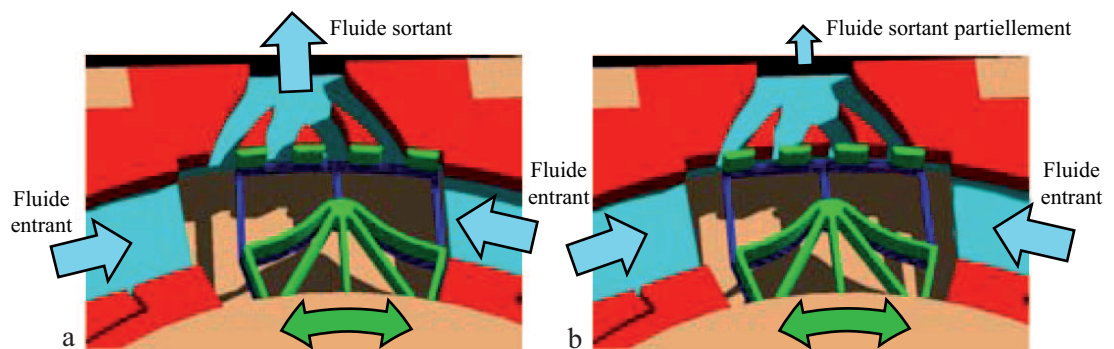


FIGURE 3.23 – Schéma de principe du micro-actionneur à jet pulsé [43]. En vert, les parties mobiles actionnées électrostatiquement : valve ouverte (a) et partiellement fermée (b)

TABLE 3.2 – Tableau récapitulatif des caractéristiques et performances de quelques micro-actionneurs à jets pulsés pour le contrôle des écoulements aérauliques

Caractéristiques	Frutos [18]	Edouard [41]	Warsop [42]	Flowdit [43]	Ducloux [19]
Actionnement	Electrostatique	Electrostatique	Piézoélectrique	Electrostatique	Electromagnétique
Dimensions de l'actionneur	$10 \times 5 \times 3 \text{ mm}^3$	$10 \times 10 \times 0,3 \text{ mm}^3$	$5 \times 2 \times 1 \text{ mm}^3$	$> 3 \text{ cm}^2$	$15 \times 10 \times 1 \text{ mm}^3$
Dimensions de l'orifice	$400 \mu\text{m}$ de diamètre incliné à 45°	$2,5 \times 0,3 \text{ mm}^2$ droit	$200 \mu\text{m}$ de diamètre droit	$1,6 \times 0,38 \text{ mm}^2$ droit	1 mm de diamètre incliné à $\approx 45^\circ$
Alimentation électrique	380 V	400 V	90 V	110 V	0,5 A
Fréquence d'actionnement	200 Hz	1200 Hz	500 Hz	400 Hz	2200 Hz
Consommation			50 mW	$1 \mu\text{W}$	
Vitesse des jets	15 m/s	1,5 m/s	300 m/s	130 m/s (estimations)	100 m/s
Pression d'alimentation	27 kPa	2700 Pa	80 kPa	10 kPa	50 kPa

3.4 Conclusion

En aéronautique, les (macro) dispositifs passifs classiques, (volets, becs, ailerons, etc. ; figure 3.6) destinés au contrôle des écoulements fluidiques arrivent à leurs limites : le rapport entre les forces de portance et de traînée, traduisant les performances aérodynamiques de l'appareil, a atteint un compromis difficilement améliorable. L'amélioration de ce facteur aérodynamique, sur lequel repose la majeure partie des prévisions de la réduction en consommation de carburant (avantages économiques et écologiques), doit désormais passer par de nouveaux moyens de contrôle actifs et locales de la couche limite : les MEMS.

Ces micro-dispositifs, par leur petite taille et leur temps de réponse très court, peuvent agir localement et instantanément dans les zones de l'écoulement propices aux décollement de la couche limite. Ils concernent a priori tous les « engins » évoluant dans un fluide (aile d'avion, toit de voiture, aube d'éolienne) pour améliorer notamment leur pénétration (coefficient de traînée) dans le fluide.

Leur mode d'action sur le fluide contournant les « objets » est basé sur la production de vortex fluidiques qui permettent de compenser les forces de frictions pariétales à l'origine des décollements de la couche limite. Deux types de micro-dispositifs se dégagent :

- les dispositifs qui modifient la rugosité de surface (insertion de micro-obstacles générateurs mécaniques de vortex),
- les dispositifs soufflant et/ou aspirant la couche limite (générateurs fluidiques de vortex).

Ces derniers semblent les mieux adaptés aux applications évoquées, car contrairement aux premiers, ils subissent beaucoup moins les agressions de l'environnement extérieur (poussières, projectiles, intempéries, etc.). Pour agir efficacement sur la couche limite, les micro-jets produits par ces micro-valves doivent présenter des caractéristiques particulières selon les domaines d'applications visés (fréquence de pulsation, vitesse d'éjection, périodicité spatiale, angle d'éjection, etc. ; figure 3.24).

Les études montrent également que les micro-actionneurs à jets pulsés seraient les plus appropriés au domaine aéronautique et automobile au dépend des micro-actionneurs à jets synthétiques qui ne peuvent atteindre les spécifications requises, à savoir principalement des vitesses et des volumes de jets suffisamment importants.

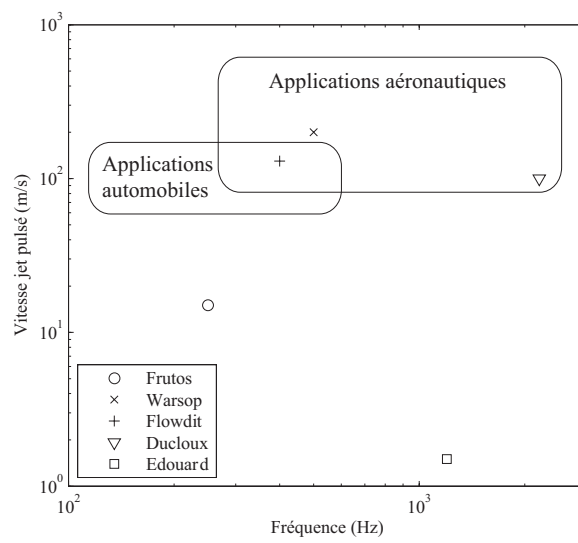


FIGURE 3.24 – Résumé des spécifications et des performances des micro-actionneurs à jets pulsés en termes de fréquence et de vitesse d'éjection pour des applications aéronautiques et automobiles

4. Présentation de la thèse

4.1 Introduction

Les sujets d'étude sur lesquels nous travaillons sont fortement multi-échelles et multi-physiques suivant les domaines d'applications dans lesquels va intervenir le système matriciel distribué. Un exemple, dans le cas du contrôle des écoulements destiné à l'aéronautique, nous voulons concevoir des micro-valves capables d'améliorer les performances de vol d'engins de très grande envergure. Nous comprenons ici le déficit multi-échelle qui met en scène un composant de très petite taille chargé du bon fonctionnement d'un véhicule des centaines de million de fois plus volumineux. Ce composant actif est également le fruit d'une recherche qui fait appel à de nombreux domaines comme la mécanique, l'électronique, la fluïdique, l'automatique, les mathématiques appliquées et le tout à une échelle méso- voire microscopique (figure 4.1)

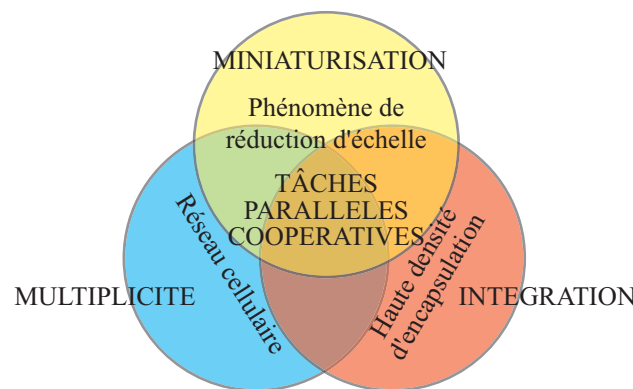


FIGURE 4.1 – Diagramme des concepts impliqués dans la réalisation d'un micro-système matriciel distribué

Au centre de nos préoccupations, un (micro) jet d'air issu d'une micro-valve implantée dans une surface active (système matriciel distribué), (inter)agit avec des éléments environnementaux (flux d'air, objets). Il s'agit dans notre cas de contrôler, par l'intermédiaire de ces jets, les écoulements fluidiques au niveau d'une aile d'avion (ou la carrosserie d'une automobile) ou de contrôler le déplacement de micro-objets (figure 4.2) pour les raisons que nous avons évoquées dans les parties précédentes.

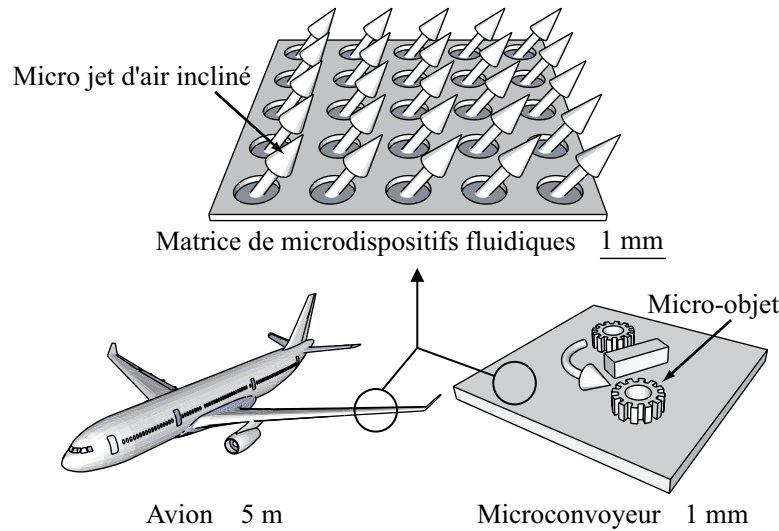


FIGURE 4.2 – Schéma conceptuel et dimensionnel des thématiques de recherche

4.2 Choix de l'actionneur

Du point de vue du contrôle des écoulements, il s'agit de concevoir et fabriquer un actionneur fluide capable de produire un jet d'air qui en termes de vitesse, fréquence, débit et inclinaison puisse agir efficacement sur la couche limite. Des études fluidiques aérodynamiques préliminaires [18] [42] [37] et des essais électro-mécaniques [44] ont permis de dégager les principales caractéristiques que doit présenter le futur micro-actionneur. Ces caractéristiques définissent le cahier des charges à remplir (tableau 4.1).

TABLE 4.1 – Cahier des charges de l'actionneur fluide destiné à une application aéronautique et à la micro-manipulation

Caractéristiques	Valeurs
Vitesse de jet	100 à 200 m/s
Forme du jet	Circulaire et incliné à 45°
Diamètre du jet	200 à 400 μm
Périodicité spatiale des jets	1 à 4 mm
Fréquence de pulsation	0 à 2 kHz

Nous réalisons tout de suite que l'actionneur devra être capable de fournir de grandes forces à cause des grandes pressions à piloter pour l'établissement d'un jet d'air à haute vitesse. Si l'actionneur se présente sous la forme de valve, il devra également posséder une partie mobile qui se déplace sur une distance au moins égale à la dimension de l'orifice d'éjection afin de contrôler son ouverture et sa fermeture. De plus, la périodicité spatiale impose pour chaque valve un encombrement réduit. Ce cahier des charges se révèle être un défi technologique très ambitieux mais peut-être pas insurmontable. Au vu de ce cahier des charges, un actionneur issu des techniques de fabrication MEMS semble être la piste à suivre la plus logique. Les

hautes performances attendues pour le micro-actionneur destiné au contrôle des écoulements pour l'aéronautique rentre aussi dans le cadre de la micro-manipulation pneumatique.

4.2.1 Sources d'actionnement

Afin d'effectuer un tri dans l'éventail des micro-actionneurs, les principales caractéristiques de ceux-ci en termes d'amplitude de déplacement, de forces générées, etc., sont mentionnées dans le tableau 4.2.

TABLE 4.2 – Caractéristiques principales des différents types de micro-actionneurs [45] [18]; \oplus signifie bon, \approx signifie moyen et \ominus signifie mauvais

Caractéristiques	Thermique	Magnétique	Piézo- électrique	Electro- statique
Amplitude de déplacement	+	+	-	\approx
Forces générées	+	+	+	-
Bande passante	-	+	\approx	+
Consommation d'énergie	-	-	\approx	+
Facilité de fabrication	+	-	\approx	+

Deux critères de choix ont permis de sélectionner le type d'actionneur. Un critère technique et scientifique et un critère historique en raison du laboratoire dans lequel les travaux se déroulent et se sont déroulés par le passé lors des projets européens *AeroMEMS I* et *II*.

Même si à première vue l'actionnement thermique présente des atouts non négligeables du point de vue amplitude de déplacement, forces générées et facilité de fabrication, nous l'avons écarté de notre sélection car ses défauts furent rédhibitoires pour l'application au contrôle des écoulements. En effet, il est capital que la fréquence des jets pulsés soit suffisante et par le fait efficace. Mais également, si nos actionneurs doivent être embarqués à bord d'engins volants, il est primordial que leurs systèmes d'alimentation en énergie soient les moins « gourmands » possibles. De la même façon, nous n'avons pas retenu l'actionnement magnétique pour sa difficulté supplémentaire de fabrication (surtout en ce qui concerne l'électro-aimant) même si un micro-actionneur de ce type a été conçu à l'IEMN, le système d'électro-aimant ne provient pas d'une technique de micro-fabrication proprement dite cependant il constitue néanmoins une réelle réussite [19]. Concernant l'actionnement piézoélectrique, l'obtention de forces suffisamment grandes pour lutter contre les pressions désirées est réalisable à condition d'utiliser des matériaux massifs de fortes épaisseurs qui rentrent dans la fabrication d'un actionneur utilisant un effet bilame. Ceci nécessite de réussir à intégrer des couches piézoélectriques de quelques dizaines de micromètres sur un support en silicium [42].

L'actionnement électrostatique a été choisi pour différentes raisons. Du point de vue pratique il mérite de présenter de nombreux avantages (voir tableau 4.2). Ensuite, pour des raisons historiques, ce type d'actionneur a déjà fait l'objet d'études au sein du laboratoire lors des projets *AeroMEMS I* et *II*. Il est donc judicieux de profiter de cette expérience acquise concernant ces

actionneurs électrostatiques. Des actionneurs ont vu le jour mais ils n'ont pas pu répondre au cahier des charges [41] visant à une application aéronautique. D'autres études menées durant la thèse de M^r Frutos ont consisté à concevoir et fabriquer un nouveau type d'actionneur basé sur des techniques de fabrication standards. Il s'agit aujourd'hui de réaliser un actionneur de ce type issu de techniques de micro-fabrication MEMS et c'est dans ce cadre que s'inscrit notre travail.

4.2.2 Architecture électrostatique

Une architecture intéressante déjà mis en avant dans la littérature scientifique [46] est la base de notre micro-actionneur électrostatique. Elle permet d'atteindre des forces et une course plus élevées comparées à celles d'un micro-actionneur électrostatique classique (à peignes inter-digités par exemple) (figures 4.3 et 4.4).

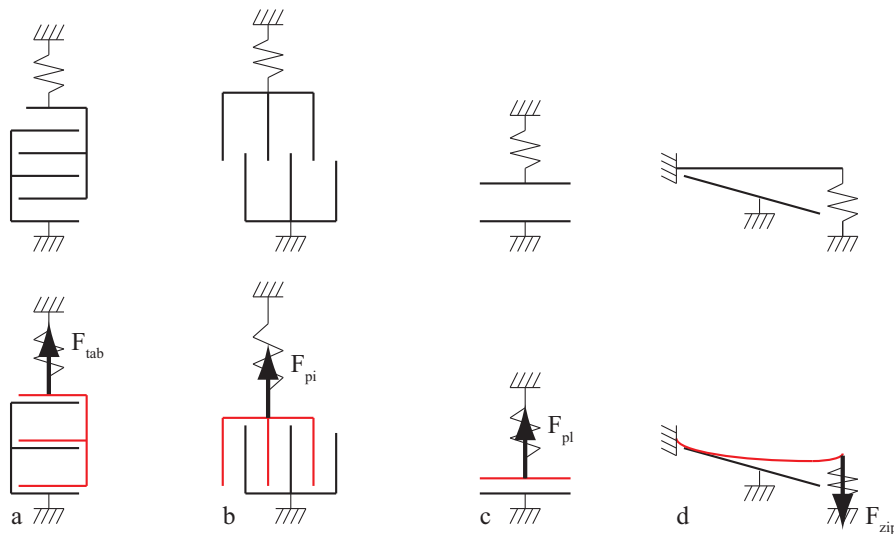


FIGURE 4.3 – Schéma de différentes structures de micro-actionneurs électrostatiques : à gap variable (a), à peignes inter-digités (b), à plaques parallèles (c) et à effet zipping (d)

Ce mode d'actionnement, en plus de présenter un fort compromis entre forces générées et déplacement, a été choisi car il doit permettre de limiter les pertes de charges au niveau de l'orifice de sortie, des conduits d'alimentation et de la cavité de l'actionneur. Pour remplir ces objectifs, l'actionneur électrostatique utilise un effet zipping qui permet d'améliorer les performances d'un actionneur classique. La principale caractéristique d'un tel actionneur *Zip* est le fait que les électrodes (souple mobile et fixe) sont en contact (séparées par un isolant dont l'épaisseur est faible face au gap d'air que l'on rencontre dans un actionneur électrostatique à peignes inter-digités) et « roulent » l'une sur l'autre (figure 4.5). En effet, l'électrode centrale souple et mobile est attirée alternativement par les deux électrodes fixes et se déforme de proche en proche en conservant sa déformée en « S » donnant ainsi l'impression d'une translation rectiligne de droite à gauche et inversement.

Ce type d'actionneur a l'avantage de maximiser les forces électrostatiques en diminuant les entrefers. Ces forces sont également amplifiées par l'augmentation des surfaces polarisées dû au

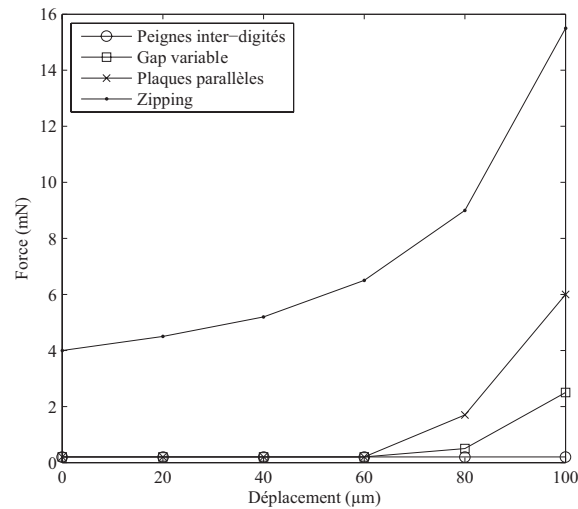


FIGURE 4.4 – Evolution de la force exercée par un micro-actionneur électrostatique en fonction du déplacement de l'électrode mobile (pour différents types de structures, pour le même volume d'encombrement à l'état actionné et pour la même tension d'alimentation) [47]

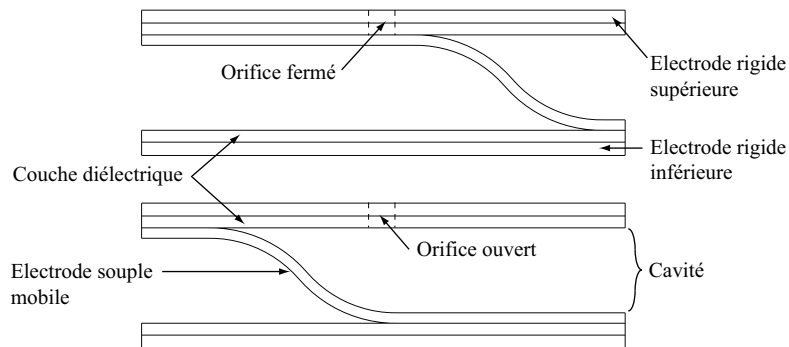


FIGURE 4.5 – Schéma de principe du micro-actionneur à effet ziping (en position orifice fermé et ouvert)

fait que la membrane mobile est fabriquée dans le plan du substrat. Par opposition, en fabriquant une membrane mobile perpendiculairement au plan du substrat, les surfaces polarisées de la membrane (donc les forces électrostatiques) sont limitées par l'épaisseur du substrat contenant les micro-valves. Principalement, il faut donc noter que :

- la pression est équilibrée de part et d'autre de la membrane. Les forces de pression ne s'exercent qu'au niveau de l'orifice d'éjection ;
- localement, les forces électrostatiques sont importantes car l'entrefer est réduit (électrodes en contact) ;
- les pertes de charge sont réduites car la cavité sous pression est au plus proche de l'orifice d'éjection.

La mise en forme de la membrane mobile de l'actionneur *Zip* est la principale difficulté dans la fabrication de la micro-valve car il faut réaliser une poutre (membrane ou ruban) dont les points d'encastrement sont situés à des « altitudes » différentes. Il faut alors développer une

architecture innovante nous permettant de déjouer cette difficulté.

4.3 Conclusion

Le micro-système distribué que nous voulons développer est basé sur une structure matricielle (réseau carré) où le degré de distribution doit être le plus abouti possible. Les cellules élémentaires composant la matrice idéale serait la réunion d'un micro-actionneur, d'un micro-capteur, et d'une micro-électronique.

Pour des raisons de simplicité, notre attention s'est portée principalement sur l'aspect « matériel » du dispositif avec la composante « micro-actionneur » fluïdique et sur ses structures périphériques (canaux d'alimentation). Les composantes « micro-capteur » et « micro-électronique » devront faire l'objet d'une étude connexe ou être émuler informatiquement. Dans le cadre du contrôle des écoulements fluïdiques et de la micro-manipulation pneumatique, il s'agit de concevoir et fabriquer, selon des techniques de type MEMS, **un micro-système matriciel distribué** capable de produire une **matrice de micro-jets d'air inclinés** (figure 4.6). Ces micro-jets doivent présenter des caractéristiques particulières comme celles citées dans le tableau 4.3.

L'obtention de tels jets nécessite l'étude et la construction :

- d'une **micro-valve** qui puisse établir et couper le jet d'air compatible avec les spécifications demandées (force, fréquence, etc.),
- d'une **buse d'éjection** qui oriente le jet selon un angle particulier.

Les deux prochains chapitres de ce manuscrit seront donc consacrés à l'étude et à la micro-fabrication d'un micro-actionneur électrostatique à effet zipping (micro-valve) et d'une micro-buse d'éjection pouvant répondre aux exigences liées à une application aéronautique et de micro-convoyage.

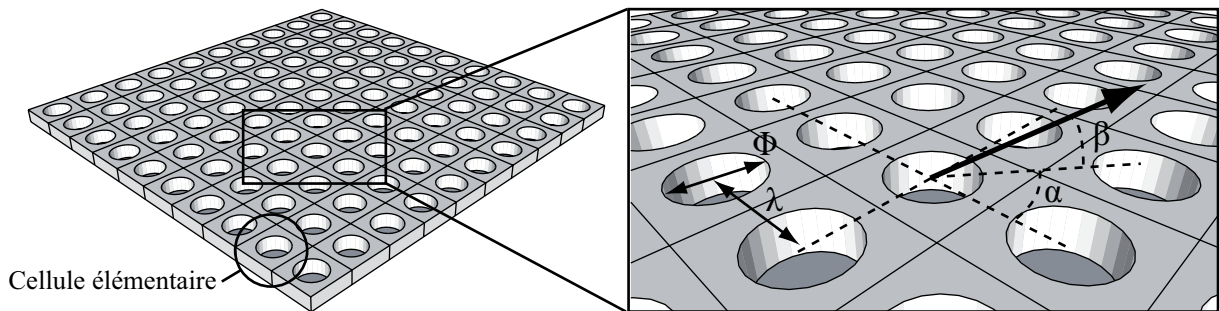


FIGURE 4.6 – Schéma du micro-système matriciel

TABLE 4.3 – Caractéristiques des micro-jets

Caractéristiques	Valeurs
Vitesse d'éjection U_j	100 à 200 m/s
Forme du jet	Circulaire
Diamètre du jet Φ	200 à 400 μm
Périodicité spatiale des jets λ	1 à 4 mm
Fréquence de pulsation f	0 à 2 kHz
Inclinaison β du jet	$\approx 45^\circ$
Inclinaison α du jet	Variable

Chapitre II

Micro-actionneurs électrostatiques à effet zipping

1. Micro-actionneur hors plan du substrat

1.1 Introduction

L'étude mécanique de l'actionneur à effet zipping hors plan du substrat a déjà fait l'objet de plusieurs études dans le passé avec plus précisément les travaux de doctorat de [18]. Le lecteur pourra alors se référer à cet ouvrage pour plus de détails. Les premiers paragraphes qui suivent, tentent de résumer les principales parties de cette étude analytique.

A partir de cette pré-étude analytique, nous avons étudié et fabriqué deux types de micro-actionneurs électrostatiques à effets zipping :

- un appelé actionneur hors plan du substrat qui fait l'objet de la première partie de ce chapitre et
- un appelé actionneur dans le plan du substrat faisant l'objet de la seconde.

Un micro-système à actionnement électrostatique est un composant utilisant les forces électrostatiques pour produire un déplacement mécanique : c'est un transducteur électromécanique. Il convertit l'énergie électrique reçue en énergie mécanique.

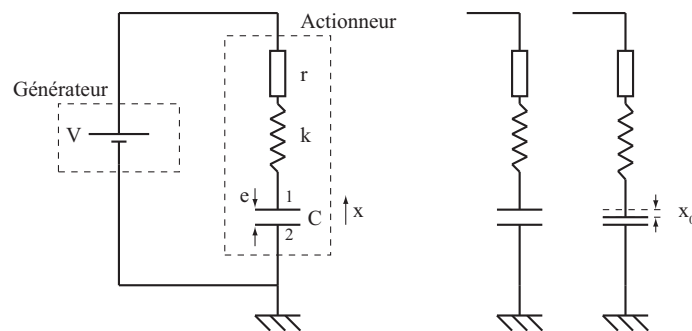


FIGURE 1.1 – Représentation électro-mécanique d'un actionneur électrostatique classique

La figure 1.1 représente le schéma électromécanique d'un actionneur électrostatique classique. L'application d'une différence de potentiel électrique aux bornes du condensateur fait apparaître des forces électrostatiques attractives. Sous leur action, l'électrode 1 mobile est attirée par l'électrode 2 fixe. Ce déplacement est freiné par une force élastique dont la raideur k traduit la résistance du système à se déformer sous l'action des forces électrostatiques. Il existe

alors un point d'équilibre x_0 où les forces mécaniques contrebalancent les forces électrostatiques.

1.2 Principe de fonctionnement

Le principe de l'actionneur *Zip* a été évoqué dans le précédent chapitre mais une description plus complète permettra de mieux comprendre son fonctionnement. L'actionneur est principalement composé de (figure 1.2) :

- deux électrodes fixes,
- une électrode souple mobile en forme de « S »,
- une couche isolante séparant chaque électrode (électrode fixe et électrode mobile).

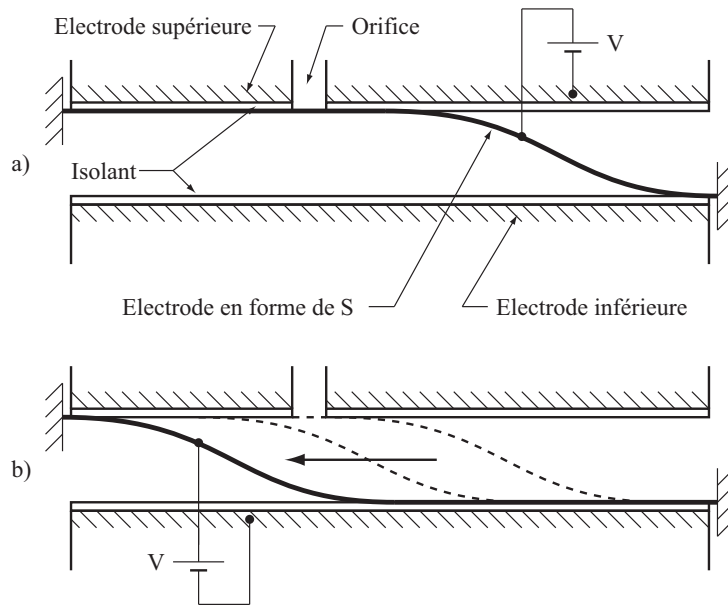


FIGURE 1.2 – Principe de fonctionnement du micro-actionneur électrostatique à effet zipping hors plan du substrat : orifice fermé (a) et orifice ouvert (b)

Appliquer une différence de potentiel entre l'électrode supérieure et l'électrode mobile fait apparaître des forces électrostatiques qui tendent à attirer l'électrode en forme de « S » vers l'électrode fixe. De la même façon, en appliquant une différence de potentiel entre l'électrode inférieure et l'électrode mobile, les forces électrostatiques tendent à rapprocher l'électrode mobile de l'électrode inférieure. Nous observons alors un phénomène de translation horizontale de la partie mobile qui se déforme de proche en proche au cours du mouvement et « roule » sur les électrodes fixes. Ainsi, nous sommes capable de translater la partie en forme de « S » de l'électrode souple vers la droite ou la gauche en alimentant judicieusement les électrodes concernées.

En positionnant adroitement un orifice sur le parcours de l'électrode mobile, nous réalisons une valve qui sera fermée ou ouverte en fonction de la position de la poutre mobile. En appliquant une différence de pression dans la cavité comprise entre les deux électrodes fixes et l'extérieur, nous pouvons réaliser une valve pneumatique permettant de créer un jet d'air. L'orifice ne

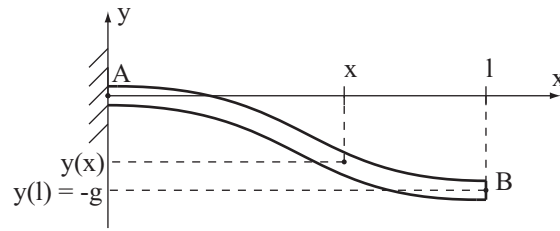


FIGURE 1.3 – Schéma de la déformée d'une poutre bi-encastree

s'ouvrira qu'au moment où les forces électrostatiques seront suffisantes pour vaincre les forces de pression.

Une étude analytique réalisée par [18] à permis de déterminer la déformée générale de la poutre mobile et sa déformation en fonction de la tension de commande V appliquée. La partie suivante résume ses résultats sur lesquels nous nous basons pour déterminer et proposer les caractéristiques et l'architecture de notre micro-actionneur hors plan du substrat.

1.3 Pré-étude analytique

1.3.1 Poutre à déformée en « S »

La poutre peut être décomposée en deux parties :

- une partie incurvée qui rappelle la lettre « S »,
- une ou deux parties planes en contact avec les électrodes fixes en fonction de la position de la partie courbée.

L'étude porte essentiellement sur la partie courbée (figure 1.3) car il est nécessaire de connaître l'équation de sa déformée ($y = f(x)$). Le modèle mécanique tient compte des hypothèses simplificatrices suivantes :

- le point d'inflexion au centre de la partie déformée constitue un centre de symétrie,
- l'approximation des petites déformations est prise en compte pour l'étude de la flexion de la poutre,
- l'étude se résume à la déformée d'une poutre encastree-libre. Le point d'encastrement est noté A (l'autre extrémité est représentée par le point B de contact ou de collage d'abscisse $x = l$).

Nous montrons dans l'annexe A que l'équation de la déformée de la poutre s'écrit :

$$y(x) = \frac{g}{l^3}(2x^3 - 3lx^2) \text{ pour } x \leq l \quad (1.1)$$

$$\text{et } y(x) = -g \text{ pour } x \geq l \quad (1.2)$$

1.3.2 Influence de la tension de commande sur le point de collage

L'application d'une différence de potentiel entre l'électrode fixe et l'électrode mobile charge le condensateur constitué par ces deux armatures. Sous l'action des forces électrostatiques ainsi créées, l'électrode mobile aura tendance à se plaquer contre l'électrode fixe.

Sous tension, la variation d'énergie électrostatique est égale à la variation d'énergie mécanique (équation B.5 de l'annexe B). L'énergie mécanique (de flexion) contenue dans la partie courbée de la poutre vaut :

$$E_m(x) = \frac{1}{2} \widehat{E}I \int_0^x \left(\frac{\partial^2 y}{\partial s^2} \right)^2 ds \text{ avec } y(s) = \frac{g}{x^3} (2s^3 - 3xs^2) \quad (1.3)$$

soit

$$E_m(x) = \frac{1}{2} \widehat{E}I \left(\frac{g}{x^3} \right)^2 \int_0^x (12s - 6x)^2 ds \quad (1.4)$$

$$E_m(x) = \frac{\widehat{E}bh^3}{24} \left(\frac{g}{x^3} \right)^2 \left(\frac{144}{3} x^3 - \frac{144}{2} x^3 + 36x^3 \right) \quad (1.5)$$

$$\text{d'où } E_m(x) = \frac{\widehat{E}bh^3 g^2}{2x^3} \quad (1.6)$$

La capacité étant majoritairement contenue dans la partie collée, l'énergie électrostatique est en première approximation :

$$E_e(x) = \frac{1}{2} CV^2 \simeq \frac{1}{2} \frac{\varepsilon_0 \varepsilon_r b(L-x)}{e} V^2 \quad (1.7)$$

ε_0 est la permittivité du vide, ε_r , la constante diélectrique de la couche isolante d'épaisseur e recouvrant l'électrode rigide. En reportant les expressions 1.6 et 1.7 dans l'équation B.5, le point de collage l vérifie l'égalité :

$$-\frac{3 \widehat{E}bh^3 g^2}{2 l^4} = -\frac{1}{2} \frac{\varepsilon_0 \varepsilon_r b V^2}{e} \quad (1.8)$$

$$\text{d'où } l = \left(\frac{3 \widehat{E}h^3 g^2 e}{\varepsilon_0 \varepsilon_r V^2} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (1.9)$$

Cette équation permet d'estimer l'influence de la majorité des paramètres. A titre d'exemple, pour une configuration donnée de poutre et en attribuant aux paramètres des valeurs limites (limites technologiques et physiques) (tableau 1.1), l'obtention d'un point de collage l égale à au moins une demi longueur L de poutre nécessite une tension d'alimentation plus de trois fois supérieure à la tension de claquage dans le diélectrique. C'est pour cette raison, que nous devons compenser ce manque d'apport énergétique en contraignant mécaniquement la poutre au repos lors de la conception du micro-actionneur.

TABLE 1.1 – Exemple de configuration d'un micro-actionneur *Zip*; application numérique

Longueur de la poutre L	10 mm
Largeur de la poutre b	3 mm
Epaisseur de la poutre h	50 μm
Hauteur de la cavité g	450 μm
Module d'Young E (silicium)	170 MPa
Coefficient de Poisson ν (silicium)	0,3
Permittivité diélectrique relative ε_r du diélectrique (silice)	3,8
Epaisseur du diélectrique	1 μm
Point de collage l	5,1 mm
Tension de commande V	750 V

1.3.3 Contraintes mécaniques maximales générées dans la poutre

Le système contient une partie mécanique où les efforts mécaniques internes ne sont pas négligeables compte tenu des fortes déformations que subit la poutre flexible mobile. L'étude de ces contraintes doit nous permettre de se situer dans une gamme de contrainte qui définira une partie du dimensionnement de l'actionneur comme la géométrie ou la nature de la poutre (même si un procédé de micro-fabrication nous laisse penser qu'il s'agira d'une poutre en silicium). Cette gamme de contraintes définit des seuils en deçà desquels il faut se positionner, là où :

- la poutre se déforme de façon élastique (réversible) afin de conserver un comportement homogène,
- la contrainte de rupture du matériau n'est pas atteinte.

Les contraintes les plus élevées se situent aux niveaux des fibre extrémales de la poutre (en $y = \pm \frac{h}{2}$) où les moments de flexion sont les plus importants (en $x = 0$ et $x = l$) (figure A.1(b) en annexe A) :

$$\sigma_{x=0} = \varepsilon \hat{E} = -\hat{E} \frac{y}{R(x=0)} \quad (1.10)$$

$$\text{comme } -\frac{1}{R(x=0)} = -\frac{M_A}{\hat{E}I},$$

$$\sigma = M_A \frac{y}{I} = \frac{Fl}{2} \frac{y}{I} \quad (1.11)$$

De plus, $F = 12 \frac{\hat{E}Ig}{l^3}$ d'où

$$\sigma_{x=0} = \frac{6\hat{E}gy}{l^2} \quad (1.12)$$

Ainsi, la contrainte mécanique maximale s'exerçant dans la poutre s'écrit :

TABLE 1.2 – Caractéristiques mécaniques du silicium

Module d'Young E (GPa)	Contraintes de rupture σ_{max} (MPa)	Coefficient de Poisson ν
130 [48] < E < 190 [49]	1100 [48] < σ_{max} < 7000 [49]	0,062 [50] < ν < 0,279 [48]

$$\sigma_{max} = \frac{3\widehat{E}gh}{l^2} \quad (1.13)$$

La littérature n'est pas arrêtée en ce qui concerne les caractéristiques du silicium qui varient selon les auteurs (tableau 1.2). Ces valeurs dépendent de l'orientation cristalline et de la température. Pour garantir une marge de sécurité supplémentaire, nous avons attribué au silicium le module d'Young $E = 179$ GPa et le coefficient de Poisson $\nu = 0,28$.

1.3.4 Pressions maximales contrôlables par l'actionneur

Un schéma représentatif de la région de l'orifice est donné figure 1.4. En faisant quelques hypothèses simplificatrices, il est possible d'estimer la pression maximale que la valve peut contrôler en se basant sur l'équilibre des moments au niveau de l'orifice. Nous supposons que :

- la section d'orifice est carrée (de côté $2r$),
- les forces agissant sur la poutre sont représentées par une force linéique \vec{F} .

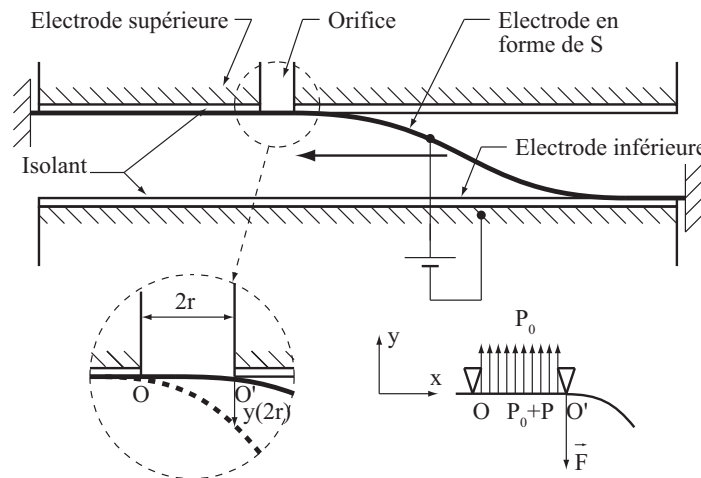


FIGURE 1.4 – Représentation schématique de la région de l'orifice

L'équilibre des moments au point O conduit à :

$$2r \cdot F = r \cdot P(2r)^2 \quad (1.14)$$

L'orifice parvient à s'ouvrir quand les forces de pression (P) n'arrivent plus à compenser la déformation de la poutre ($l(V)$) provoquée par les forces électrostatiques. La force F utile issue

de la déformation de la poutre sous les forces électrostatiques est $F = \frac{\hat{E}bh^3g}{l^3}$ (équation A.7 en annexe A). Ainsi, nous obtenons directement une formulation analytique de la pression maximale que la valve peut piloter :

$$P = \frac{g\hat{E}bh^3}{2l^3r^2} \quad (1.15)$$

1.4 Dimensionnement

L'architecture de l'actionneur à effet zipping à « encastrement à deux niveaux » que propose [18] est difficile à mettre en œuvre du point de vue micro-fabrication. Afin de simplifier le processus de mise en forme de la poutre, une architecture présentant des « encastrement au même niveau » a été mise en place. Le recours à cette méthode propose l'avantage de pouvoir contrôler de façon plus précise le positionnement final (déformée) de la poutre tout en conservant le principe d'un actionneur *Zip*.

La mise en forme de la poutre en forme de S passe par plusieurs étapes :

- la micro-fabrication d'une poutre bi-encastrée (au même niveau) (figure 1.5(a)),
- le flambage de cette poutre par application de contraintes mécaniques à ses extrémités (dans l'axe de la poutre) (figure 1.5(b))
- la compression (hors plan du substrat) de la poutre pour l'obtention de deux parties mobiles déformées en « S » (figure 1.5(c)).

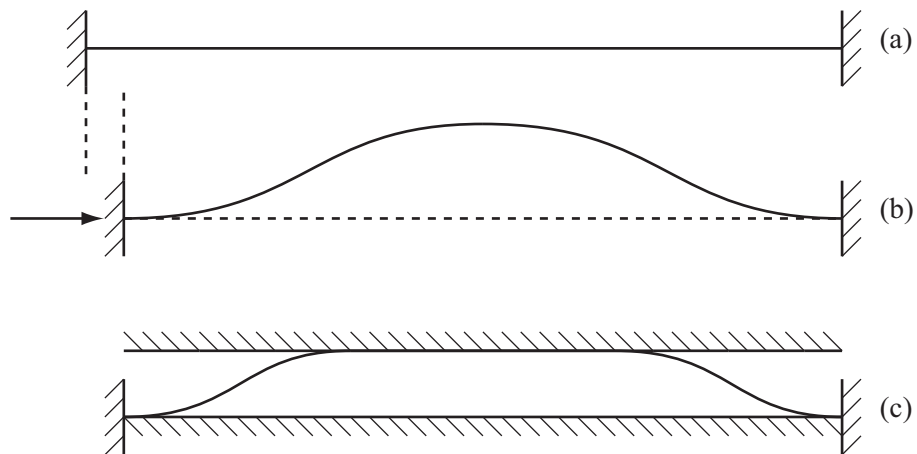


FIGURE 1.5 – Schéma du processus de mise en forme de la poutre à déformée en « S » : fabrication d'une poutre bi-encastrée (a), flambage de la poutre (b) et compression hors plan de la poutre (c)

A l'aide de cette méthode, nous réalisons de façon contrôlée la mise en forme de la poutre sous condition de maîtriser :

- la géométrie de la poutre (longueur, largeur, épaisseur, section, etc...) par un mode de fabrication adapté,
- le déplacement axial responsable du flambage et

– l'écartement (hauteur de la cavité) entre les armatures supérieures et inférieures.

Un avantage de cette méthode est l'obtention de deux parties déformées en « S » identiques qui peuvent faire l'objet d'un actionnement électrostatique à effet zipping.

Le dimensionnement de l'actionneur et plus particulièrement celui de la poutre doit tenir compte simultanément de toutes les contraintes du cahier des charges et celles inhérentes aux étapes de micro-fabrication. En s'appuyant sur l'étude de la poutre mobile à déformée en « S » et à encastrement à niveaux différents (voir parties précédentes), il faut dimensionner la poutre (longueur, largeur et épaisseur) de façon à obtenir une déformée en « S » finale (après compression) composant l'actionneur pouvant répondre à notre cahier des charges (forces, déplacement, encombrement, etc.) et répondant aux contraintes physiques (contraintes mécaniques) et techniques comme celles imposées par le processus de micro-fabrication.

1.4.1 Poutre bi-encastree en flambage

1.4.1.1 Flèche d'une poutre bi-encastree en flambage

La première étape de mise en forme de la poutre est le flambage de celle-ci. Le contrôle du flambage est primordial dans la mise en forme générale de la poutre. Une caractéristique principale du flambage est la déflexion D en son centre (flèche ou déformation maximale) qui dépend de deux paramètres : la longueur L de la poutre et la quantité de déplacement axial Δ de la poutre selon l'axe x (figure 1.6). Nous considérons le matériau de la poutre comme homogène, isotrope et linéaire. Nous négligeons la déformation élastique de la poutre selon x (compression de la poutre). La relation qui lie le déplacement axial Δ et la flèche D (déplacement transversal) est [51] [52] :

$$\Delta = \frac{\pi^2 D^2}{4L} \quad (1.16)$$

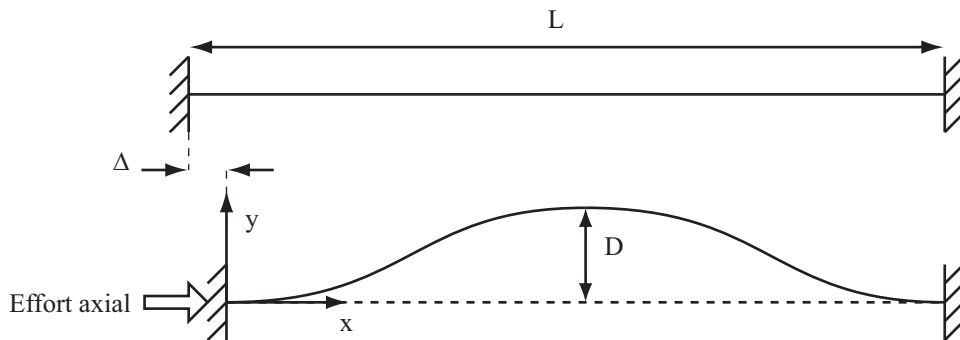


FIGURE 1.6 – Flambage d'une poutre sous l'action d'un déplacement axial

Le calcul de la déflexion de la poutre est primordial car va dépendre de celui-ci le dimensionnement de cette dernière et donc celui de l'actionneur. La courbe présentée figure 1.7 permet de visualiser l'évolution de l'amplitude maximale du flambage D (flèche) en fonction du déplacement axial Δ . Nous pouvons remarquer que la flèche évolue très rapidement dès que nous

appliquons un déplacement axial de quelques micromètres (pour un déplacement axial de $10 \mu\text{m}$, nous obtenons une flèche qui atteint presque $300 \mu\text{m}$ pour une poutre dont la longueur est égale à 20 mm). Les variations de la flèche sont très importantes dès la mise sous contrainte de la poutre. Lors de la conception de l'actionneur, s'il faut obtenir une flèche comprise entre 300 et $700 \mu\text{m}$ par exemple, il faudra être capable de maîtriser un déplacement axial Δ compris entre 10 et $60 \mu\text{m}$. Pour une poutre de 20 mm de longueur, dans le cas le plus défavorable ($\Delta = 10 \mu\text{m}$), cela représente une variation de $0,05\%$ comparé à la longueur de la poutre. Ceci peut constituer la première difficulté à surmonter pour la conception de ce type d'actionneur : il faut veiller à ce que la valeur de Δ choisie n'affecte pas de façon trop importante le fonctionnement et la conception du micro-actionneur.

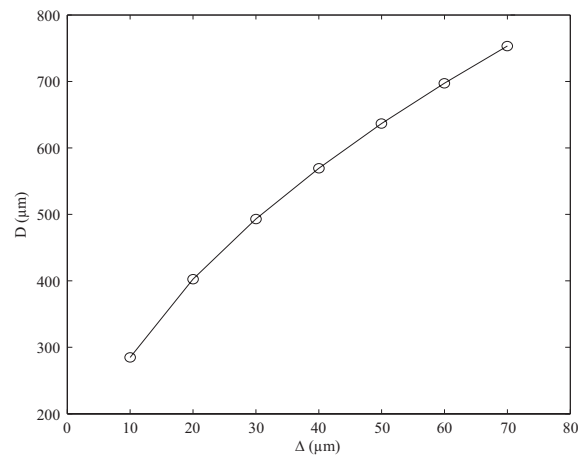


FIGURE 1.7 – Evolution de l'amplitude théorique maximale du flambage D (flèche) de la poutre ($L = 20 \text{ mm}$) en fonction du déplacement axial Δ .

1.4.1.2 Equation de la déformée d'une poutre en flambage

Pour dimensionner l'actionneur *Zip* à base de poutres en flambage, il faut connaître l'équation de la déformée de celles-ci. La théorie de la déformation d'une poutre en flambage est historiquement issue de l'étude mathématique de Leonhard Euler (1707–1783) qui étudia sous différentes conditions d'encastrement le comportement d'une poutre en fonction de la charge responsable du flambage de celle-ci [53]. Le flambage d'une poutre est un mode de flexion particulier de celle-ci et nous pouvons montrer que (annexe C) l'équation de la déformée d'une poutre en flambage est :

$$y(x) = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{\Delta}{\pi^2}} \left(1 - \cos\left(\frac{2\pi x}{L}\right) \right) \quad (1.17)$$

Nous démontrons dans l'annexe D que nous pouvons approximer cette équation trigonométrique par une équation polynomiale du troisième degré similaire à l'équation 1.1. La déformée d'une poutre en flambage peut alors aussi s'écrire :

$$y(x) = \frac{-D}{l^3}(2x^3 - 3lx^2) \text{ pour } x \leq \frac{L}{2} \quad (1.18)$$

$$y(x) = \frac{-D}{l^3}(2(x-l)^3 - 3l(x-l)^2 + l^3) \text{ pour } x > \frac{L}{2} \quad (1.19)$$

$$\text{avec } l = \frac{L}{2} \quad (1.20)$$

1.4.2 Poutre flambée et en compression hors plan

1.4.2.1 Comportement mécanique d'une poutre flambée et en compression hors plan

Le comportement de la poutre lors de sa mise en forme pendant la compression hors plan est un paramètre important dans la conception de l'actionneur. Si nous connaissons l'équation de la déformée d'une poutre en flambage, à première vue, nous ne pouvons pas déterminer par avance la forme que la poutre va adopter lors de la compression (c'est à dire estimer la quantité de longueur de poutre collée à l'électrode inférieure et à l'électrode supérieure). Plusieurs configurations de déformée sont possibles (figure 1.8) dans le cas d'un système « parfait ». Un système parfait signifie, une totale exactitude et maîtrise :

- de l'homogénéité du matériau de la poutre,
- des dimensions de la poutre,
- de la symétrie des parties courbées par rapport à leur point d'inflexion,
- de ses encastresments,
- de la planéité des électrodes (supérieures et inférieures),
- du déplacement axial à l'origine du flambage,
- de la hauteur de la cavité (électrodes parallèles).

En ne considérant que la partie courbée de la poutre (dont la déformée suit la théorie polynomiale relative à l'équation 1.1), il semble exister une infinité de positions, de configurations géométriques, possédant la même quantité d'énergie de déformation mécanique (en ne considérant que l'énergie de flexion et de compression qui se répartissent respectivement dans les parties fléchies et les parties planes). Nous pouvons alors rencontrer certaines configurations « remarquables » où :

- les parties déformées sont en butée à gauche (cas A) ou à droite (cas B)
- les parties déformées sont respectivement en butée à gauche et à droite (cas C)
- les parties déformées sont collées l'une à l'autre (cas D).

Autrement, les parties déformées sont dans une configuration quelconque (cas E). Le cas quelconque fait également apparaître des points « remarquables », tels que :

- x_0 et x_1 , les points d'abscisse entre lesquels la poutre est déformée (partie déformée de gauche)
- x_2 et x_3 , les points d'abscisse entre lesquels la poutre est aussi déformée (partie déformée de droite).

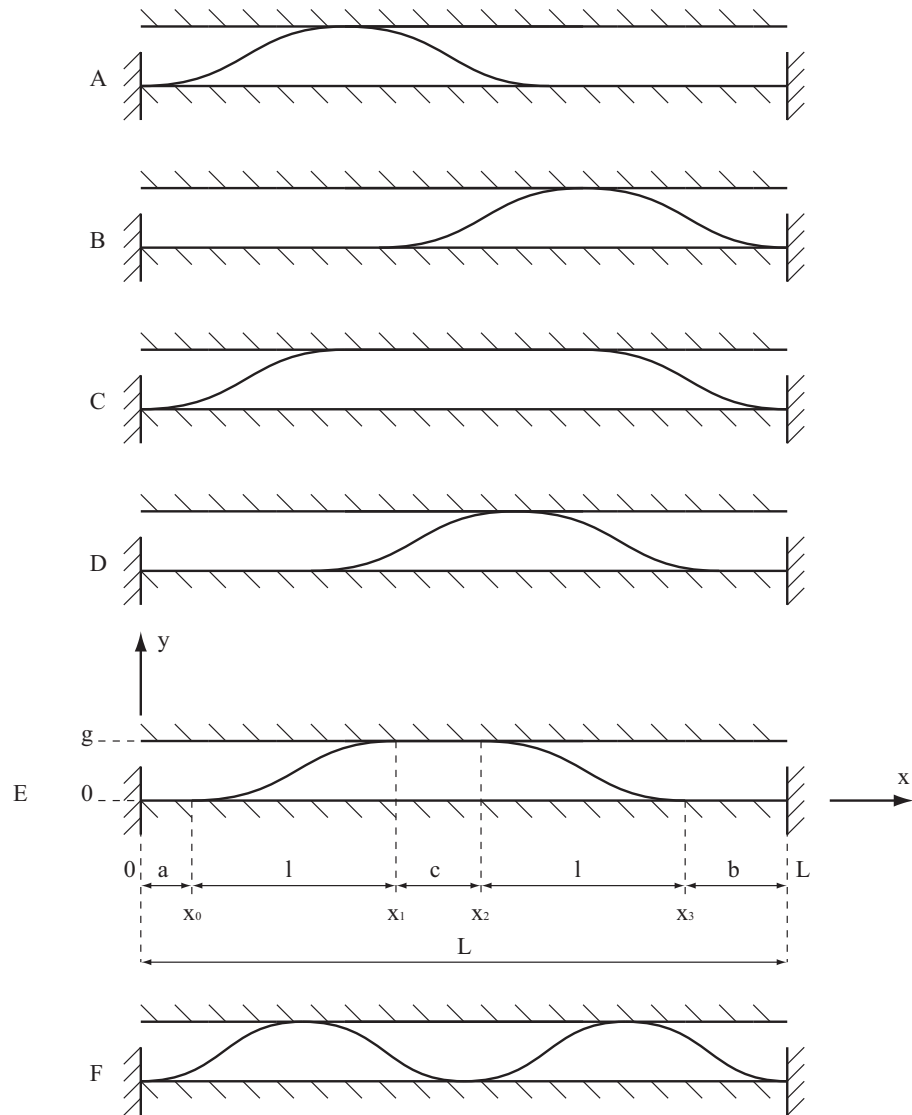


FIGURE 1.8 – Différentes configurations possibles pour la déformée de la poutre flambée et en compression hors plan

Ces points particuliers, qui dans les configurations « remarquables » (cas A, B, C, D), peuvent être confondus (par exemple $x_1 = x_2$). Dans tous les cas, l'énergie de déformation mécanique qu'emmagasine la poutre est la somme :

- de l'énergie de flexion dans les parties courbées : $W_f = \frac{1}{2}EI \int y''^2 dx$
- de l'énergie de compression dans les parties planes plaquées aux électrodes : $W_c = \frac{1}{2}E\varepsilon^2$
avec E module d'Young et $\varepsilon = \frac{\Delta L}{L}$ allongement relatif ou rétrécissement relatif.

Selon l'hypothèse basée sur les petites déformations, nous avons à tout moment :

$$a + b + c + 2l = L \quad (1.21)$$

L'augmentation du raccourcissement axial Δ ou la diminution de la hauteur g de la cavité augmentent la quantité c de poutre collée à l'électrode supérieure et diminuent celle collée à l'électrode inférieure (a et b) jusqu'à atteindre le mode de flexion supérieur (cas F) que nous voulons éviter. Un peu avant cet instant, [54] montre que :

$$a = b = 0 \Rightarrow c = \frac{L}{3} \quad (1.22)$$

Dans notre cas de figure, il s'agit donc de se placer dans une configuration où $c < \frac{L}{3}$. Ceci correspond à une longueur L de poutre, une hauteur g de cavité et un déplacement axial Δ précis et pouvant admettre une course de déplacement non négligeable concernant les parties fléchies.

Comme dans tout système, la position de repos correspond à une position d'équilibre coïncidant avec un minimum d'énergie. En toute logique, suivant la théorie polynomiale (parties fléchies régies par cette théorie), dans le cas d'un système parfait, il existe une infinité de position d'équilibre du système (correspondant à des valeurs de point d'abscisse remarquables précis). C'est pourquoi nous pouvons penser, qu'une faible participation d'une force extérieure (force électrostatique) localisée en un lieu judicieux, est en mesure de modifier le bilan énergétique du système et entraîner un changement de configuration mécanique (translation des parties déformées) de celui-ci.

1.4.2.2 Estimation de la déformée d'une poutre flambée et en compression hors plan ; Etude du cas parfait

Algorithme numérique de calcul Parce que l'étude du comportement de la poutre flambée soumise à une compression transversale n'a pas abouti à l'aide d'une modélisation numérique (simulation COMSOL), un algorithme numérique a été mis en place pour extraire les points remarquables du système. Il s'agit dans cet algorithme de calculer l'énergie minimale totale du système (énergie de flexion et de compression) en fonction des couples de points x_0, x_1, x_2, x_3 et des autres paramètres du système (caractéristiques de la poutre, hauteur de la cavité et déplacement axial).

Le programme est un algorithme d'énumération (annexe E) ; il calcule l'énergie totale de déformation mécanique de la poutre pour toutes les valeurs possibles que peuvent prendre les points remarquables (x_0, x_1, x_2, x_3 et par définition $0 \leq x_0 \leq x_1 \leq x_2 \leq x_3 \leq L$). Comme énoncer précédemment, il existe pour un système continu (non numérique) une infinité de configurations « équi-énergétique » envisageables pour la position des parties déformées et il existe aussi une limite vers laquelle tend la longueur des segments $[x_0, x_1] = a$ et $[x_2, x_3] = b$ (configuration coïncidant avec un minimum d'énergie totale de déformation mécanique) correspondant à la longueur de poutre non plaquée sur les électrode (et donnant ainsi par le fait la longueur de poutre plaquée sur les électrodes).

La séquence simplifiée de calcul de l'algorithme est décrite dans la figure 1.9 où les principales étapes sont :

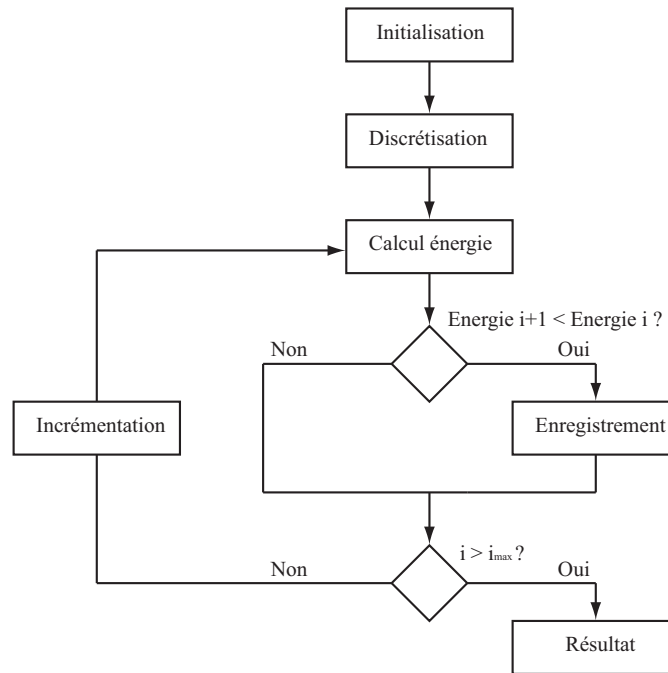


FIGURE 1.9 – Schéma simplifié de l'algorithme de calcul des points remarquables de la poutre flambée et comprimée

- l'initialisation du programme; nous attribuons les valeurs numériques aux constantes comme les données géométriques ou le nombre d'échantillons.
- la discrétisation de l'axe des abscisses en N échantillons. N correspond au nombre de lieux possible pour les points x_0 , x_1 , x_2 , et x_3 . Plus N est grand est plus la précision du résultat est bonne; en contre partie le temps de calcul augmente.
- le calcul de l'énergie totale de déformation mécanique de la poutre. Cette étape passe par le calcul de l'énergie de flexion dans les parties courbées (gauche et droite) et de l'énergie de compression dans les parties planes plaquées aux électrodes. Nous supposons que, par définition, la poutre n'emmagasine que de l'énergie de flexion dans les parties fléchies et uniquement de l'énergie de compression dans les parties planes. Le calcul a lieu pour tous les couples de points x_0 , x_1 , x_2 , et x_3 sachant que la poutre est fléchie entre x_0 et x_1 et entre x_2 et x_3 . Ailleurs, la poutre est plaquée aux électrodes et travaille en compression. Le programme tient compte du raccourcissement axial dû à l'effort appliqué en bout de poutre. Ainsi le calcul des énergies, à l'aide du calcul de l'abscisse curviligne de l'équation de la déformée, est lié à la répartition de l'effet du raccourcissement Δ dans les différentes parties de la poutres.
- l'affichage des résultats; l'algorithme retourne, un schéma du système sous forme de courbes, la valeur minimale de l'énergie totale de déformation mécanique du système ainsi que les quatre points remarquables avec lesquels ce calcul a été obtenu (figure 1.10).

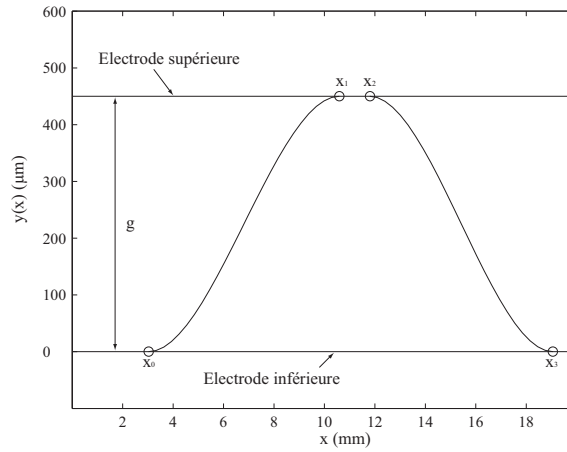
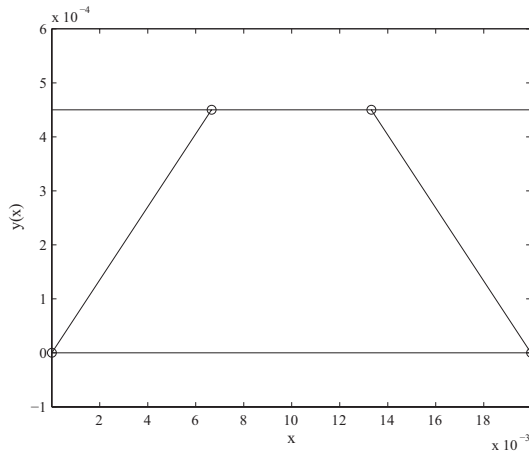
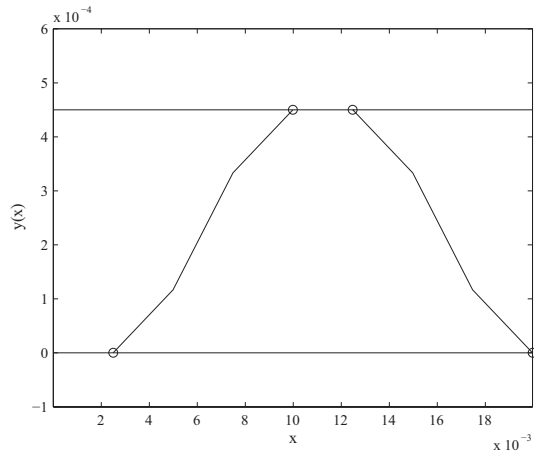


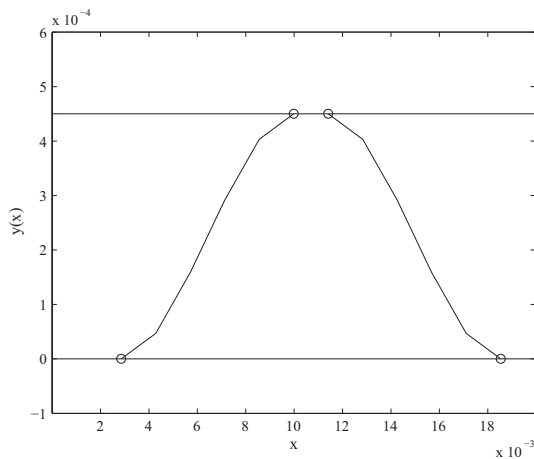
FIGURE 1.10 – Affichage du résultat de l’algorithme de calcul de l’énergie de déformation mécanique et des points remarquables associés (x_0 , x_1 , x_2 et x_3).



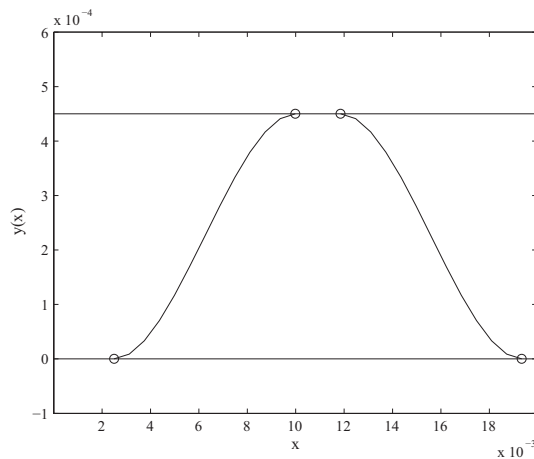
(a) $N=4$



(b) $N=9$



(c) $N=15$



(d) $N=33$

FIGURE 1.11 – Evolution du comportement de la poutre en fonction du nombre d’échantillons N ($N = 4, 9, 15$ et 33).

Influence du nombre d'échantillons N Afin d'estimer la véracité de cet algorithme, nous avons mesuré l'effet du paramètre N (nombre d'échantillons) sur les résultats du calcul. Le temps de calcul est fonction du nombre d'échantillons, c'est pourquoi il faut trouver une valeur de N suffisamment grande pour parvenir à des résultats pertinents et suffisamment petite pour que le temps de calcul ne soit pas trop important. En se reportant à la figure 1.12(a) nous constatons le profil exponentiel de l'évolution du temps de calcul en fonction du nombre d'échantillon N . L'heure de calcul est atteinte dès environ 85 échantillons. Pour un temps de calcul raisonnable, inférieur à la minute, il faut compter environ une trentaine d'échantillons. Il s'agit maintenant de savoir si l'algorithme converge suffisamment rapidement vers une limite cohérente (en terme d'énergie) avant que le temps de calcul ne devienne « astronomique ». L'étude de l'influence de N a été réalisée pour des valeurs de constantes précises mentionnées dans le tableau 1.3.

TABLE 1.3 – Valeurs des constantes numériques de base utilisées

Longueur de la poutre L	20 mm
Largeur de la poutre b	3 mm
Epaisseur de la poutre h	50 μm
Hauteur de la cavité g	450 μm
Déplacement axial Δ	35 μm
Module d'Young E	169 MPa

La figure 1.12(b) permet de montrer l'évolution de l'énergie totale de déformation mécanique de la poutre en fonction du nombre d'échantillons N . Nous remarquons une limite de convergence vers la valeur de 35,2 μJ quand N devient grand. Cette énergie est atteinte très rapidement pour une valeur de $N = 25$ (35,4 μJ), ce qui correspond à une erreur de 0,6% par rapport à la valeur limite supposée.

L'évolution des distances $[x_1-x_0]$ (figure 1.12(c)) et $[x_3-x_2]$ (figure 1.12(d)) permet aussi de se rendre compte de la convergence du résultat en fonction de N . L'augmentation de N fait tendre la distance $[x_1-x_0]$ vers une limite d'environ 7,47 mm (calculée par la moyenne des mesures en excluant les trois premières valeurs) en même temps que la distance $[x_3-x_2]$ tend vers la limite de 7,35. Un calcul basé sur une moyenne pondérée en fonction de N aboutit aux mêmes valeurs. Ces valeurs sont atteintes très rapidement dès $N = 40$.

Pour la suite de l'étude, le nombre d'échantillons N , afin de se placer dans des conditions idéales concernant la véracité des résultats, sera compris entre 25 et 40. Ceci représente un bon compromis entre temps de calcul et précision des résultats.

L'estimation des distances $[x_1-x_0]$ et $[x_3-x_2]$ montre une première disparité dans le système malgré les hypothèses nous plaçant dans un cas parfait. En effet, il existe une différence de l'ordre de 1,6% entre ces deux valeurs. Cet écart peut être dû sûrement à un nombre d'échantillons trop petit. Néanmoins, le dimensionnement de l'actionneur ne devrait pas être trop pénalisé par ce petit manque de précision.

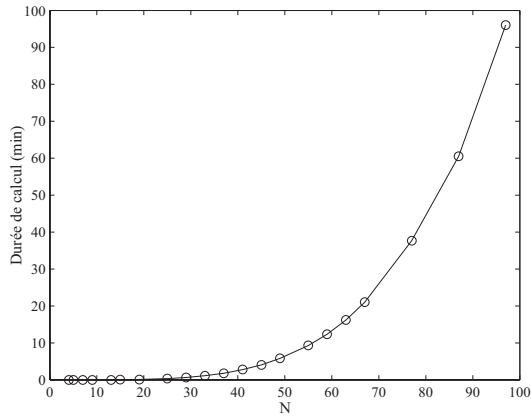
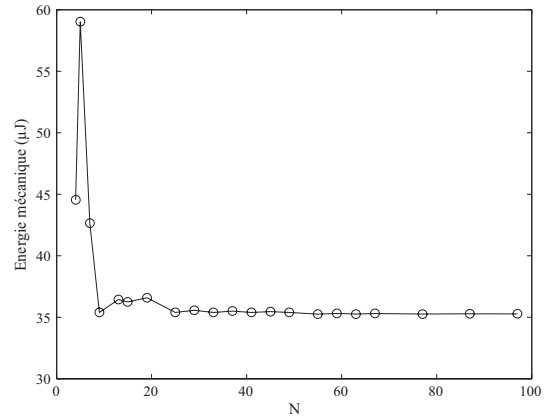
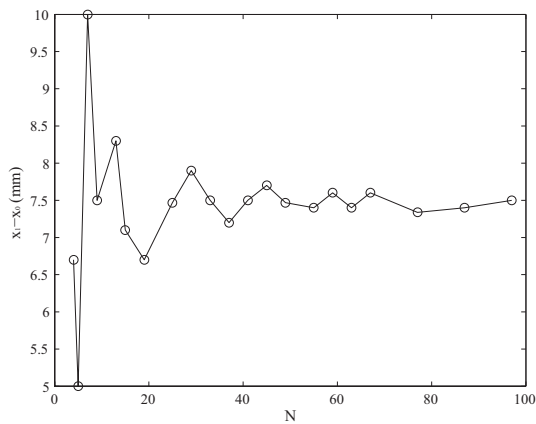
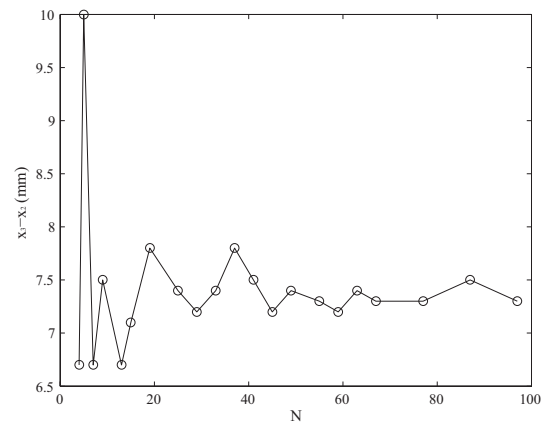
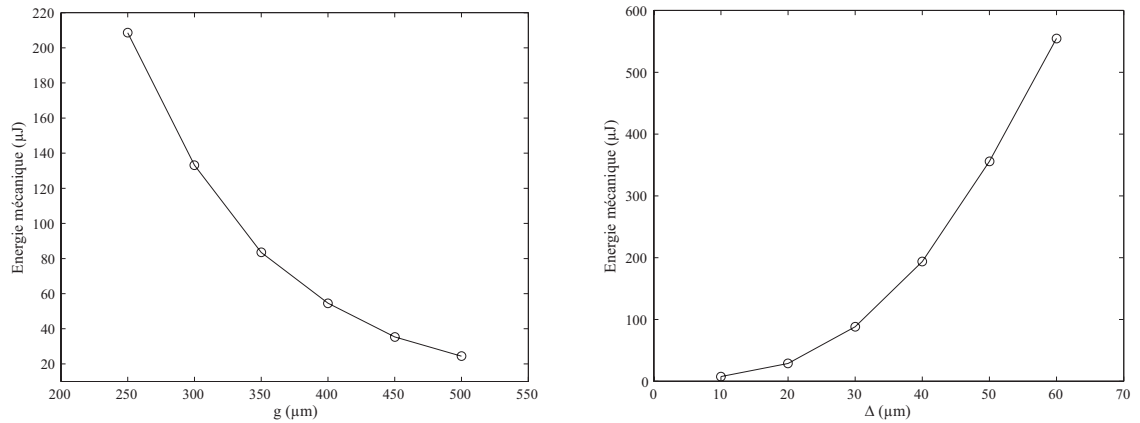

 (a) Evolution du temps de calcul en fonction du nombre d'échantillons N

 (b) Evolution de l'énergie totale de déformation mécanique de la poutre en fonction du nombre d'échantillons N

 (c) Evolution de la distance $x_1 - x_0$ en fonction du nombre d'échantillons N

 (d) Evolution de la distance $x_3 - x_2$ en fonction du nombre d'échantillons N

 FIGURE 1.12 – Etude de l'influence du nombre d'échantillons N ($L = 20$ mm, $b = 3$ mm, $h = 50$ μm et $\Delta = 35$ μm)

Influence de la hauteur de cavité g Comme envisagée, la diminution de la hauteur g de la cavité entraîne une augmentation de l'énergie de déformation de la poutre. La figure 1.13(a) représente cette évolution et nous permet également de constater que les variations de cette énergie sont d'autant plus importantes que cette hauteur est petite. Ce qui signifie qu'en présence d'un défaut sur g l'effet sur le bilan énergétique du système sera plus important pour des petites hauteurs de cavité. Il est donc judicieux de choisir une hauteur de cavité assez large afin de s'affranchir des conséquences d'un aléa vis-à-vis du paramètre g et vis-à-vis également du point de vue fluide où une cavité trop étroite introduirait des pertes de charges pénalisant les performances fluidiques de la micro-valve. Cependant, il faut que la hauteur g ne soit pas trop grande car c'est elle qui va en partie définir la quantité de poutre collée aux électrodes et donc la quantité de poutre déformée utile au principe de l'actionneur.



(a) Evolution de l'énergie totale de déformation mécanique de la poutre en fonction de la hauteur de la cavité g ($N = 25$ et $\Delta = 35 \mu\text{m}$)

(b) Evolution de l'énergie totale de déformation mécanique de la poutre en fonction du déplacement axial Δ ($N = 25$ et $g = 300 \mu\text{m}$)

FIGURE 1.13 – Evolution de l'énergie totale de déformation mécanique

Influence du déplacement axial Δ A l'instar de la hauteur de la cavité g , le déplacement axial Δ influence lui aussi l'énergie de déformation mécanique de la poutre (figure 1.13(b)). Les variations de cette énergie augmentent avec l'augmentation du déplacement axial. Il faut donc, comme pour la hauteur de cavité g , avoir recours à des valeurs de Δ qui ne soient pas trop grandes pour éviter d'être trop dépendant de ce paramètre concernant les variations de l'énergie du système. Il faut toutefois veiller à ce que Δ soit suffisant pour obtenir une déformée totale de la poutre qui laisse apparaître des parties déformées mobiles non négligeables par rapport à la longueur totale de la poutre (la configuration idéale limite avant un changement de mode de flambage est un rapport de 2/3 de poutre déformée pour 1/3 de poutre collée et qui permet le déplacement d'une partie déformée mobile sur une distance de $L/3$).

Etude du point de collage l Le point de collage l est fonction de la hauteur g de la cavité et du déplacement axial Δ . L'évolution du point de collage l (longueur de la partie déformée) en fonction du déplacement axial est un élément important dans la conception de l'actionneur *Zip*. En effet le point de collage détermine la longueur de poutre non collée sur les électrodes fixes et nous permet en conséquence de connaître la course de l'actionneur en fonction de la longueur de la poutre et de la hauteur de la cavité.

Nous remarquons une irrégularité dans le tracé du réseau de courbe de la figure 1.14 ; ceci est dû à l'échantillonnage qui n'est peut-être pas assez suffisant ($N = 25$). Parfois, afin de permettre de différencier les résultats de deux cas proches, le calcul a été effectué pour une valeur $N > 25$. Pour $N = 25$, nous aboutissons à une erreur absolue de $\pm 0,8$ mm sur la valeur du point de collage l .

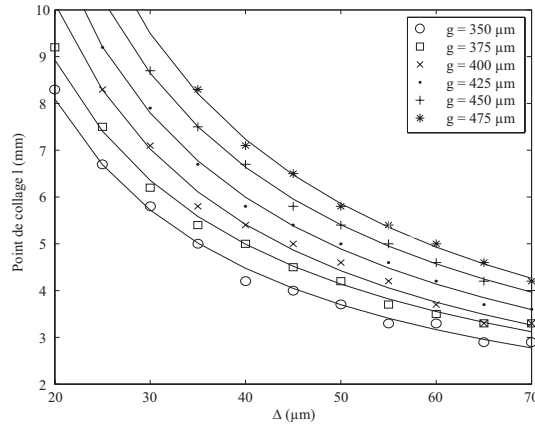


FIGURE 1.14 – Evolution du point de collage en fonction du déplacement axial Δ pour différentes hauteurs de cavité ($L = 20$ mm)

1.4.2.3 Estimation de la déformée d’une poutre flambée et en compression hors plan ; Etude d’un cas non parfait

Influence du défaut de planéité α de l’électrode supérieure Ce paragraphe traite du cas réel en étudiant plus particulièrement les conséquences d’un défaut de planéité de l’électrode supérieure (électrode non horizontale décrivant un angle α) sur le système global (figure 1.15). L’assemblage de substrats ou leur inhomogénéité d’épaisseur peut aboutir à cette imperfection qui introduit une asymétrie dans le comportement de la poutre. Les parties déformées de gauche et de droite n’adoptent plus la même courbure. L’énergie de flexion contenue dans chacune d’elles n’est plus identique et risque de figer le système dans un puits d’énergie impossible de s’en extraire (figure 1.16(a)). Ce défaut de planéité est symbolisé par l’écart $\Delta g = L \sin(\alpha) \approx L \alpha$ présent à une extrémité de l’électrode supérieure.

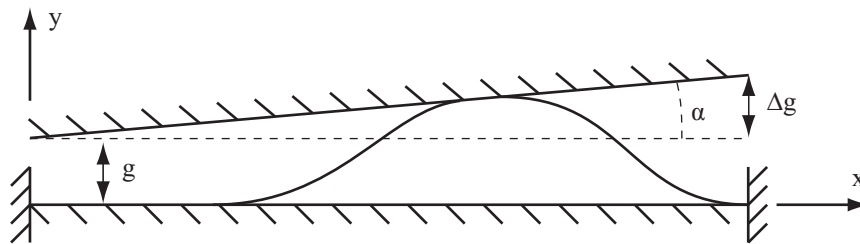
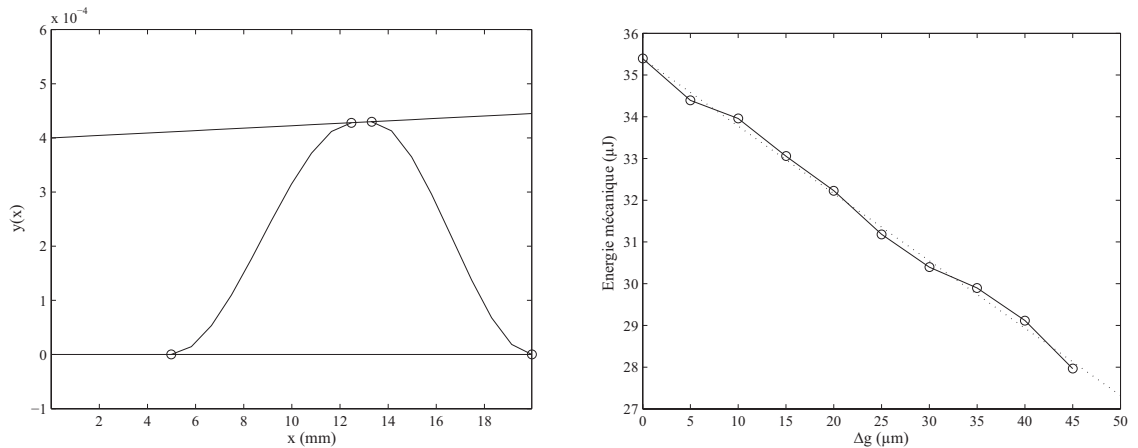


FIGURE 1.15 – Schéma de l’effet de l’angle α sur le comportement de la poutre bi-encastée

Nous remarquons que les variations d’énergie mécanique sont relativement proportionnelles au défaut de planéité comme le suggère la courbe de la figure 1.16(b). La régression linéaire de cette courbe affiche un coefficient de corrélation de 0,9959 (≈ 1) et une pente de $-0,165 \mu\text{J}/\mu\text{m}$. En imaginant commettre une grossière erreur de planéité de $50 \mu\text{m}$ (Δg), la variation d’énergie mécanique engendrée ne sera que de $3,2 \mu\text{J}$. Comparée à l’énergie électrostatique disponible ($\approx 30 \mu\text{J}$ sous 300 V selon l’annexe F), il semble que ce défaut de construction ne représente pas un inconvénient majeur pour le bon fonctionnement de l’actionneur.



(a) Effet du défaut de planéité de l'électrode supérieure sur le comportement de la poutre ($g = 400 \mu\text{m}$ et $\Delta g = 50 \mu\text{m}$)

(b) Evolution de l'énergie de déformation mécanique en fonction de Δg ($g = 450 \mu\text{m}$)

FIGURE 1.16 – Effet du défaut de planéité Δg de l'électrode supérieure ($N = 25$, $\Delta = 35 \mu\text{m}$ et $h = 50 \mu\text{m}$)

Influence du défaut de planéité α de l'électrode supérieure en fonction de l'épaisseur h de la poutre De la même façon, une étude de l'influence du défaut de planéité α de l'électrode supérieure a été menée en fonction cette fois de l'épaisseur h de la poutre (l'épaisseur, étant obtenu par gravure en amincissant le silicium, peut présenter des irrégularités). Les résultats relatifs aux variations d'énergie mécanique sont mentionnés dans la figure 1.17. Nous remarquons que les variations d'énergie mécanique relatives à l'écart Δg varient de façon inverse par rapport à l'épaisseur de la poutre. Plus l'épaisseur de la poutre est faible et plus nous nous affranchissons du défaut de planéité. Néanmoins, nous ne pouvons pas obtenir des épaisseurs de poutre trop faibles pour des raisons de fabrication et une poutre trop épaisse rendrait trop dépendant le système vis-à-vis de ce paramètre. Une épaisseur de poutre de $50 \mu\text{m}$ constitue un bon compromis entre contraintes technologiques et contraintes mécaniques (énergétiquement parlant).

1.4.3 Encastrement mobile

1.4.3.1 Système de ressort

La réalisation de l'actionneur *Zip* nécessite d'une part la fabrication d'une poutre bi-encastree et d'autre part celle d'un système d'encastrement mobile capable d'assurer le déplacement axial Δ nécessaire au flambage de la poutre. Afin de flamber, la poutre doit avoir un de ses encastrements fixé à un support pouvant assurer une translation horizontale. Ce support mobile doit néanmoins être solidaire du système total. La liaison à réaliser est une liaison glissière basée sur un système de ressort mobile devant remplir plusieurs conditions importantes :

- conserver uniquement le degré de liberté correspondant à la translation horizontale dans le plan du substrat ;

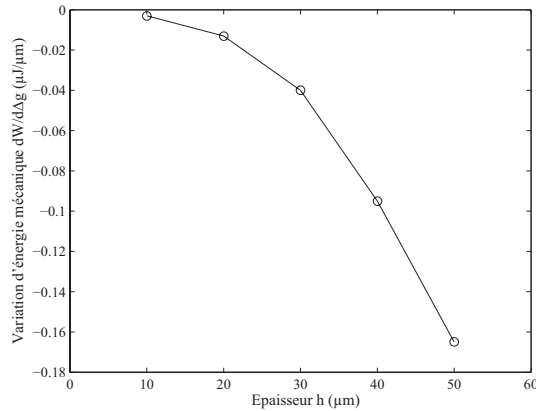


FIGURE 1.17 – Evolution des variations d'énergie mécanique $\frac{dW}{d\Delta g}$ en fonction de l'épaisseur h de la poutre ($N = 25$, $g = 450 \mu\text{m}$, $\Delta = 35 \mu\text{m}$ et $L = 20 \text{mm}$)

- admettre une course suffisante pour procurer le déplacement axial Δ désiré ;
- résister aux contraintes mécaniques internes pour ne pas rompre lors du flambage de la poutre : se déformer de façon élastique.

Ce troisième point va principalement définir le dimensionnement global du système de ressort. Les dimensions de l'actionneur ont été pensées dans le but d'utiliser le silicium comme matériau de construction. Le système de ressort est, par le fait, lui aussi fabriqué à base de silicium car il est obtenu dans le même substrat que la poutre bi-encastree. Les caractéristiques mécaniques du ressort dépendent très fortement du module Young du silicium, du coefficient de poisson et de la contrainte mécanique maximale admissible avant rupture.

Le système permettant d'obtenir le déplacement axial est un système basé sur la déformation élastique du silicium. L'architecture retenue pour le ressort est celle du parallélogramme qui permet de conserver uniquement le degré de liberté qui correspond à la translation horizontale. Il interdit principalement le degré de liberté de rotation dans et hors plan du substrat et aussi le degré de liberté correspondant à la translation verticale. La figure 1.18 illustre le principe de fonctionnement de ce ressort.

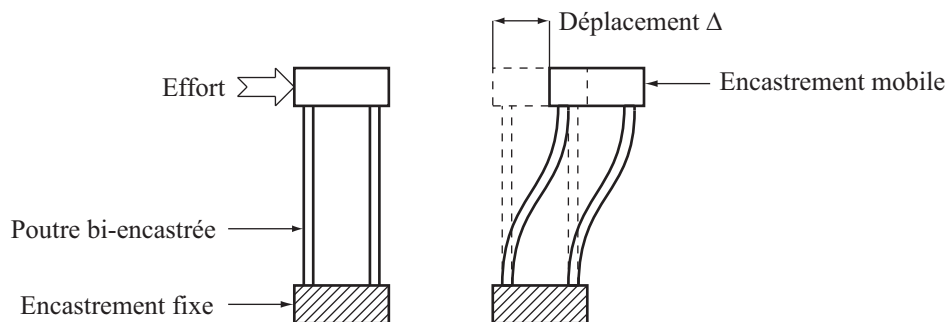


FIGURE 1.18 – Schéma de principe du ressort employé pour le système d'encastrement mobile

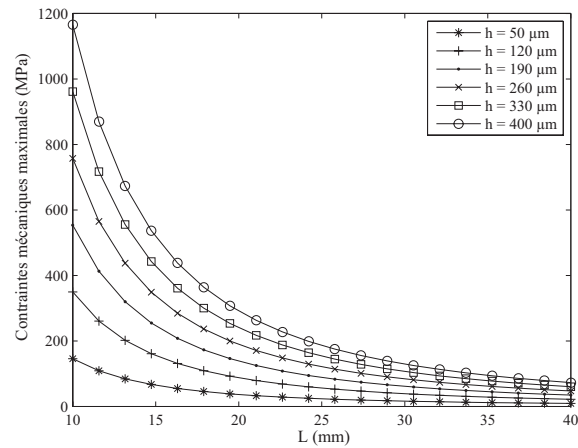


FIGURE 1.19 – Evolution des contraintes mécaniques maximales en fonction de la longueur L de la poutre du ressort pour différentes épaisseurs de poutre h (déplacement axial : $\Delta = 500 \mu\text{m}$)

1.4.3.2 Contraintes mécaniques

En faisant l'analogie avec la poutre déformée mobile en forme de « S » étudiée dans le paragraphe 1.3.1, l'équation de la déformée des bras du ressort suit l'équation 1.1 polynomiale du troisième degré. Les contraintes mécaniques générées à l'intérieur des poutres, constituant le ressort, suivent alors l'équation 1.13. Ces contraintes mécaniques maximales ont lieu aux encastremements, là où les poutres servant de ressort sont ancrées. Elles s'écrivent :

$$\sigma_{max} = \frac{3\hat{E}\Delta h}{L^2} \quad (1.23)$$

avec Δ la course du ressort, h l'épaisseur du ressort et L la longueur du ressort.

Le déplacement axial Δ maximum a été largement fixé à $500 \mu\text{m}$. Le seuil minimal à ne pas dépasser pour les contraintes mécaniques maximales est de l'ordre de 1100 MPa . Les dimensions des poutres du ressort ont été fixées en se basant sur une limite de contrainte de 300 MPa à ne pas atteindre (environ 30% de la contrainte de rupture). Pour satisfaire ce critère de choix, les poutres du ressort devront avoir une longueur supérieure à 20 mm et une largeur voisine de $300 \mu\text{m}$ par exemple (figure 1.19).

1.4.3.3 Force d'Euler

D'après l'équation C.14 mentionnée dans l'annexe C, la force nécessaire au flambage d'une poutre est la force maximale d'Euler qui s'écrit :

$$N_c = \frac{4\pi^2 EI}{L^2} \quad (1.24)$$

Pour une poutre présentant des caractéristiques déjà évoquées dans le tableau 1.3, la force N_c (d'Euler) nécessaire pour obtenir son flambage est de 552 mN . Associée à cette force, pour une des poutres bi-encastrees composant le ressort de l'encastrement mobile, la force nécessaire

pour aboutir à un déplacement Δ vaut :

$$F_{res} = \frac{12 EI \Delta}{L^3} \quad (1.25)$$

Pour une poutre coïncidant avec les caractéristiques résumées dans le tableau 1.6, cette force atteint 9 mN pour un déplacement Δ de 60 μm .

Dans le cas de l'actionneur le plus simple, c'est-à-dire composé d'une poutre en flambage et de quatre poutres en flexion constituant le ressort, la force totale (nécessaire au flambage de la poutre via le déplacement de l'encastrement mobile) s'élève à $552 + 4 \times 9 = 588$ mN. Cette force est, à première vue, inatteignable pour la plupart des micro-actionneurs (quel que soit le principe d'actionnement : électrostatique, magnétique, thermique, etc.).

La force nécessaire au déplacement Δ initial à apporter au système devra donc provenir de l'extérieur : le système devra être « pré-chargé ».

1.4.4 Architecture du micro-actionneur

Comme le rappelle le schéma de principe (figure 1.20) du micro-actionneur à effet zipping, celui-ci est composé d'un empilement de trois substrats :

- un substrat supérieur contenant l'électrode supérieure et l'orifice d'éjection d'air,
- un substrat inférieur contenant l'électrode inférieure et l'orifice d'alimentation pneumatique et
- un substrat central (intermédiaire) contenant la partie mécaniquement active.

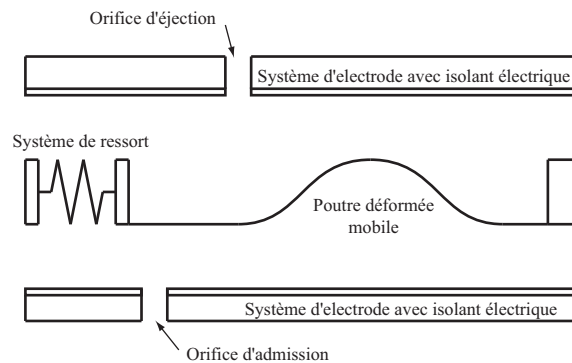


FIGURE 1.20 – Schéma de l'empilement des structures constituant le micro-actionneur *zip* hors plan

Le substrat central (figure 1.21) est un substrat de silicium qui présente :

- une charnière mobile pouvant opérer un déplacement axial Δ de 500 μm par le biais de cinq paires de poutres déformables (ressorts),
- neuf poutres bi-encastées (dont une extrémité est fixée sur la charnière mobile) flambant sous l'action du déplacement axial Δ ,
- une encoche pouvant accueillir une cale fournissant le déplacement axial voulu et une encoche pouvant accueillir une tige de traction (solution alternative aux cales de déforma-

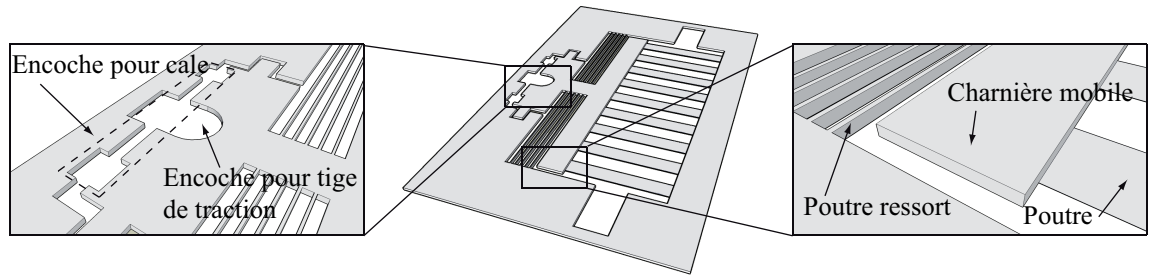


FIGURE 1.21 – Schéma de la partie centrale de l'empilement de substrats constituant le micro-actionneur *Zip* hors plan

tion).

Les autres éléments constituant la micro-valve (système d'électrode avec couche isolante et orifices pneumatiques) ne sont pas figés ; leur architecture, leurs caractéristiques vont dépendre des objectifs recherchés. Ainsi, pour une valve destinée au contrôle des écoulements aérauliques, nous privilégierons un orifice produisant un jet incliné et présentant un diamètre de quelques centaines de micromètres. Mais aussi, pour des raisons de commodité lors des tests (électromécanique par exemple), nous préférons utiliser des substrats en verre contenant les systèmes d'électrodes pour que l'observation de l'actionnement des parties mobiles se fasse au travers de ceux-ci.

Les caractéristiques des différents éléments composants le micro-actionneur *Zip* et ses performances estimées sont résumées dans les tableaux 1.4, 1.5, 1.6 et 1.7.

TABLE 1.4 – Caractéristiques d'une poutre à déformée en « S » mobile

Longueur de la poutre L	20 mm
Largeur de la poutre b	3 mm
Epaisseur de la poutre h	50 μm
Hauteur de la cavité g	$\approx 450 \mu\text{m}$
Déplacement axial Δ	$\approx 40 \mu\text{m}$
Module d'Young E (silicium)	179 MPa
Coefficient de Poisson ν (silicium)	0,28

TABLE 1.5 – Caractéristiques de la couche isolante

Permittivité diélectrique relative de la couche isolante ε (silice)	3,8
Epaisseur de la couche isolante e	1-2 μm
Champ disruptif (tension de claquage)	$\approx 300 \text{ V}/\mu\text{m}$

TABLE 1.6 – Caractéristiques des poutres constituant le ressort de la charnière mobile

Longueur L	20 mm
Largeur b	450 μm
Epaisseur h	300 μm
Module d'Young E	179 MPa
Coefficient de Poisson ν	0,28

TABLE 1.7 – Estimation des performances du micro-actionneur à effet zipping hors plan du substrat

Tension de commande V	≤ 300 V
Point de collage l	≈ 7 mm
Course maximale	≈ 6 mm
Force déployée F_{max}	64 mN à 300 V
Pression modulable P_{max}	0,8 MPa ($r = 200$ μm)

1.5 Micro-fabrication

Un rappel sur les principales techniques de micro-fabrication des MEMS est donné dans l'annexe G.

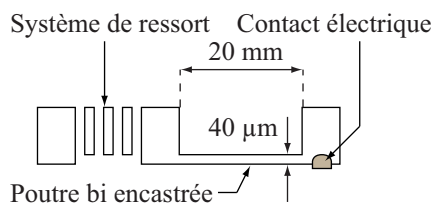
1.5.1 Substrat central

Le procédé de fabrication est basé sur l'utilisation d'un substrat standard en silicium de quatre pouces de diamètre et de $450\ \mu\text{m}$ d'épaisseur. Afin de garantir la conduction des électrons dans le silicium, le substrat bénéficie d'une faible résistivité (grande conductivité), typiquement, $0,01\text{-}0,02\ \Omega\cdot\text{cm}$. Cette propriété est nécessaire car le silicium constituant les poutres représente une des électrodes de l'actionneur. Afin de permettre l'injection des charges électriques à l'intérieur du silicium, il faut réaliser un contact ohmique par une diffusion thermique d'aluminium qui permet de percer la couche naturelle d'oxyde de silicium présente à la surface du substrat. Les étapes de fabrication sont décrites dans la figure 1.23 et les principaux masques photolithographiques sont illustrés dans l'annexe H.1. La poutre bi-encastree et les poutres composant le système de ressort sont obtenues par gravure DRIE (étape F). Une étape de gravure DRIE par face arrière permet de libérer le système de ressort (Etape I). Une technique appelée *lift-off* (étapes B, C et D) permet de dessiner les contacts électriques en métal qui sont thermiquement diffusés dans le silicium (étape K).

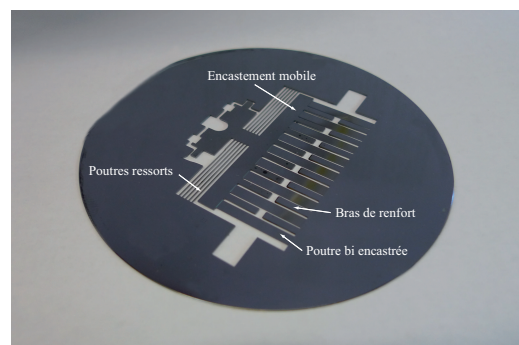
Au final, le substrat central contient neuf poutres bi-encastrees fixées à une extrémité et mobiles à l'autre extrémité grâce à un système de ressort pouvant procurer le déplacement axial requis au flambage (figures 1.22(a) et 1.22(b)).

Les avantages de ce système sont :

- l'obtention de la poutre et du système de ressort à partir du même substrat de silicium,
- le recours à un substrat de silicium standard de faible résistivité (sans traitement préalable particulier : polissage, oxydation, etc),
- un procédé de micro-fabrication basé principalement sur des techniques de photolithographie et de gravure plasma de type DRIE.



(a) Schéma du substrat central



(b) Photographie du substrat central

FIGURE 1.22 – Substrat central en silicium contenant les poutres bi-encastrees et le système de ressort

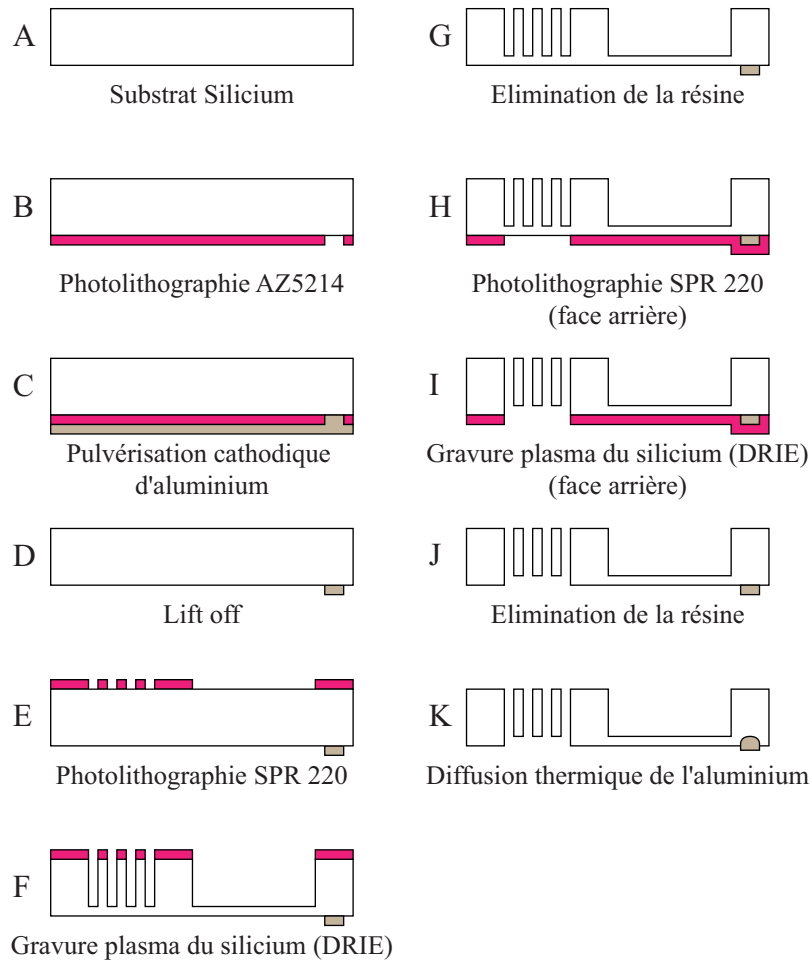


FIGURE 1.23 – Etapes de micro-fabrication du substrat central contenant les poutres bi-encastées de l'actionneur *Zip* à partir d'un substrat silicium standard (représentation avec trois poutres ressorts)

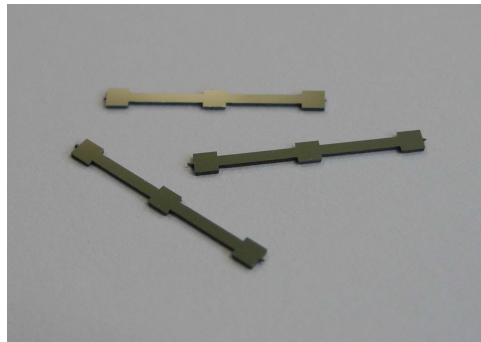


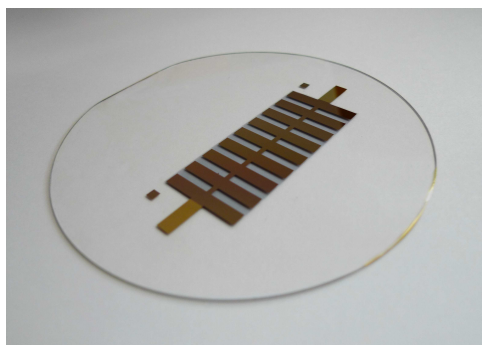
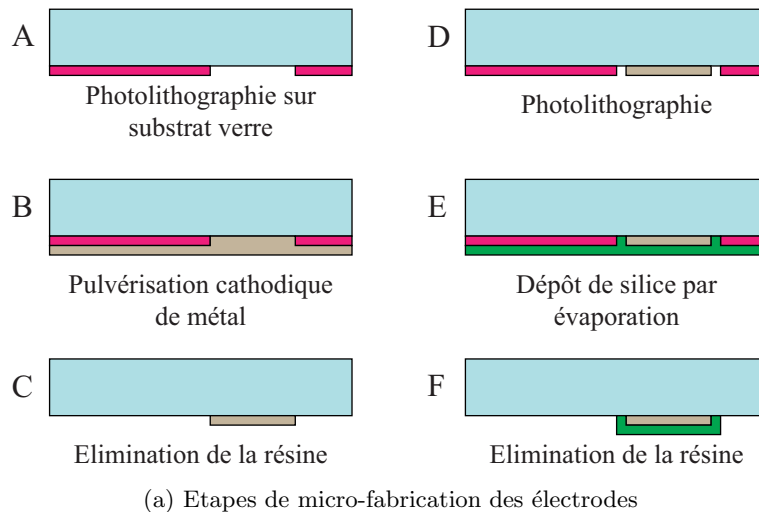
FIGURE 1.24 – Photographies des cales de pré-chargement du micro-actionneur électrostatique à effet zipping

1.5.2 Cale de déformation

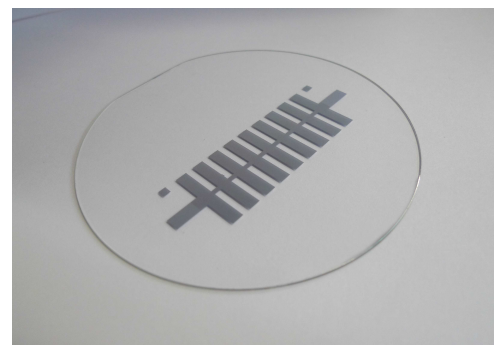
Un substrat en silicium a été mis en œuvre pour contenir une gamme de cales ayant des cotes pré-fixées. Ces cales (figure 1.24) d'adaptent à une encoche structurée dans le substrat principal. Leur largeur étant égale à $500 \mu\text{m} + \Delta$, la charnière mobile sera poussée de la quantité Δ car la largeur de la fente devant accueillir la cale mesure exactement $500 \mu\text{m}$. Par sécurité, une géométrie pouvant recevoir une tige de traction peut remplacer le système de cale de déformation pour réaliser un déplacement axial particulier.

1.5.3 Système d'électrode

Les électrodes supérieures et inférieures du micro-actionneur sont réalisées à la surface de substrats en verre dont les étapes de micro-fabrication sont illustrées dans la figure 1.25(a). Les électrodes sont composées d'un dépôt de métal (or ou aluminium) par pulvérisation cathodique et sont recouvertes par évaporation d'une couche isolante de silice (figures 1.25(b) et 1.25(c)).



(b) Photographie des électrodes en or



(c) Photographie des électrodes en aluminium

FIGURE 1.25 – Systèmes d'électrodes du micro-actionneur hors plan du substrat déposées sur un substrat de verre et recouvertes de silice

1.6 Caractérisation électro-mécanique

1.6.1 Banc de caractérisation mécanique

Un banc de caractérisation (figure 1.26) composé :

- d'un système de fixation maintenant le dispositif et les instruments de caractérisation ;
- d'une sonde optique (mesure à distance) qui permet de mesurer la distance B comprise entre la sonde et la poutre. Cette mesure nous permet de déterminer la valeur de $y(x) = A - B$. La déformée totale de la poutre en flambage est obtenue par translation de la sonde le long de la poutre ; et
- d'une tige de poussée montée sur une table de micro-déplacement pour obtenir le déplacement axial Δ désiré dans le cas où nous n'utilisons pas les cales de déformation fabriquées.

Ce banc permet de valider expérimentalement l'étude mécanique en vérifiant le bon comportement des structures (comportement élastique des poutres ressorts et des poutres en flambage) et en mesurant la déformation mécanique des poutres en flambage.

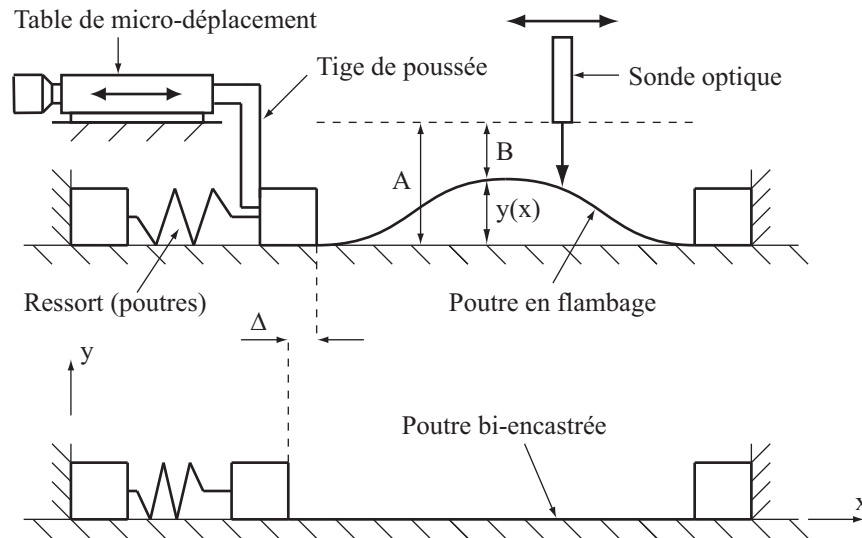


FIGURE 1.26 – Schéma du banc de caractérisation mécanique des poutres en flambages

1.6.2 Mesures de la déformée en flambage

1.6.2.1 Substrat silicium standard

Les premières mesures de flambage réalisées sur le dispositif contenant les poutres bi-encastrees ont permis de vérifier le bon comportement global du système (flexion élastique des poutres). Elles permettent d'identifier la flèche de la déformée. La figure 1.27 représente le comportement d'une poutre en silicium de 20 mm de longueur, 3 mm de largeur et 50 μm d'épaisseur. Le déplacement axial Δ appliqué est dans le cas présent de 40 μm . Il fait apparaître une déformation maximale (flèche) de 443 μm . Cette valeur est bien en dessous des valeurs prévues par la théorie et la simulation numérique (tableau 1.8). L'écart moyen est de l'ordre de 22%. Cet écart peut

être dû à une incertitude sur le déplacement axial réellement effectué à cause du jeu mécanique non contrôlé dans le système de fixation du banc de mesure ou dû aux erreurs d'alignement du système de poussée par rapport à l'axe de déplacement de la charnière mobile (phénomène possible de rotation de la charnière).

TABLE 1.8 – Valeurs des flèches d'une poutre bi-encastree en flambage provenant de la théorie, la simulation et la mesure sous un déplacement axial Δ de $40 \mu\text{m}$ ($L = 20 \text{ mm}$)

Flèche théorique D_{theo}	$569 \mu\text{m}$
Flèche numérique D_{simu}	$567 \mu\text{m}$
Flèche mesurée D_{mes}	$443 \mu\text{m}$

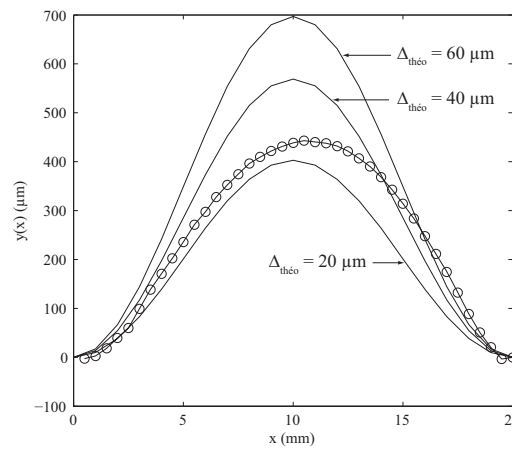


FIGURE 1.27 – Mesure optique de l'évolution de la déformée de la poutre en flambage ($\Delta \approx 40 \mu\text{m}$ et $L = 20 \text{ mm}$) (substrat silicium standard)

Nous remarquons, en plus de l'écart de mesure concernant la flèche, une asymétrie dans le flambage de la poutre. Ce mauvais comportement mécanique peut entraîner un dysfonctionnement du micro-actionneur. Cette asymétrie peut être due à une inhomogénéité d'épaisseur de la poutre qui entraîne une raideur mécanique non uniforme le long de la poutre. Ceci peut être dû à l'utilisation d'un substrat de silicium qui présente des variations d'épaisseur (TTV : total thickness variation) trop importante. Une autre cause peut être l'inhomogénéité caractéristique du profil de fond de gravure qui dépend en partie de la puissance et du mode de travail du générateur de puissance de la machine de gravure DRIE (figure 1.28).

Des mesures ont été réalisées pour connaître l'épaisseur réelle de la poutre. Celle-ci n'est pas uniforme d'un encastrement à l'autre. L'épaisseur varie de façon relativement linéaire d'une valeur de 20 à $40 \mu\text{m}$ au lieu d'une épaisseur constante de $40 \mu\text{m}$. Afin de mettre en évidence les conséquences de ce défaut, une simulation numérique a été réalisée à partir d'une poutre présentant le défaut géométrique évoqué.

Contrairement au cas d'une épaisseur constante de poutre qui n'affecte pas le comportement global de la déformation mécanique de celle-ci, ces simulations (figure 1.29) confirment nos

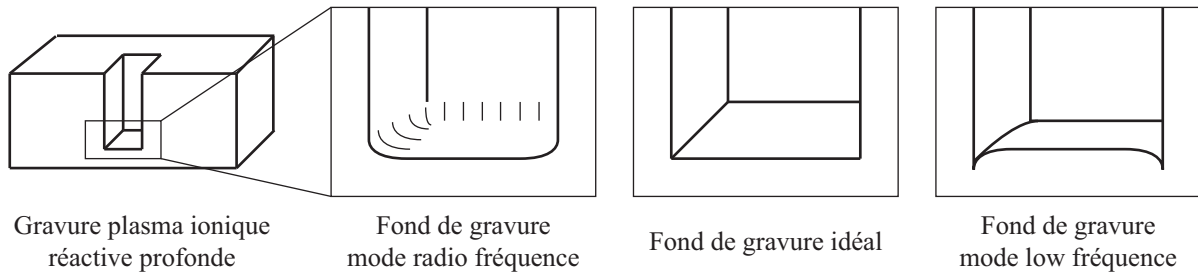


FIGURE 1.28 – Schéma du profil du fond de gravure ionique réactive profonde (DRIE) en fonction du mode de travail et de la puissance du générateur

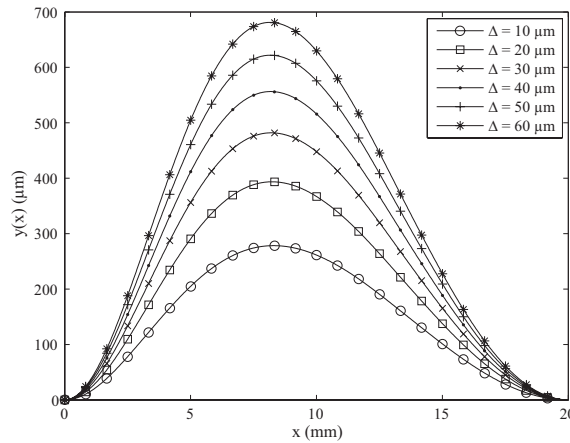


FIGURE 1.29 – Evolution du flambage d'une poutre à épaisseur linéairement variable pour différentes valeurs de déplacements axiaux (simulation Comsol)

doutes sur le lien qui pouvait exister entre le comportement du flambage et l'inhomogénéité de l'épaisseur des poutres. Il faut donc veiller à obtenir une épaisseur de poutre relativement constante. Un moyen de parvenir à ce résultat est l'utilisation de substrats dit SOI (*Silicon On Insulator*). La structure d'un substrat SOI est donnée à la figure 1.30.

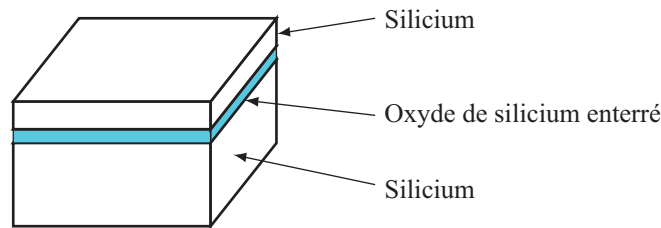


FIGURE 1.30 – Schéma de la structure d'un substrat SOI (*Silicon On Insulator*)

1.6.2.2 Substrat silicium SOI

Dans un substrat de type SOI, les épaisseurs de chaque couche, qui le constituent, varient selon les fabricants. La couche de silicium supérieure est appelé *device* et est celle sur laquelle,

généralement, le procédé de micro-fabrication a lieu. La couche de silicium inférieure est appelée *bulk* et est beaucoup plus épaisse que la couche supérieure, c'est le support. Entre ces deux couches, une couche isolante d'oxyde de silicium pouvant avoir une épaisseur de plusieurs micromètres. Cette couche, en plus de son pouvoir isolant (diélectrique), est une couche que la gravure DRIE ne peut franchir ; nous pouvons l'utiliser alors comme couche d'arrêt de la gravure. Avec ce type de substrat, l'épaisseur de la poutre que nous voulons fabriquer est garantie par l'épaisseur de la couche de silicium supérieure (*device*).

Le nouveau micro-actionneur est basé sur l'emploi d'un substrat SOI de quatre pouces de diamètre ayant pour épaisseur 50, 2 et 450 μm respectivement pour la couche de silicium supérieure (*device*), la couche d'oxyde de silicium enterrée et la couche de silicium inférieure (*bulk*). Les nouvelles étapes de micro fabrication sont décrites dans la figure 1.31.

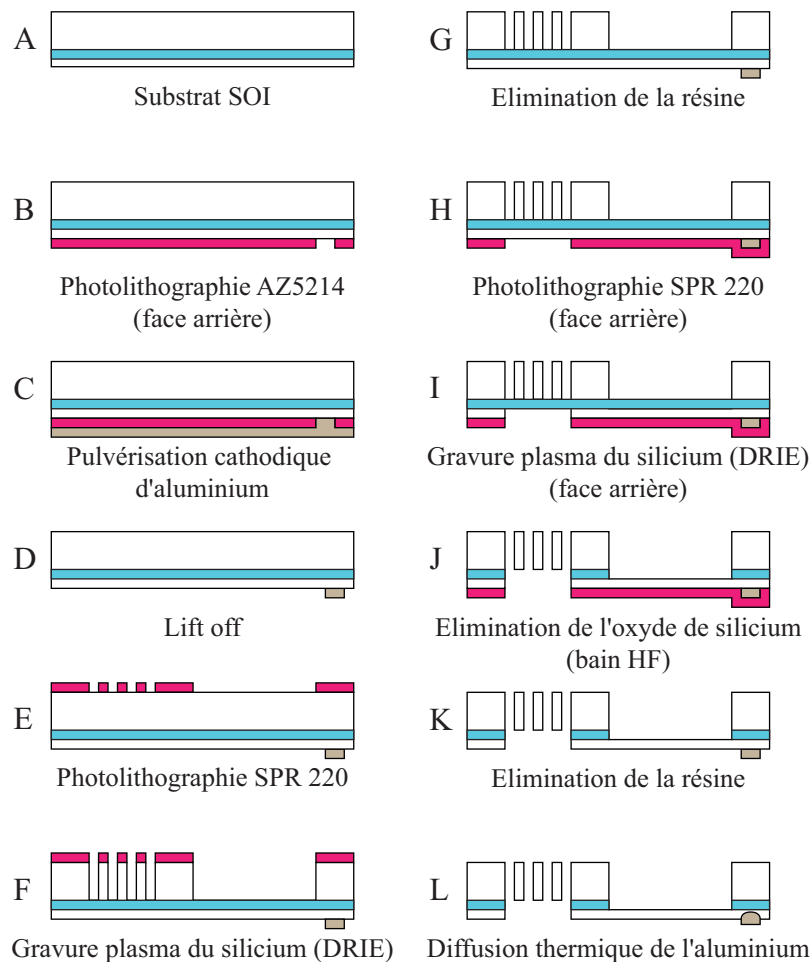


FIGURE 1.31 – Étapes de micro-fabrication du substrat SOI contenant la poutre bi-encastée du micro-actionneur *Zip* (représentation avec trois poutres ressorts)

Des mesures de déformation mécanique ont été à nouveau réalisées sur le dispositif fabriqué à base de substrat SOI. Ces mesures nous ont permis de vérifier que les poutres pliaient toujours de façon élastique et ne rompaient pas. Cette fois-ci, le flambage des poutres est symétrique

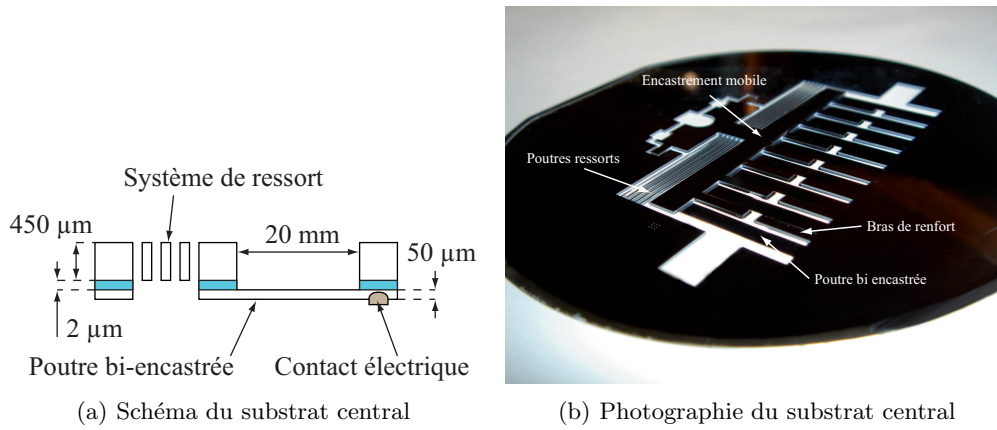


FIGURE 1.32 – Substrat SOI central contenant les poutres bi-encastrees et le système de ressort

(figure 1.33) et nous observons pour un déplacement axial de $40 \mu\text{m}$ une flèche de $426 \mu\text{m}$. Les causes de cet écart avec la théorie et les simulations restent les mêmes que précédemment mais n'affecte plus autant le comportement de la poutre comparées à une poutre obtenue dans un substrat standard de silicium.

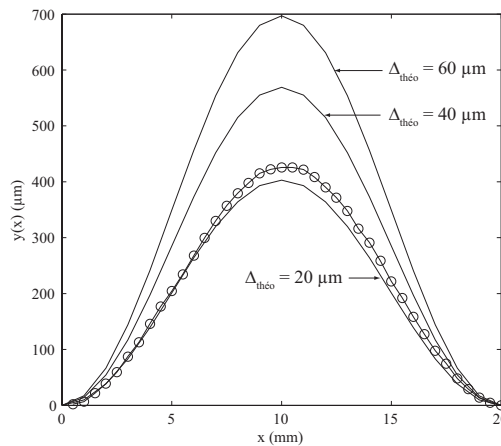


FIGURE 1.33 – Mesure optique de l'évolution de la déformée de la poutre en flambage ; substrat SOI ($\Delta \approx 40 \mu\text{m}$)

1.6.3 Mesure de la déformée en flambage et en compression transversale

La compression transversale de la poutre en flambage est réalisée en empilant le substrat silicium SOI entre deux substrats en verre (dépourvu d'électrode dans un premier temps). La mesure optique de la déformée (en flambage et en compression transversale) à travers le verre (figure 1.34) permet de distinguer les parties fléchies et les parties plaquées sur les substrats en verre. Nous constatons que les parties fléchies sont localisées à une extrémité de la poutre et nous observons à l'autre extrémité que la poutre est plaquée contre le substrat inférieur sur une

distance d'environ 4 mm (d'où $l \approx 8$ mm). Le comportement de la poutre en flambage et en compression transversale est conforme à nos attentes.

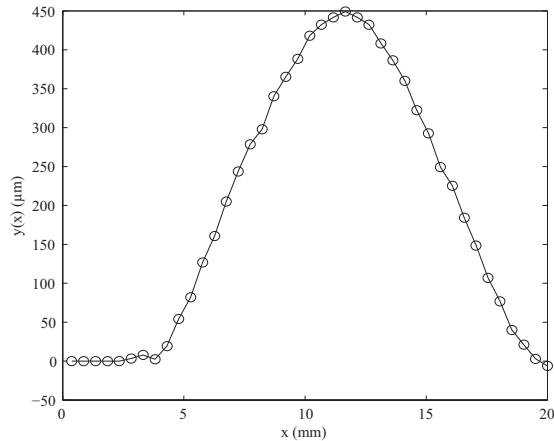


FIGURE 1.34 – Mesure optique de l'évolution de la déformée de la poutre en flambage et en compression transversale ; substrat SOI ($\Delta \approx 50 \mu\text{m}$)

1.6.4 Tests électro-mécaniques

Les tests électro-mécaniques nécessitent de remplacer les substrats en verre par les substrats munis d'électrode pour actionner électrostatiquement la poutre présentant deux parties fléchies en forme de « S ». Une tension électrique continue V , par l'intermédiaire des contacts électriques, est appliquée entre une électrode métallique et l'électrode constituée par la poutre. Pour différents déplacements axiaux Δ (correspondant à différentes longueurs de parties fléchies), des tensions de commande V d'environ 150 V ont été appliquées entre les électrodes. Aucun déplacement des parties en forme de S n'a pu être constaté malgré l'augmentation de la tension de commande V jusqu'à 200 V provoquant la destruction de la couche isolante de silice de $1 \mu\text{m}$ d'épaisseur.

La torsion du système de ressort semble être une cause de ce mauvais fonctionnement. De ce fait le comportement mécanique de la poutre et son énergie de déformation sont respectivement altérée et augmentée. Une simulation numérique par éléments finis montre qu'en présence d'un phénomène de rotation de la charnière mobile, l'énergie de déformation mécanique d'une poutre est amplifiée (jusqu'à 600% d'augmentation pour une rotation inférieure à 1° dans le plan du substrat). Une solution pour s'affranchir de cette rotation serait d'utiliser un ressort par poutre mais ceci augmenterait l'encombrement du dispositif.

1.7 Conclusion

Le micro-actionneur électrostatique à effet zipping dans le plan du substrat présente un avantage théorique intéressant : il possède une infinité de configurations géométriques équivalentes. Le passage d'une position à une autre ne nécessite alors qu'un petit apport énergétique extérieur : de l'énergie électrostatique. Les forces électrostatiques ainsi créées par la polarisation des électrodes permettent à l'électrode mobile de se déformer de proche en proche et de translater sans que son énergie de déformation mécanique ne varie. De cette façon, la totalité de l'énergie électrostatique apportée au système peut être consacrée à l'ouverture d'un orifice sous pression pour remplir une fonction de micro-valve.

Même si nous avons montré, par une étude analytique numérique, que la réalisation d'un tel micro-actionneur paraissait plausible, les difficultés et les incertitudes de mise en œuvre et de fabrication ont empêché d'obtenir un actionnement comme celui déjà validé par [18] [46] et [55]. Malgré les efforts apportés sur la conception et une méthode innovante de mise en forme de la poutre mobile, l'élaboration de ce type d'actionneur reste difficile.

Néanmoins, les micro-actionneurs électrostatiques à effet zipping demeurent des actionneurs très performants comparés à des actionneurs à peignes inter-digités standards. Pour cette raison, en parallèle à ce type de micro-actionneur hors plan du substrat, nous avons développé un micro-actionneur analogue fabriqué dans le plan du substrat. La seconde partie de ce chapitre lui est consacrée.

2. Micro-actionneur dans le plan du substrat

2.1 Introduction

Comme nous l'avons vu précédemment, la fabrication de micro-actionneurs électrostatiques à effet zipping basés sur l'assemblage de plusieurs substrats n'est pas une tâche aisée (problème d'alignement, de planéité, d'assemblage). Il faut envisager un procédé de fabrication simple reposant sur l'utilisation d'un minimum de substrat dans lequel la majeure partie voire la totalité des parties actives doit être intégrée pour s'affranchir des problèmes que nous venons d'évoquer. Une nouvelle architecture d'actionneur électrostatique, faisant toujours intervenir l'effet zipping, a été utilisée. Il s'agit désormais de réaliser la poutre mobile (électrode mobile) dans la tranche du substrat qui va correspondre à sa largeur. Si désormais nous sommes limités en ce qui concerne les profondeurs de gravure (largeur de la poutre), nous gagnons cette fois-ci sur le plan de la commodité de fabrication : électrodes fabriquées simultanément dans le même substrat.

Ce dispositif présente toujours d'attrayants avantages comme un bon rapport entre les forces générées et le déplacement obtenu contrairement aux actionneurs électrostatiques classiques (à électrodes parallèles ou à peignes inter digités) qui doivent soit privilégier le déplacement au détriment des forces générées soit le contraire.

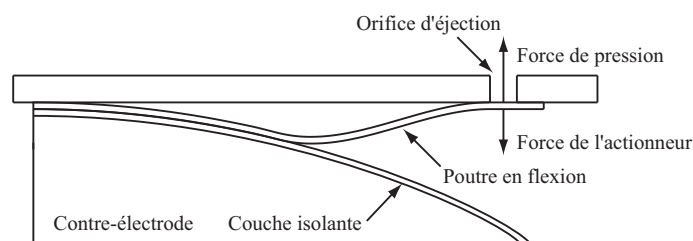


FIGURE 2.1 – Schéma de principe d'une micro-valve à base d'actionneur à effet zipping dans le plan du substrat

Un principe de micro-valve est illustré dans la figure 2.1. Le micro-actionneur à effet zipping dans le plan du substrat est composé d'une poutre encadrée (à gauche et libre à droite). L'application d'une tension entre la contre-électrode incurvée et la poutre crée des forces électrostatiques qui plaquent la poutre contre la contre-électrode. La poutre ne parviendra à libérer

l'orifice d'éjection qu'au moment où les forces de pression ne compensent plus la déformation mécanique de la poutre.

2.2 Principe de fonctionnement

Le micro-actionneur est composé de deux électrodes : une poutre encastrée mobile et une électrode fixe incurvée séparées par un isolant électrique. L'application d'une différence de potentiel entre chaque électrode crée des forces électrostatiques qui attirent la poutre encastrée en direction de la contre-électrode incurvée. La force disponible en bout de poutre est fonction des caractéristiques géométriques des électrodes, de la nature des matériaux utilisés et de sa flèche.

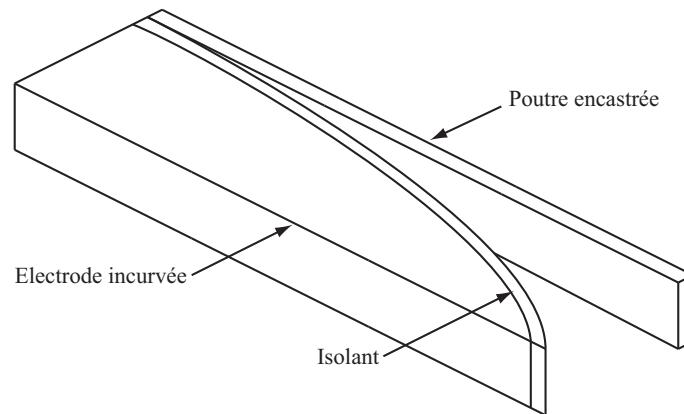


FIGURE 2.2 – Schéma de principe de l'actionneur zip dans le plan du substrat

La figure 2.3 montre deux états de repos de l'actionneur en fonction de l'application ou non d'une différence de potentiel entre les électrodes (la poutre encastrée à une extrémité est également immobilisée à l'autre extrémité pour représenter les forces de pression qui la maintiennent) :

- $V = 0$ Volt : aucune force électrostatique n'agit ; la poutre ne subit aucune déformation.
- $V \neq 0$ Volt : des forces électrostatiques attirent la poutre qui se plaque de part en part contre l'électrode incurvée (jusqu'au point d'abscisse $x = a$) avant d'atteindre une position de repos qui traduit un équilibre entre l'énergie de déformation mécanique de la poutre et l'énergie électrostatique apportée au système.

La forme de la contre-électrode incurvée fixe suit l'équation polynomiale :

$$s(x) = g_{max} \left(\frac{x}{L} \right)^n \quad (2.1)$$

où $n \geq 0$ est l'ordre du polynôme. La forme de l'électrode est, pour différente valeur de n , présentée dans la figure 2.4. L'augmentation du degré du polynôme d'ordre n permet de réduire la tension de collage (dite tension de *pull-in* qui représente la tension minimale à appliquer pour que la poutre commence à coller à l'électrode incurvée) tout en conservant un déplacement en bout de poutre équivalent à un ordre inférieur. A titre d'exemple, selon [56], la tension de collage

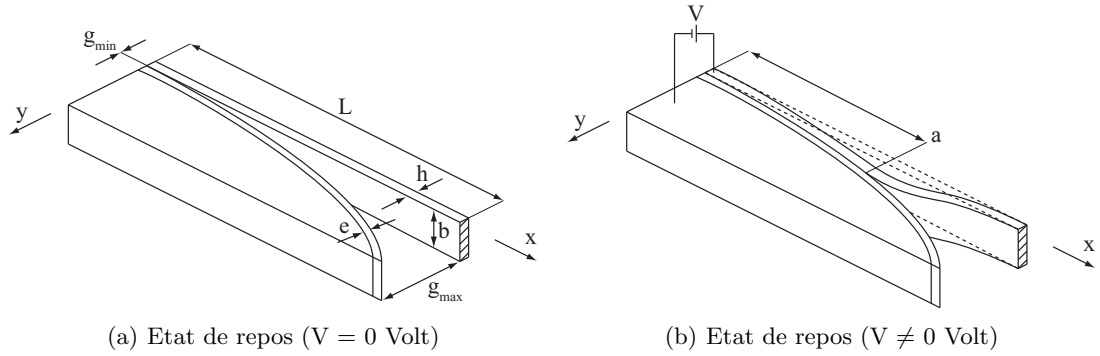


FIGURE 2.3 – Schéma dimensionnel de l'actionneur zip dans le plan du substrat (poutre bi-encastée pour symboliser l'effet des forces de pression en bout de poutre)

TABLE 2.1 – Caractéristiques de l'actionneur à effet zipping dans le plan du substrat

Caractéristiques	Notations
Longueur de la poutre	L
Largeur de la poutre	b
Épaisseur de la poutre	h
Module d'Young de la poutre	E
Flèche maximale de la poutre	g_{max}
Espace minimal entre électrodes	g_{min}
Épaisseur de l'isolant	e
Point de collage	a
Permittivité relative de l'isolant	ϵ_r
Permittivité absolue du vide	ϵ_0
Tension de commande	V

entre le degré $n = 0,5$ et $n = 1$ est réduite de 25% et 54% entre le degré $n = 1$ et $n = 2$. Il est encore possible de réduire cette tension de collage en diminuant l'épaisseur de couche isolante mais nous sommes rapidement limités par la tension de claquage dans le diélectrique. Une autre méthode permettant de réduire la tension de collage, présentée dans [47], consiste à utiliser une autre poutre dite d'engagement qui vient à la rencontre de la poutre principale pour réduire l'espace g_{min} existant entre les deux électrodes. Cependant, lorsque $n > 2$, la déformation de la poutre est limitée par la courbure trop importante de la contre-électrode : la poutre ne parvient pas à épouser totalement sa forme (dans le cas d'une poutre simplement encastée [56]). Dans la suite de l'étude, nous ne considérerons donc que le cas $n = 2$.

2.3 Dimensionnement

Le dimensionnement de l'actionneur dépend de son comportement statique. Il doit répondre aux exigences du cahier des charges que nous nous sommes fixées. L'objectif principal est de

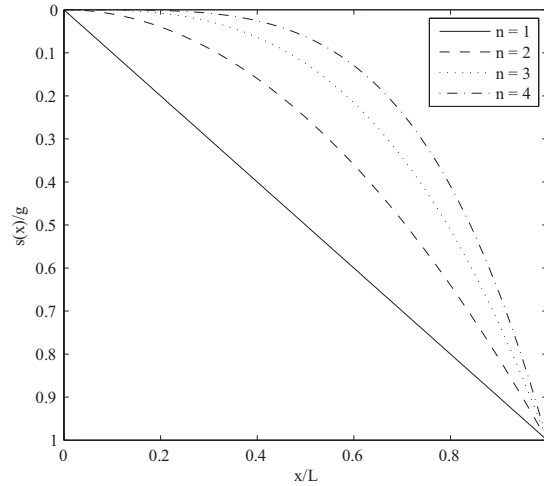


FIGURE 2.4 – Evolution normalisée de la forme de la contre-électrode fixe pour différentes valeurs de n

réaliser un actionnement assez fort pour moduler la pression au niveau d'une buse d'éjection d'air et procurer un déplacement suffisant pour fermer et ouvrir cet orifice. La pression à contrôler est de l'ordre de 10^5 Pa et le déplacement requis correspondant à la largeur de l'orifice est de l'ordre de $100 \mu\text{m}$. Par le fait, cet actionneur doit être en mesure de développer une force d'environ quelques millinewton pour moduler l'ouverture d'un orifice de section S d'environ $0,03 \text{ mm}^2$. En plus de ces contraintes liées aux objectifs de ce cahier des charges, nous devons tenir également compte des limitations physiques et technologiques imposées par les techniques de micro-fabrication des MEMS.

2.3.1 Comportement statique de l'actionneur

2.3.1.1 Etude énergétique

Le comportement statique de l'actionneur est basé sur l'étude de l'énergie totale W_{tot} du dispositif. La position d'équilibre du système correspond au minimum de cette énergie qui est la somme de l'énergie de déformation mécanique W_f (énergie de flexion) de la poutre et de l'énergie électrique W_e stockée dans le condensateur équivalent. Cette position d'équilibre advient lorsque la dérivée première de l'énergie totale W_{tot} s'annule. Nous avons :

$$W_{tot} = W_f + W_e \quad (2.2)$$

où

$$W_f = \frac{1}{2} \int_0^L EI \left(\frac{d^2 y(x)}{dx^2} \right)^2 dx \quad (2.3)$$

avec $y(x)$ l'équation de la déformée de la poutre et

$$W_e = -\frac{1}{2}CV^2 = -\frac{1}{2}\int_0^L \frac{\varepsilon_0 b V^2}{\frac{e}{\varepsilon_r} + s(x) - y(x)} dx \quad (2.4)$$

En prenant en compte le point de collage d'abscisse $x = a$ à partir duquel la poutre n'est plus en contact avec la contre-électrode, les équations 2.3 et 2.4 deviennent :

$$W_f = \frac{1}{2}\int_0^a EI \left(\frac{d^2 s(x)}{dx^2} \right)^2 dx + \frac{1}{2}\int_a^L EI \left(\frac{d^2 y(x)}{dx^2} \right)^2 dx \quad (2.5)$$

car l'équation de la déformation de la poutre lorsque $x < a$ équivaut à l'équation de la courbure de la contre-électrode et

$$W_e = -\frac{1}{2}\int_0^a \frac{\varepsilon_r \varepsilon_0 b V^2}{e} dx - \frac{1}{2}\int_a^L \frac{\varepsilon_0 b V^2}{\frac{e}{\varepsilon_r} + s(x) - y(x)} dx \quad (2.6)$$

L'énergie électrostatique du système, étant majoritairement présente dans la partie où les électrodes sont collées, peut se simplifier à :

$$W_e = -\frac{1}{2}\int_0^a \frac{\varepsilon_r \varepsilon_0 b V^2}{e} dx = -\frac{1}{2} \frac{\varepsilon_r \varepsilon_0 a b}{e} V^2 = -\frac{1}{2} C_{var} V^2 \quad (2.7)$$

car la différence $s(x) - y(x)$ devient très grande lorsque $x > a$.

2.3.1.2 Déformée de la poutre

L'étude de la déformée de la poutre peut se décomposer en deux parties. Pour $0 < x < a$, l'équation de la déformée est identique à $s(x)$ (figure 2.5). Pour $a < x < L$, une étude mécanique est requise. Nous rappelons que l'encastrement en $x = L$ correspond à l'effet de la pression au niveau de l'orifice d'éjection et que nous nous plaçons dans le cas des petites déformations. A l'équilibre, nous avons :

$$\begin{cases} \frac{dT(x)}{dx} = 0 \\ \frac{dM(x)}{dx} - T(x) = 0 \end{cases}$$

ce qui signifie que l'effort tranchant $T(x) = A_1$ et que par conséquence, le moment fléchissant $M(x) = A_1 x + A_2$. Sachant que le moment fléchissant le long de la ligne neutre de la poutre est $M(x) = EI \frac{d^2 y(x)}{dx^2}$, une double intégration de celui-ci aboutit à :

$$y(x) = \frac{1}{EI} \left(\frac{A_1 x^3}{6} + \frac{A_2 x^2}{2} + A_3 x + A_4 \right) \quad (2.8)$$

Les constantes A_1 , A_2 , A_3 et A_4 peuvent être déterminées à l'aide des conditions d'encastrement de la poutre. Au point d'abscisse $x = a$, nous avons $y(a) = s(a) = g_{max} \left(\frac{a}{L} \right)^2$ et $\left(\frac{dy(x)}{dx} \right)_{x=a} = \left(\frac{ds(x)}{dx} \right)_{x=a} \neq 0$. Au point d'abscisse $x = L$, nous avons $y(L) = 0$ et

$\left(\frac{dy(x)}{dx}\right)_{x=L} = 0$. Après résolution de ce système de quatre équations à quatre inconnues (constantes A_i), nous obtenons :

$$A_1 = \frac{12g_{max}aEI}{L(a^3 - 3La^2 + 3L^2a - L^3)} \quad (2.9)$$

$$A_2 = \frac{-2g_{max}aEI(a^2 + La + 4L^2)}{L^2(a - L)(a^2 - 2La + L^2)} \quad (2.10)$$

$$A_3 = \frac{2g_{max}aEI(a^2 + La + L^2)}{L(a - L)(a^2 - 2La + L^2)} \quad (2.11)$$

$$A_4 = \frac{-g_{max}a^2EI(a + L)}{(a - L)(a^2 - 2La + L^2)} \quad (2.12)$$

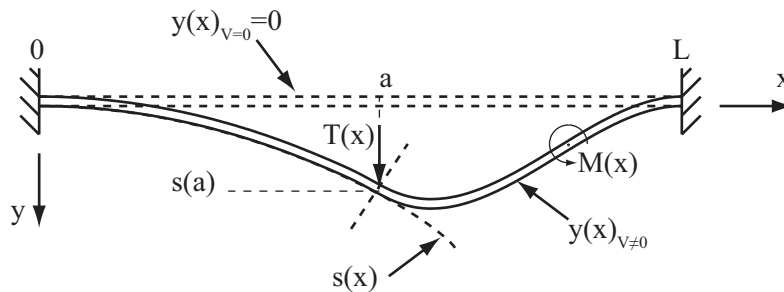


FIGURE 2.5 – Schéma de la déformée de la poutre de l'actionneur à effet zipping dans le plan du substrat

TABLE 2.2 – Constantes utilisées pour le calcul numériques de l'énergie de déformation mécanique de la poutre de l'actionneur à effet zipping dans le plan du substrat

Caractéristiques	Notations	Valeurs
Longueur de la poutre	L	4,5 mm
Largeur de la poutre	b	300 μm
Epaisseur de la poutre	h	20 μm
Module d'Young de la poutre	E	170 GPa
Coefficient de Poisson	ν	0,3
Flèche maximale de la poutre	g_{max}	100 μm
Point de collage	a	Variable
Tension de commande	V	Variable
Degré du polynôme $s(x)$ de la contre-électrode	n	2

La figure 2.6(a) illustre l'évolution de la déformée de la poutre pour différentes valeurs du point de collage a dans le cas d'une contre-électrode suivant une déformée polynomiale du second

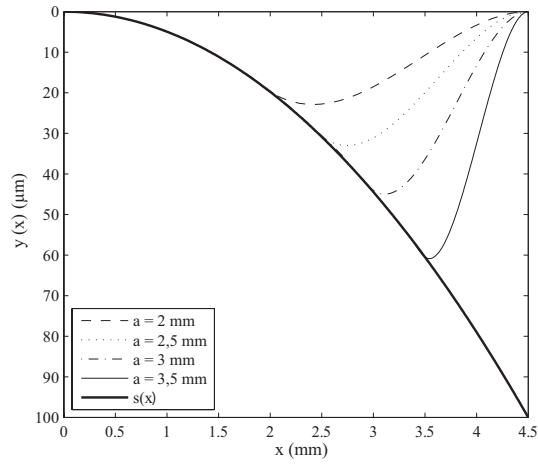
degré ($n = 2$). La poutre est encastree à gauche et à droite. Cette dernière condition limite symbolise l'encastrement réalisé par des forces de pression en bout de poutre. Plus le point de collage a est grand, plus l'énergie de déformation mécanique W_f augmente (figure 2.6(b)) car la poutre est de plus en plus contrainte. Cet inconvénient est compensé par l'augmentation (en valeur absolue) de l'énergie électrostatique W_e qui contribue au plaquage de la poutre. La figure 2.6(c) montre l'évolution de l'énergie totale W_{tot} du système en fonction du point de collage a et de la tension de commande V appliquée aux bornes des électrodes. Nous pouvons remarquer des puits d'énergie traduisant un état d'équilibre du dispositif et correspondant à un point de collage particulier pour une tension donnée. Ceci permet de connaître le comportement du point de collage a en fonction de la tension V (figure 2.6(d)).

2.3.2 Forces déployées et pressions modulables

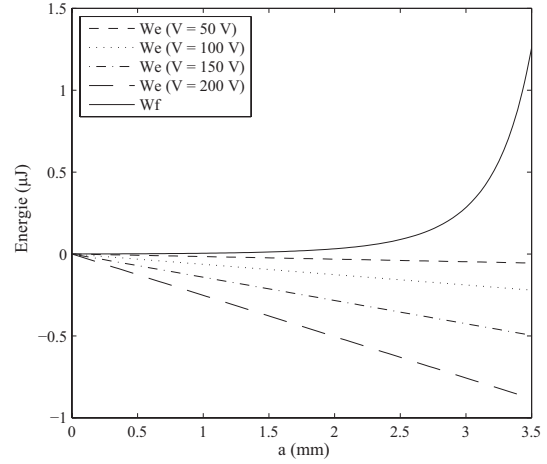
La force F disponible en bout de poutre correspond à l'effort tranchant T calculé dans le paragraphe précédent. Pour une courbure du second degré ($n = 2$) de la contre-électrode, cette force dépend des caractéristiques de la poutre (géométriques et matériels), du point de collage (a) et de la géométrie de la contre-électrode ($s(x)$). La force F déployée par cet actionneur vaut A_1 , soit :

$$F = \frac{12g_{max}aEI}{L(a^3 - 3La^2 + 3L^2a - L^3)} \quad (2.13)$$

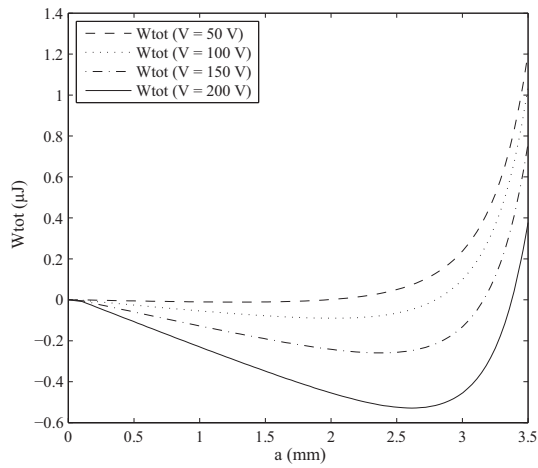
Le point de collage a étant lié à la tension de commande V , il est directement possible d'exprimer la force F en fonction de V (figure 2.6(e)). Pour une tension de commande V d'une centaine de Volts, nous disposons d'une force importante de plusieurs mN en bout de poutre. Cette force peut être utilisée pour ouvrir un orifice d'éjection d'air en dessous duquel règne une pression P que la poutre doit vaincre pour libérer cet orifice (figure 2.1). La pression modulable dépend alors de la section S de l'orifice d'éjection comme le montre la figure 2.6(f).



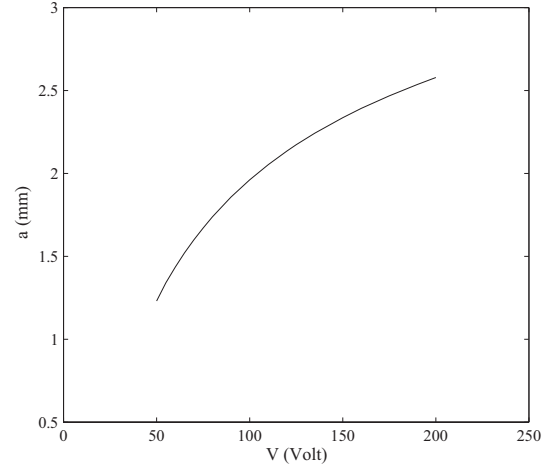
(a) Evolution de la déformée de la poutre pour différentes valeurs du point de collage a



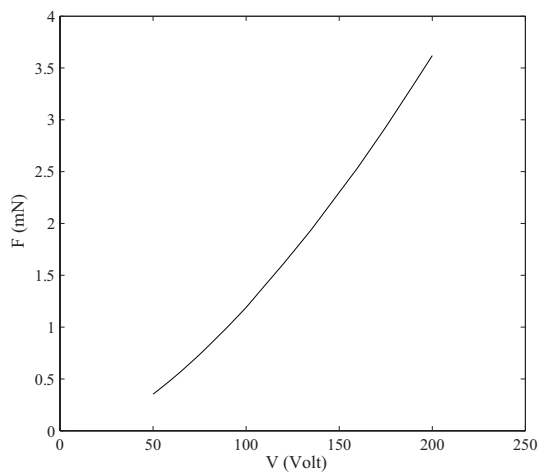
(b) Evolution de l'énergie de déformation mécanique W_f et électrostatique W_e de la poutre en fonction du point de collage a pour différentes tensions de commande V



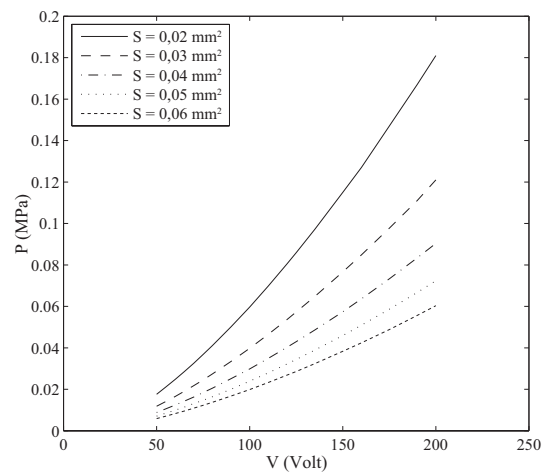
(c) Evolution de l'énergie totale du système en fonction du point de collage a pour différentes tensions de commande V



(d) Evolution du point de collage a en fonction de la tension de commande V



(e) Evolution de la force F déployée en bout de poutre en fonction de la tension de commande V



(f) Evolution de la pression P maximale modulable en fonction de la tension de commande V pour un orifice d'éjection de section S

2.4 Micro-fabrication

L'avantage principal de cette structure est d'être réalisée en quasi intégralité dans le même substrat de silicium comme l'illustre les étapes de fabrication de la figure 2.8. En comparaison avec le procédé de fabrication du précédent actionneur, nous nous affranchissons d'étapes délicates d'assemblage et d'alignement entre substrats. La poutre mobile, actionnée électrostatiquement, est obtenue par gravure plasma (étape E). Sa largeur correspond à l'épaisseur du substrat. Cette structure ne nécessite pas d'électrode en métal déposé : nous polarisons directement le silicium de faible résistivité. La couche isolante (silice) est obtenue par oxydation thermique du silicium (étape F). Des contacts électriques en aluminium sont déposés par pulvérisation et diffusés thermiquement (étapes G à J et K). Un substrat en verre, soudé au substrat silicium, constitue un support. Une astucieuse gravure face arrière du silicium (étape C) évite à la poutre d'être soudée au substrat en verre. L'assemblage est ensuite scié pour libérer mécaniquement et électriquement chaque structure (figure 2.9).

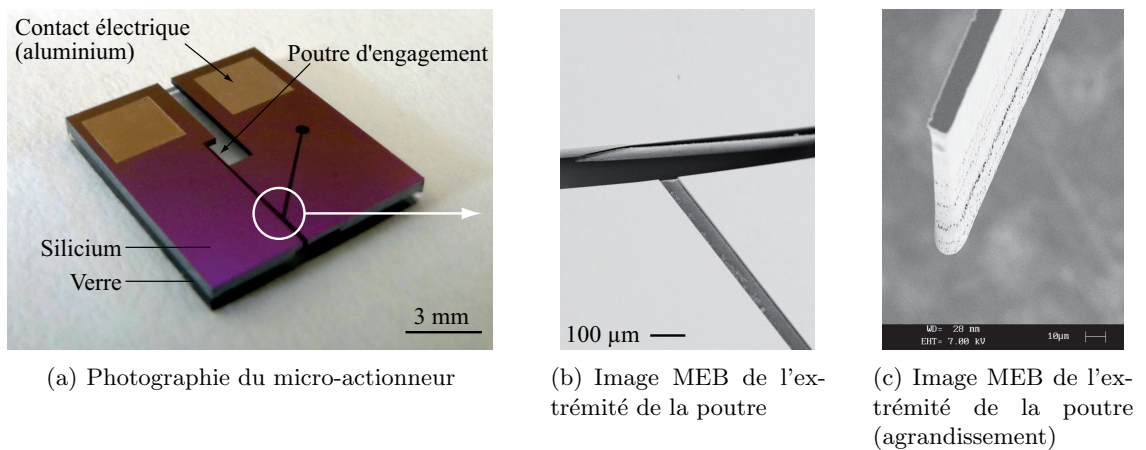


FIGURE 2.7 – Images du micro-actionneur à effet zipping dans le plan du substrat

Les figures 2.7(a) et 2.7(b) permettent de distinguer la poutre en silicium mobile et la poutre d'engagement qui permet de favoriser le collage de la poutre mobile et abaisser la tension de *pull-in*. L'agrandissement du bout de la poutre (figure 2.7(c)) met en évidence les effets de la gravure plasma (*scalloping*) dont la non verticalité des flancs de gravure.

La particularité de la gravure plasma (DRIE) permettant l'obtention de la poutre mobile est une gravure débouchante : le substrat est gravé de part en part. L'inconvénient est alors l'apparition de fuites de gaz refroidissant (propre à la machine de gravure) à travers les ouvertures. Nous assistons à un échauffement du substrat dans la chambre de gravure provoquant des détériorations de la qualité de la gravure et de la résine photolithographique (destruction des motifs). Pour remédier à ce phénomène nous devons placer, sous le substrat principal, un second substrat qui doit empêcher les fuites de gaz. La difficulté est maintenant de séparer méticuleusement les deux substrats.

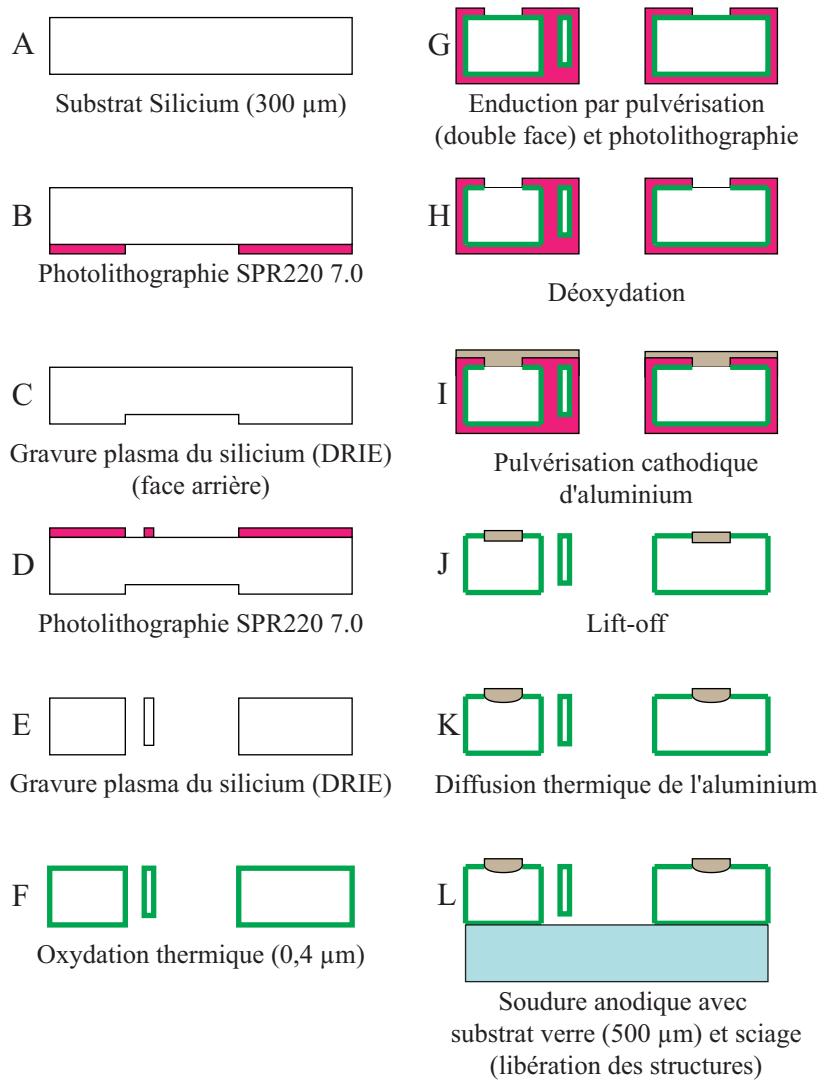


FIGURE 2.8 – Etapes de micro-fabrication de l'actionneur à effet zipping dans le plan du substrat

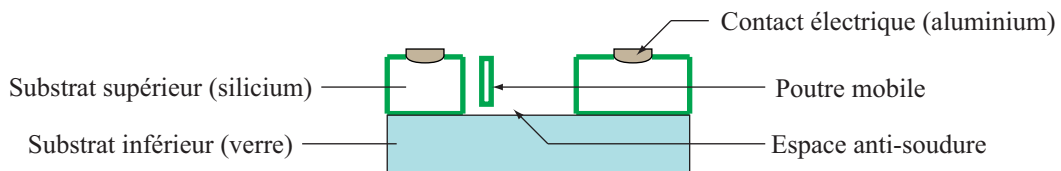


FIGURE 2.9 – Schéma du micro-actionneur à actionneur à effet zipping dans le plan du substrat

2.5 Caractérisation électro-mécanique

2.5.1 Mesure du condensateur à vide

Le composant équivalent électrique à vide ($y(x) = 0$) du micro-actionneur est un condensateur équivalent C_0 qui est fonction des paramètres géométriques et de la nature du diélectrique utilisé. Sa valeur théorique est :

$$C_0 = \varepsilon_0 \varepsilon_r \frac{S}{e} \quad (2.14)$$

avec $\varepsilon_0 = 8,85 \cdot 10^{-12} \text{ A.s.V}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ la permittivité absolue du vide, ε_r la permittivité relative de l'isolant, S la surface des électrodes en regard et e la distance entre les électrodes.

L'impédance électrique équivalente complexe Z_{C_0} peut être symbolisée par une résistance R_s en série avec un condensateur (parfait) C_s . Le micro-système ne correspond pas à un condensateur parfait, la résistance (R_s) symbolise la résistance électrique provoquée par la circulation des charges dans le silicium (de résistivité $\rho \approx 0,01 \text{ } \Omega \cdot \text{cm}$). Le schéma électrique équivalent à vide (figure 2.10) de l'actionneur équivaut à une impédance électrique équivalente complexe simplifiée qui s'écrit :

$$Z_{C_0} = R_s + \frac{1}{jC_s \omega} \quad (2.15)$$

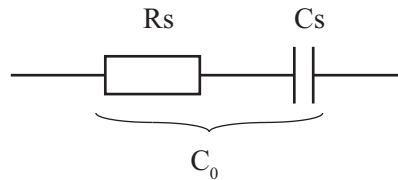
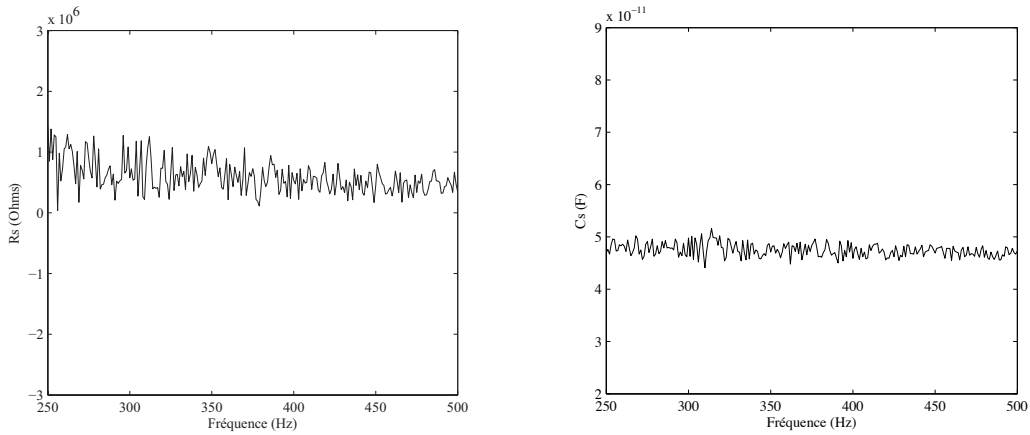


FIGURE 2.10 – Schéma électrique équivalent simplifié de l'actionneur à effet zipping dans le plan du substrat

A vide (pour V inférieure à la tension de *pull-in*), les valeurs de R_s et de C_s peuvent être déterminées à l'aide d'un analyseur de réseau. Les résultats de ces mesures sont donnés aux figures 2.11(a) et 2.11(b).

2.5.2 Dispositif expérimental

L'application d'une différence de tension entre les électrodes du micro-actionneur, par le biais des contacts électriques, a permis l'actionnement électrostatique de la poutre. Une tension de collage V_{p-i} (tension de *pull-in*) de l'ordre de 120 V_{DC} a été nécessaire pour faire passer la poutre de l'état (*off*) de repos (figure 2.12(a)) à l'état actionné (*on*) (figure 2.12(b)).



(a) Résistance équivalente en fonction de la fréquence
(b) Condensateur équivalent en fonction de la fréquence

FIGURE 2.11 – Caractéristiques électriques équivalentes à vide du micro-actionneur à effet zipping dans le plan du substrat

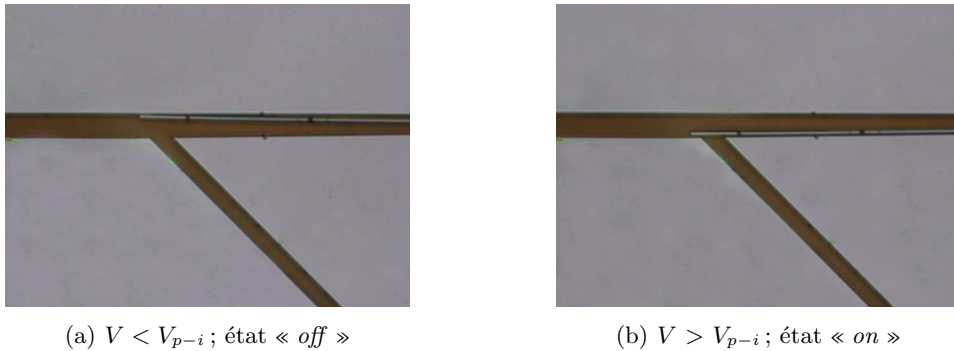


FIGURE 2.12 – Actionnement électrostatique de la poutre mobile par une tension de commande V

2.5.2.1 Réponse indicielle

La réponse indicielle du micro-actionneur permet de déterminer le temps de montée T_m du système; c'est à dire la durée nécessaire à la poutre pour atteindre l'état « on » suite à l'application d'un échelon de tension ($V \geq V_{p-i}$). Ce temps de montée (durée incompressible) nous donne une information relative à la fréquence maximale d'actionnement que nous pouvons espérer (bande passante).

Afin de déterminer l'évolution de la position de la poutre suite à un échelon de tension, un banc de caractérisation spécifique est nécessaire car une caméra classique à 60 images/s (1 image toutes les 16,7 ms) ne permet pas un échantillonnage temporelle suffisant.

Le banc de caractérisation (figure 2.13) est un microscope (équipé d'une caméra CCD¹) dont la source lumineuse (LED²) est synchronisée avec la tension de commande V (figure 2.14)

1. Charge Coupled Device
2. Light-Emitting Diode

appliquée aux électrodes de l'actionneur. L'acquisition d'une image à une position i nécessite plusieurs expositions (20 expositions de durée Δi aux instants t_i, t_{i+T}, t_{i+2T} , etc.; avec T la période du signal de commande) pour obtenir un bon contraste (figure 2.15). L'acquisition de la prochaine image/position a lieu de la même manière à un instant $t_i + \Delta t$ où Δt correspond à la période d'échantillonnage de mesure (ici $\Delta t = 100 \mu s$). Cette technique de mesure exige un comportement stable du système de telle manière que l'exposition du capteur optique ait toujours lieu pour la même position de poutre. C'est pour cette raison que le temps de descente T_d (passage de l'état *on* à l'état *off*) n'a pas pu être mesuré : le comportement de la poutre lors de cette phase n'est pas répétable. Cette non répétabilité de comportement peut provenir d'une circulation non contrôlée des charges (et donc des forces électrostatiques) ou de phénomènes d'adhérence qui provoquent un relâchement aléatoire de la poutre.

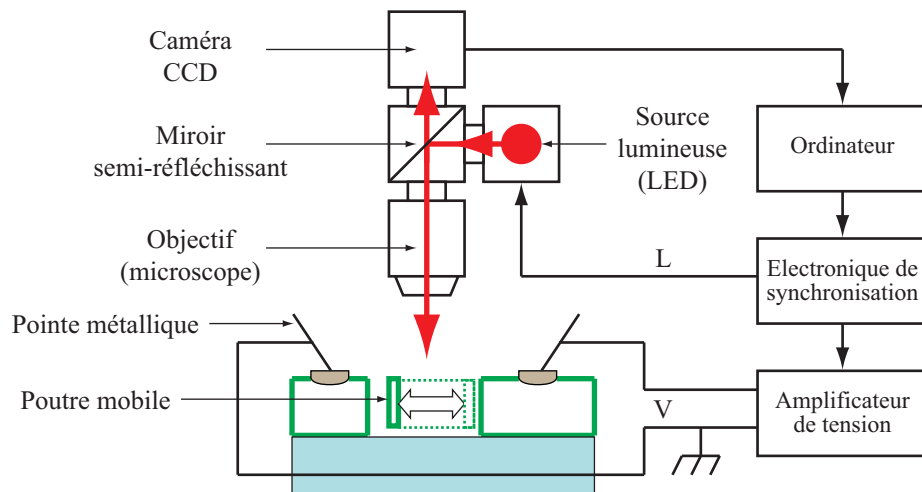


FIGURE 2.13 – Schéma du banc de caractérisation électro-mécanique pour le micro-actionneur à effet zipping dans le plan du substrat ; mesure de la réponse indicielle

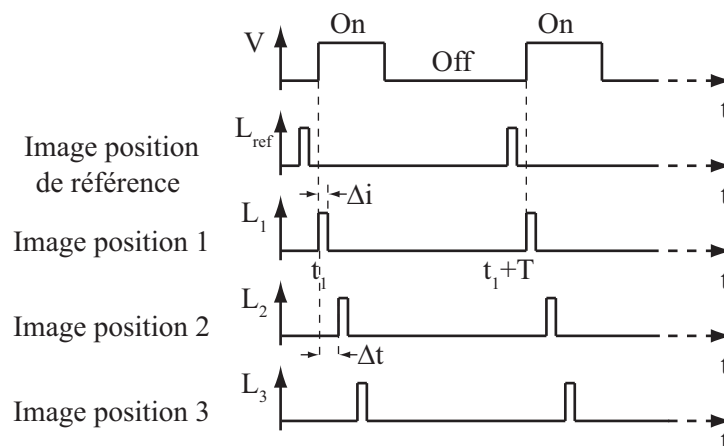


FIGURE 2.14 – Chronogrammes des signaux de synchronisation du banc de caractérisation électro-mécanique ; mesure de la réponse indicielle

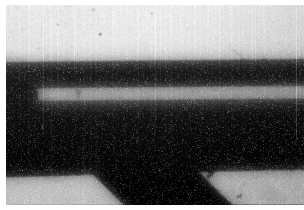
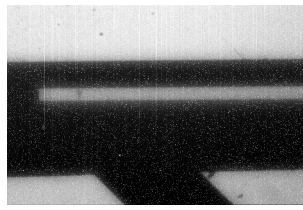
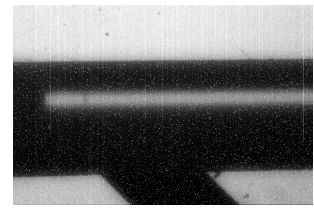
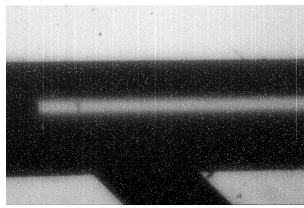
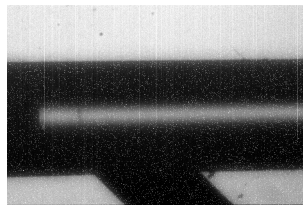
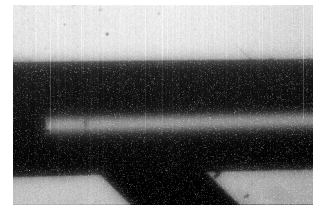
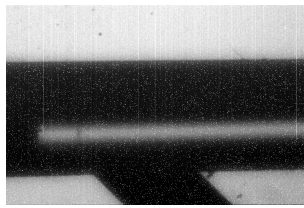
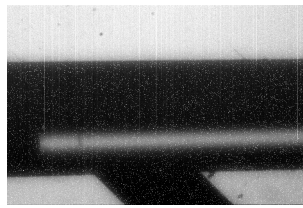
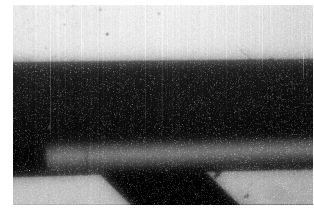
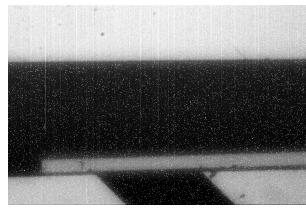
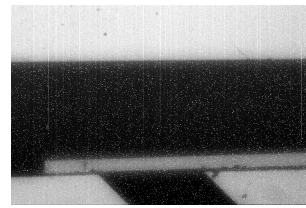
(a) $t = 0^-$; $V = 0$ V(b) $t = 100 \mu\text{s}$; $V = 130$ V(c) $t = 200 \mu\text{s}$; $V = 130$ V(d) $t = 300 \mu\text{s}$; $V = 130$ V(e) $t = 400 \mu\text{s}$; $V = 130$ V(f) $t = 500 \mu\text{s}$; $V = 130$ V(g) $t = 600 \mu\text{s}$; $V = 130$ V(h) $t = 700 \mu\text{s}$; $V = 130$ V(i) $t = 800 \mu\text{s}$; $V = 130$ V(j) $t = 900 \mu\text{s}$; $V = 130$ V(k) $t = 1000 \mu\text{s}$; $V = 130$ V

FIGURE 2.15 – Images au microscope de l'extrémité de la poutre du micro-actionneur à effet zipping dans le plan du substrat; Evolution de la position au cours du temps suite à un échelon de tension de commande à l'instant $t = 0^+$ ($V = 130$ V)

La figure 2.16 montre l'évolution quasi linéaire de la position de la poutre au cours du temps suite à un échelon de tension de commande. Le temps de montée (durée du passage de l'état *off* à l'état *on*) est inférieur à 1 ms ($T_m < 1\text{ms}$) ce qui peut laisser présager d'une bande passante de plusieurs centaines de Hertz que nous pouvons déterminer plus finement par une analyse en fréquence (réponse harmonique).

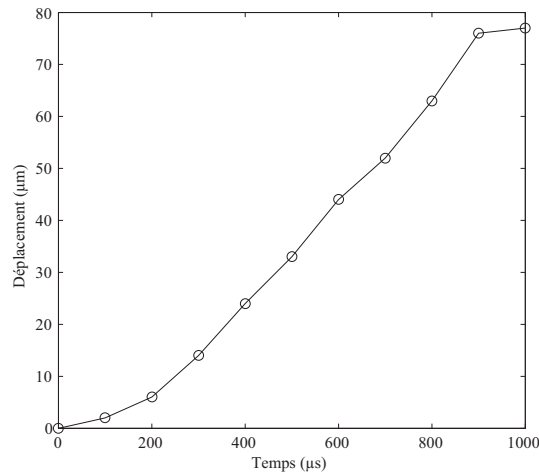


FIGURE 2.16 – Evolution de la position de l'extrémité de la poutre du micro-actionneur à effet zipping dans le plan du substrat au cours du temps suite à un échelon de tension de commande à l'instant $t = 0^+$ ($V = 130\text{ V}$)

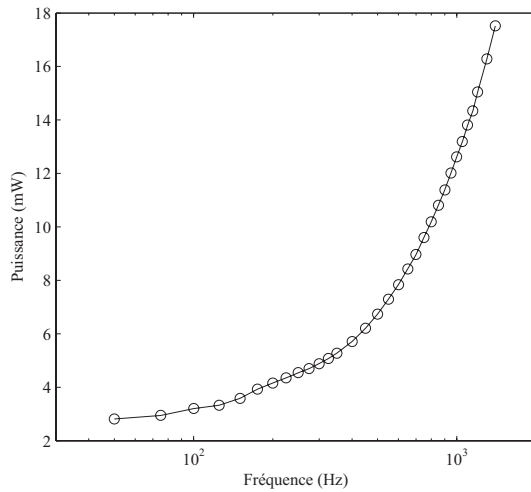
2.5.2.2 Réponse harmonique

L'étude de la réponse harmonique permet de déterminer la bande passante du système et déterminer la fréquence maximale d'actionnement qui correspond à la fréquence de coupure f_c au-delà de laquelle la poutre ne « suit » plus le signal de commande.

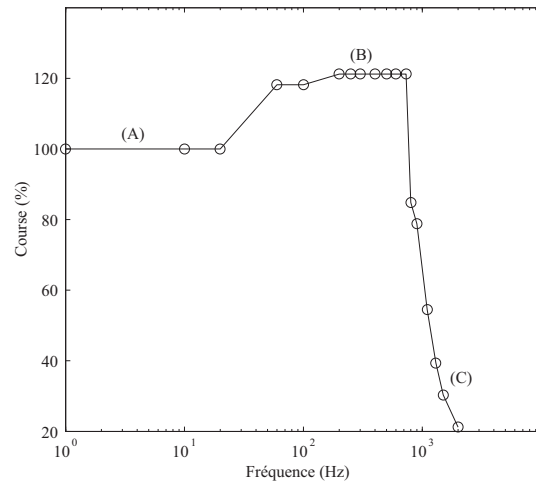
Un générateur de signaux et de fréquence variable associé à un amplificateur de tension constitue le dispositif expérimental pour l'étude de la réponse harmonique. La mesure du courant d'alimentation, par le biais d'un ampèremètre inséré dans le circuit, permet de calculer la puissance consommée par l'actionneur qui ne dépasse pas 5 mW pour une tension sinusoïdale de 150 V et une fréquence de 300 Hz (figure 2.17(a)).

La réponse harmonique du système (figure 2.17(b)) dénote d'un système du second ordre avec une fréquence de coupure de l'ordre de 1 kHz ($f_c \approx 1\text{ kHz}$). Un phénomène de résonance est observé à partir de 110 Hz. Au delà de cette fréquence, la courbe est « écrêtée » à cause des contraintes géométriques qui limitent la poutre dans son débattement (présence de parois en haut et en bas).

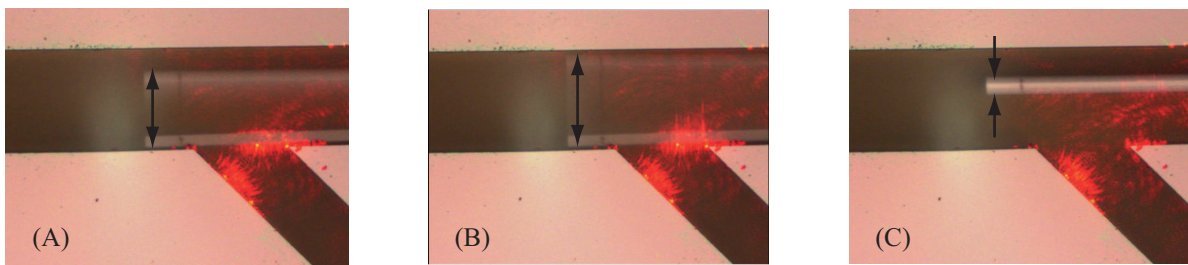
Le tableau 2.3 rappelle les performances et les principales caractéristiques de l'actionneur à effet zipping dans le plan d'un substrat en silicium de $300\ \mu\text{m}$ d'épaisseur.



(a) Puissance dissipée en fonction de la fréquence d'actionnement



(b) Evolution de la course de l'extrémité de la poutre en fonction de la fréquence d'actionnement



(c) Image de l'extrémité de la poutre en vibration pour différentes fréquences d'actionnement (course)

 FIGURE 2.17 – Caractéristiques dynamiques et électro-mécaniques du micro-actionneur à effet zipping dans le plan du substrat ($V = 150$ V)

TABLE 2.3 – Caractéristiques et performances électro-mécaniques du micro-actionneur à effet zipping dans le plan du substrat

Caractéristiques	Valeurs
Encombrement dans le plan	0,45 mm ²
Encombrement dans le volume	0,14 mm ³
Course disponible en bout de poutre	100 μm
Force disponible en bout de poutre	2,3 mN à 150 V
Tension de commande minimale V	120 V
Bande passante	0 - 1000 Hz
Consommation électrique	< 5 mW à 150 V et 300 Hz

2.6 Structures fluidiques

A partir du micro-système que nous venons de mettre au point (dont les performances sont rappelées dans le tableau 2.3), nous avons imaginé différentes structures fluidiques (valves) faisant appel à ce type d'actionneur. En première intention, nous avons étudié une valve dite « tout

ou rien » (TOR). Comme son nom l'indique l'actionneur est utilisé ici pour obstruer complètement un orifice, pilotant ainsi son ouverture et sa fermeture. Dans un second temps, nous avons étudié une structure travaillant en « déviation » qui dirige le fluide dans une direction ou l'autre.

Les performances fluidiques des structures que nous venons de citer ont été établies à partir de simulations par éléments finis (leur paramétrage est détaillé au paragraphe 2.3 du prochain chapitre). Ces simulations sont basées sur une étude temporelle d'un fluide incompressible (équations de Navier et Stokes). Le comportement dynamique de la poutre (du micro-actionneur) couplé à l'influence du fluide n'est pas pris en compte. L'ouverture et la fermeture progressive de la valve (poutre mobile) est réalisée par une modification géométrique de la structure fluidique.

2.6.1 Valve tout ou rien

La structure de la valve tout ou rien (TOR), à base d'un micro-actionneur dans le plan du substrat, est illustrée par le schéma de la figure 2.18(a). Un canal d'alimentation fluide est alternativement fermé et ouvert par la poutre mobile constituant ainsi la valve TOR (figure 2.19). D'après la figure 2.18(b), pour une pression d'alimentation donnée, la vitesse moyenne de sortie augmente avec l'ouverture de la valve (libération du canal d'alimentation par la poutre mobile). Lorsque la valve est fermée (ouverture = 0 %) la vitesse de sortie est nulle et inversement, lorsque la valve est ouverte (ouverture = 100 %) la vitesse est maximale. Dans cette structure fluidique, la poutre doit fournir une force proportionnelle à la pression d'entrée (qui définit la vitesse de sortie). Pour diminuer la pression contre laquelle la poutre doit lutter, une autre structure fluidique a été étudiée : une valve à déviation.

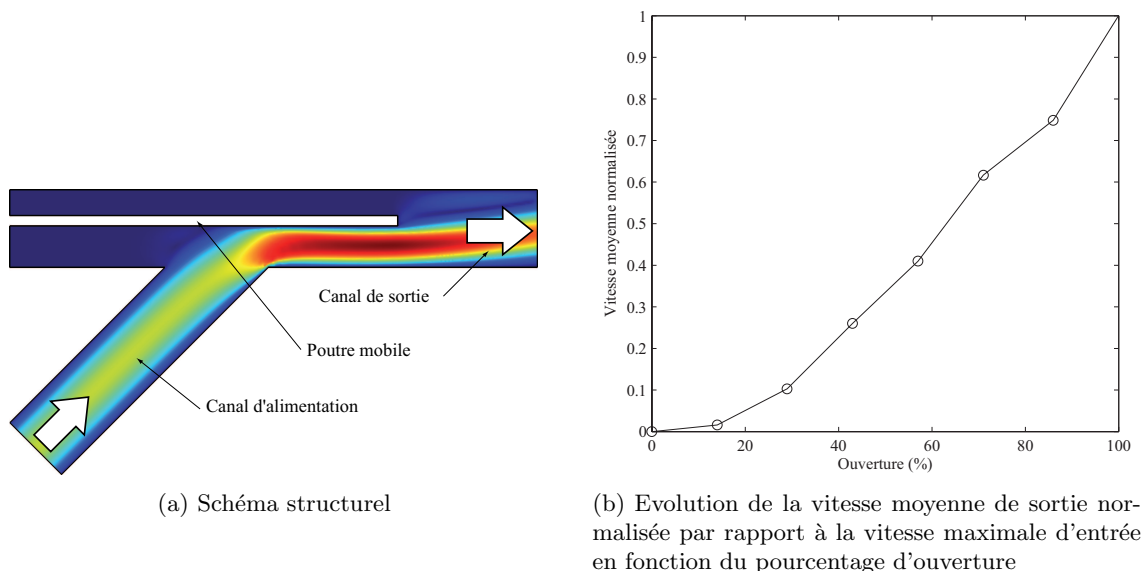


FIGURE 2.18 – Schéma structurel et performances fluidiques de la valve TOR

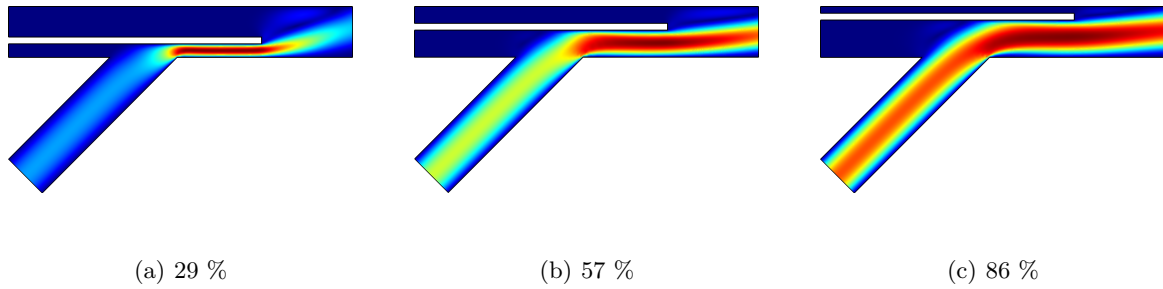


FIGURE 2.19 – Comportement du fluide en fonction du pourcentage d'ouverture de la valve TOR

2.6.2 Valve à déviation

L'avantage de cette valve est de ne pas avoir à lutter en totalité contre la pression exercée par le fluide contrairement à la valve TOR où l'actionneur est sollicité davantage. En effet, au lieu d'interrompre l'écoulement fluide, celui-ci est dévié dans un autre canal de sortie (figure 2.21(a)). Lorsque la valve est fermée (ouverture = 0 %), la totalité du fluide est déviée dans le canal de sortie 2. Lorsque la valve est ouverte (ouverture = 100 %), la plus grande partie de l'écoulement se dirige vers le canal de sortie 1. Il existe néanmoins un courant de fuite inévitable en direction de la sortie 2 (comme le suggère les courbes de la figure 2.21(b)). Comparée à une valve TOR, la valve à déviation permet de moduler des pressions moins importantes pour la même vitesse de sortie (ce qui la rend plus performante); environ 60 % de moins à 14 % d'ouverture (figure 2.22). La valve à déviation peut fonctionner selon deux modes en fonction de la sortie utilisée :

- en utilisant la sortie 1, nous disposons d'une valve 0/90 environ. Fermée : l'écoulement est totalement coupé; ouverte : 90 % du fluide est dévié en sortie.
- en utilisant la sortie 2, nous disposons d'une valve 20/100 environ. Fermée : l'écoulement est totalement dévié en sortie; ouverte : il subsiste 20 % de l'écoulement (en termes de vitesse).

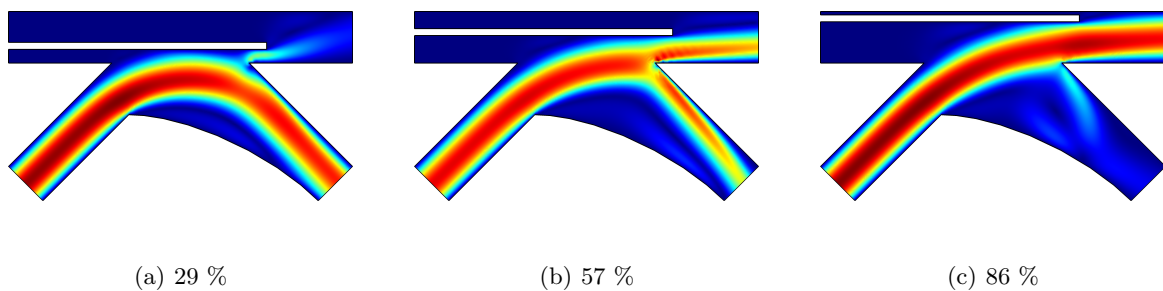


FIGURE 2.20 – Comportement du fluide en fonction du pourcentage d'ouverture de la valve à déviation

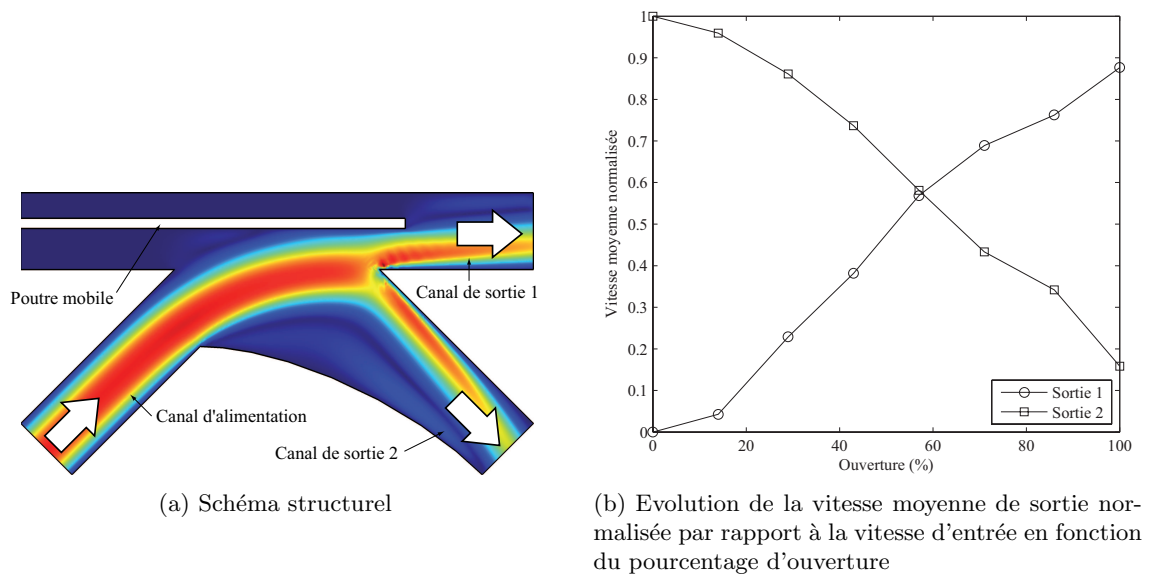


FIGURE 2.21 – Schéma structurel et performances fluidiques de la valve à déviation

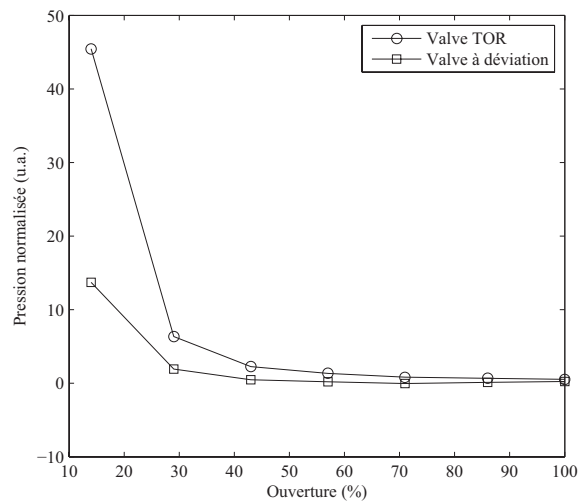


FIGURE 2.22 – Evolution de la pression normalisée par rapport à la vitesse de sortie (sortie 1) s'exerçant sur la poutre en fonction du pourcentage d'ouverture

2.6.3 Micro-fabrication

A une différence près, la réalisation en salle blanche des micro-valves de type TOR et à déviation est, en ce qui concerne le substrat de silicium, similaire à celle décrite dans la figure 2.8 concernant l'actionneur à effet zipping dans le plan du substrat. L'actionneur fabriqué ici dispose d'une contre-électrode (symétrique de l'originale) qui permet de contrôler le retour de la poutre lors de la phase d'ouverture de la valve. Ceci implique donc un système à trois électrodes et par le fait trois contacts électriques que nous pouvons distinguer sur les figures 2.23(a), 2.23(b) et l'annexe H.2.

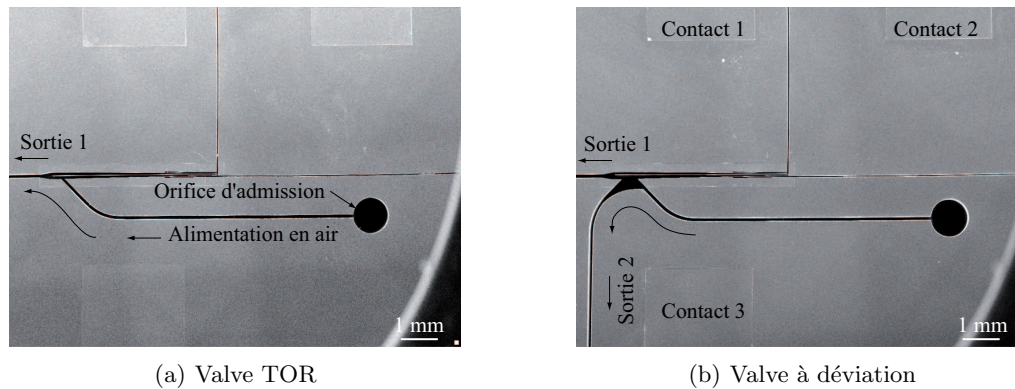


FIGURE 2.23 – Images MEB des micro-valves à base d'actionneurs à effet zipping dans la plan du substrat

Comme pour l'actionneur à effet zipping (figure 2.9), une gravure superficielle ($\approx 5 \mu\text{m}$) en face-avant du substrat en silicium au niveau des parties mobiles (poutres) est réalisée par gravure plasma (DRIE) pour éviter que les poutres ne soient soudées au substrat supérieur en verre qui recouvre le dispositif pour sceller les canaux fluidiques (figures 2.24 et 2.25). Cette gravure « anti-soudure » dans le silicium garantit, contrairement à une gravure semblable dans le verre du substrat supérieur ou inférieur, aucun mauvais alignement entre les poutres et cette gravure comme nous avons malheureusement pu le constater dans un processus de fabrication préalable.

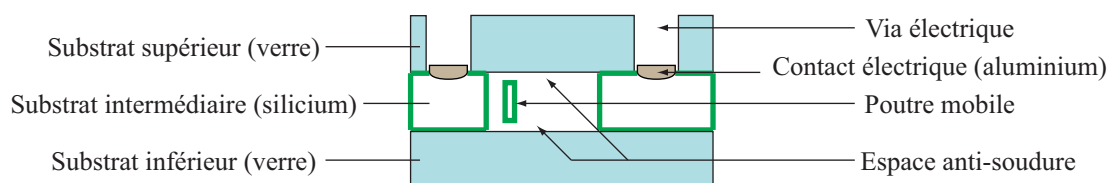


FIGURE 2.24 – Schéma d'une micro-valve à actionneur à effet zipping dans le plan du substrat

Néanmoins les phases de soudure anodique entre substrats se révèlent être, vis-à-vis des parties mobiles (poutres), une étape rude puisque ces dernières n'y ont pas résisté et se sont fissurées sous l'action des contraintes engendrées durant la phase de compression. Endommagées, les poutres n'ont pas pu être actionnées et nous n'avons pas pu tester l'efficacité des micro-

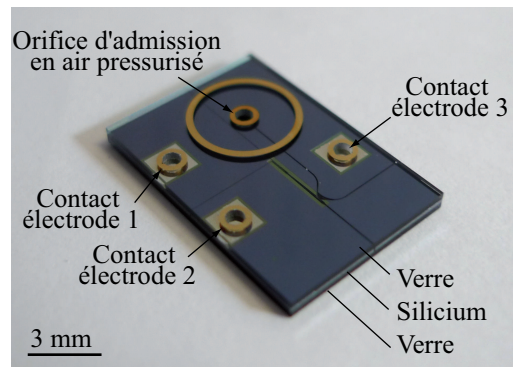


FIGURE 2.25 – Photographie de la micro-valve (à déviation)

valves. Cependant, un travail de développement de procédé de soudure anodique moins agressif et l'utilisation d'écarteurs plus fins permettraient certainement d'augmenter le taux de réussite en diminuant les contraintes mécaniques. En effet, avant que les substrats ne soient mis en contact, trois écarteurs (spatules) sont insérés entre et à la périphérie des substrats pour que la soudure anodique débute par le centre (effet de cintrage des substrats préjudiciable aux structures fragiles) pour éviter l'emprisonnement de bulles d'air. Ensuite, ils sont retirés pour terminer la soudure sur toutes les surfaces restantes. De plus, l'utilisation de substrat SOI permettrait également de s'affranchir d'une étape de soudure entre substrat, augmentant de ce fait les probabilités de réussite.

2.7 Conclusion

L'actionneur à effet zipping dans le plan du substrat demeure un bon candidat pour la réalisation d'une micro-valve, car comme nous l'avons prouvé, il présente des performances relativement exceptionnelles à l'échelle des micro-systèmes :

- une fréquence d'actionnement de l'ordre de 1 kHz,
- une force de plusieurs mN qui peut encore être décuplée en multipliant les actionneurs
- une consommation électrique faible adéquate aux systèmes embarqués,
- une fabrication simple avec un petit nombre d'étapes pour un coût réduit.

L'utilisation d'un substrat SOI et d'une technique de gravure de la silice par voie gazeuse (pour libérer la poutre), nous permettrait de nous affranchir d'une étape de soudure supplémentaire entre substrats.

Il faut maintenant adjoindre à cet actionneur une structure fluide : une buse d'éjection qui puisse modeler un fluide en un jet dont les caractéristiques soient compatibles avec une application aéronautique ou automobile pour le contrôle des écoulements aérauliques et/ou avec une application destinée à la micro-manipulation pneumatique d'objet.

Conclusion du chapitre

Les micro-actionneurs électrostatiques présentent des avantages non négligeables en ce qui concerne leur consommation énergétique et leur relative facilité de fabrication. Inversement, la faiblesse de leurs forces générées et de leur déplacement n'en font pas les prétendants idéaux pour des applications faisant appel à ces spécifications. Cependant, une structure électro-mécanique particulière que l'on appelle - à effet zipping - permet d'atténuer les défauts de ces micro-actionneurs en minimisant l'espace entre les électrodes.

Nous avons étudié et fabriqué selon des micro-techniques de type MEMS deux micro-actionneurs électrostatiques à effet zipping : l'un présentant un actionnement hors plan du substrat et l'autre dans le plan du substrat.

Le micro-actionneur à effet zipping hors plan du substrat demande la fabrication d'une poutre bi-encastree à deux altitudes différentes ce qui rend cette structure difficile à mettre en œuvre, en particulier du point de vue de la micro-fabrication. Nous avons donc proposé une structure composée d'une poutre bi-encastree à la même altitude et obtenue par gravure plasma (DRIE). Un déplacement axial d'un de ses encastremets permet son flambage puis nous devons la contraindre géométriquement pour obtenir deux parties déformée en « S » pouvant faire l'objet d'un actionnement électrostatique. Cet apport d'énergie de déformation mécanique initial permet d'économiser l'énergie électrostatique équivalente qu'il aurait fallu fournir au système pour positionner l'électrode mobile dans sa configuration géométrique finale. De cette manière, il nous est possible de proposer un micro-actionneur affichant des performances théoriques relativement élevées : une force d'actionnement de l'ordre de 60 mN sous 300 Volts. Malgré une étude électro-mécanique analytique basée sur un algorithme numérique montrant la faisabilité d'un tel actionnement, les caractérisations électro-mécaniques n'ont pas pu confirmer notre étude théorique. Les causes de ce dysfonctionnement semblent résider dans un comportement mal contrôlé de l'encastrement mobile responsable du flambage de la poutre et des effets inhérents à l'assemblage de substrats. Pour s'affranchir de ces défauts, nous avons fabriqué une structure électrostatique à effet zipping alternative intégrée dans un seul et même substrat de silicium.

Afin de réduire le nombre de substrats nécessaires à la micro-fabrication d'un actionneur électrostatique à effet zipping, une structure gravée par gravure plasma dans un unique substrat de silicium a été étudiée. L'actionneur repose sur une poutre encastree-libre qui, sous l'action de forces électrostatiques, fléchit en épousant la forme d'une contre-électrode incurvée. Une partie de l'énergie électrostatique fournit au dispositif est utilisée pour déformer la poutre tandis que

l'autre peut être dédiée à une tâche particulière comme l'ouverture d'un orifice pneumatique. Selon l'étude mécanique analytique réalisée, le micro-actionneur que nous avons fabriqué est en mesure de fournir une force d'actionnement théorique de plusieurs mN pour une consommation électrique inférieure à 5 mW sous une tension d'alimentation de 150 Volts. Sous cette tension, une fréquence d'actionnement de l'ordre de 1000 Hz a été mesurée avec une course en bout de poutre supérieure à 100 μm . A partir de l'architecture de cet actionneur, des structures fluidiques ont été développées pour constituer une micro-valve. La valve à déviation proposée permettrait de moduler des pressions d'alimentation au moins 60% supérieure à celle d'une valve tout ou rien. Des micro-valves de ce type ont été fabriquées en réalisant un assemblage de trois substrats (verre, silicium, verre) mais n'ont pas pu faire l'objet d'un actionnement à cause de l'endommagement des poutres mobiles. En effet la fragilité des poutres associée à la rudesse (contraintes thermo-mécaniques) du procédé d'assemblage par soudure anodique demandent le développement d'une structure alternative comme l'utilisation d'un substrat SOI pour économiser une étape d'assemblage. Néanmoins, la structure composée d'un substrat de silicium et de verre a démontré qu'un actionnement électrostatique à effet zipping dans le plan du substrat était réalisable.

Chapitre III

Générateur de micro-jet incliné sur silicium

1. Caractéristiques d'un jet

1.1 Introduction

Les jets de fluide, liquide ou gazeux, ont été étudiés dans de nombreux travaux scientifiques car ils sont utilisés dans de multiples domaines et applications. Ces jets présentent, en fonction de leur usage et du but recherché, différentes caractéristiques physiques et modes de fonctionnement. Ces caractéristiques sont par exemple leur dimensions (taille, forme), leur vitesse et fréquence d'éjection, leur inclinaison (angle d'incidence), etc. Pour exemple de la vie quotidienne, rapidement et succinctement, nous pouvons citer les têtes d'écriture des imprimantes à jets d'encre (figure 1.1), les injecteurs au niveau des moteurs thermiques, les sprays des bombes aérosols, les buses à eau ou à bulles pour les bains bouillonnants, les murs d'air à l'entrée des supermarché, les tuyères de propulsion équipant les avions à réaction, etc. Par ces exemples nous réalisons immédiatement, du point de vue technique et économique, l'importance (et l'importante utilisation) des systèmes pouvant produire de tels jets. D'autres applications plus loin de la pensée commune font également appel à des jets (d'air contrôlés) comme pour le contrôle des flux d'air à la paroi des ailes d'avions ou le déplacement et le positionnement de petits objets, flottant sur coussin d'air, dans le cas d'une application relative à la micro-manipulation d'objet (micro-usine).

Les structures produisant des jets, qu'elles soient naturelles ou artificielles, macroscopiques ou microscopiques, présentent une architecture commune. Elles sont en général composées :

- d'un réservoir (cavité) contenant le fluide à éjecter,
- d'une buse d'éjection (orifice de sortie) qui permet de former le jet et parfois
- d'un canal reliant le réservoir et la buse pour acheminer le fluide de l'un à l'autre.

L'éjection a lieu soit sous l'effet d'un actionnement mécanique, pneumatique, thermique, etc. selon les cas.

TABLE 1.1 – Quelques exemples de structures génératrices de jets

Structure génératrice de jets	Microscopique	Macroscopique
Vivante	Serpent cracheur de venin (éjection du venin par les crocs)	Mollusque marin (propulsion par jets)
Naturelle	Fumerolle	Volcan Geyser
Artificielle	Injecteur de moteur Tête d'imprimante à jets d'encre (figure 1.1) Spray (bombe aérosol)	Jet d'eau (fontaine) Lance à incendie

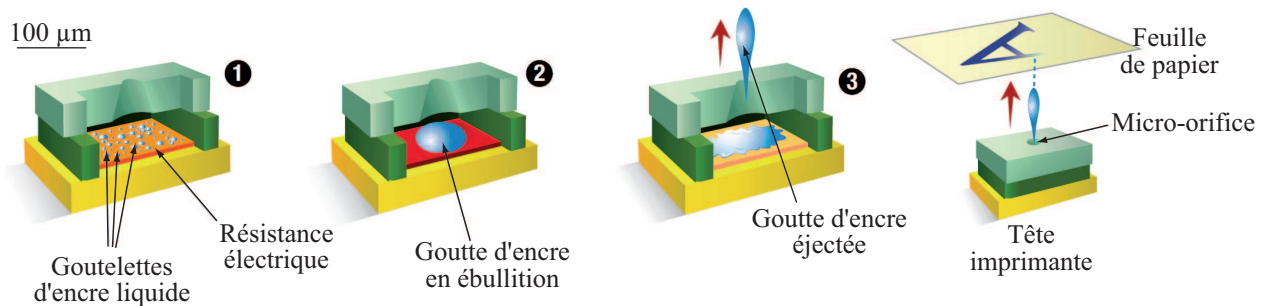


FIGURE 1.1 – Micro-dispositif artificiel produisant des jets ; exemple de la tête d'imprimante à jets d'encre [57]. ① micro-réservoir contenant de l'encre liquide, ② goutte d'encre en ébullition sous l'action de la résistance, ③ goutte d'encre éjectée sous l'action de la pression

1.2 Classification des jets

Les jets, dits stationnaires, de fluide comprennent les jets de liquide et de gaz. Ce sont ces derniers qui vont nous intéresser dans le reste de cette étude. Les jets de gaz peuvent être classifiés en deux catégories :

- les jets de gaz sous différentes configurations et
- les jets d'aérosol.

Les jets de gaz regroupent :

- les jets libres turbulents (d'un fluide dans un fluide au repos identique ou non) qui peuvent présenter une section plane (issue d'une fente [58] [59]), ronde (issue d'un orifice/buse circulaire [58] [59]) ou tridimensionnelle (issue d'un orifice rectangulaire [60] par exemple) ou autre ;
- les jets libres verticaux ayant une masse volumique différente du fluide ambiant [61] ;

- les panaches verticaux sans vitesse initiale ;
- les jets dans des situations autres comme des jets confinés (dans des canaux par exemple), des jets impactant des parois (libres ou non), des jets débouchant dans un fluide en mouvement (identique ou non), etc.

Quant aux jets d'aérosol (jets diphasiques), ils sont constitués d'une phase continue (gaz porteur) et d'une phase condensée sous la forme de particules liquides ou solides.

1.3 Jet libre turbulent

Dans les applications étudiées et développées dans la suite de ce manuscrit, les jets d'air utilisés sont à fortiori turbulents ; l'étude qui suit est par le fait essentiellement axée sur les jets dits libres et turbulents.

Le jet (écoulement cisailé) est le résultat de l'injection d'un fluide dans un milieu au repos ou animé d'un mouvement particulier. Le jet ainsi obtenu est le siège de phénomènes fluidiques, des structures tourbillonnaires, caractéristiques d'un écoulement turbulent. Le jet est dit libre parce qu'il n'est pas influencé par un élément perturbateur (parois, obstacles). Dans le cas contraire, on parle de jet confiné ou limité.

Du point de vue historique, Förthmann [62] a mené les premières expériences sur les jets plans turbulents en 1936. En 1946, Corrsin [63] [64] a étudié et mesuré les caractéristiques de la turbulence sur des jets circulaires. Beaucoup d'autres études ont suivi avec principalement Wygnansky (1969) [65], Rajaratnam (1976) [59], Abramovich (1982) [66] ou encore Hussein en 1994 [67].

1.3.1 Caractéristiques physiques de la turbulence

1.3.1.1 Notion de turbulence

Les écoulements fluidiques sous leur forme turbulente est celle que l'on rencontre dans la majorité des cas. La turbulence, dans le cas des fluides (liquide ou gaz) est l'état dans lequel le fluide présente un comportement tourbillonnaire. Ces tourbillons ont une taille, une position, une orientation qui fluctuent dans le temps, ce qui les rend difficilement prévisibles, erratiques. Ces phénomènes apparaissent lorsque l'énergie cinétique qui met en mouvement le fluide est relativement grande devant les forces de viscosité qui tendent à s'opposer au déplacement du fluide. Ces phénomènes tourbillonnaires existent dans de nombreuses échelles temporelles et spatiales donnant alors au fluide un aspect désordonné, un comportement non linéaire.

1.3.1.2 Echelle de la turbulence

Un écoulement turbulent est caractérisé par sa structure tourbillonnaire tridimensionnelle. Les tourbillons le composant présentent des dimensions qui se répartissent sur un large éventail d'échelles spatiales. La dissipation énergétique des structures tourbillonnaire se déroule selon un procédé mis en avant par Richardson [68] en 1922 et repris par Kolmogorov [69] en 1941.

Cette dissipation énergétique se déroule selon un phénomène de « cascade énergétique » où les tourbillons de grandes tailles (les plus énergétiques) se décomposent en tourbillons de plus petits gabarits moins énergétiques (redistribution de l'énergie, due aux effets inertiels, dans des structures filles plus petites). En l'absence d'apport énergétique externe pouvant donner naissance à des structures tourbillonnaires mères, l'énergie des plus petites structures se dissipe alors par des contraintes visqueuses (effet dissipatif sous forme de chaleur en un point de l'espace).

1.3.2 Structure du jet libre turbulent

La figure 1.2 est la photographie d'un jet libre turbulent (de symétrie axiale) injecté dans un fluide de même nature que le jet (le colorant en moins). Nous pouvons distinguer une région irrotationnelle (zone au repos) et une zone cisailée (région rotationnelle). A la frontière des deux, une région où les couches de fluide sont soumises à de forts gradients de vitesse et où le fluide ambiant est entraîné.

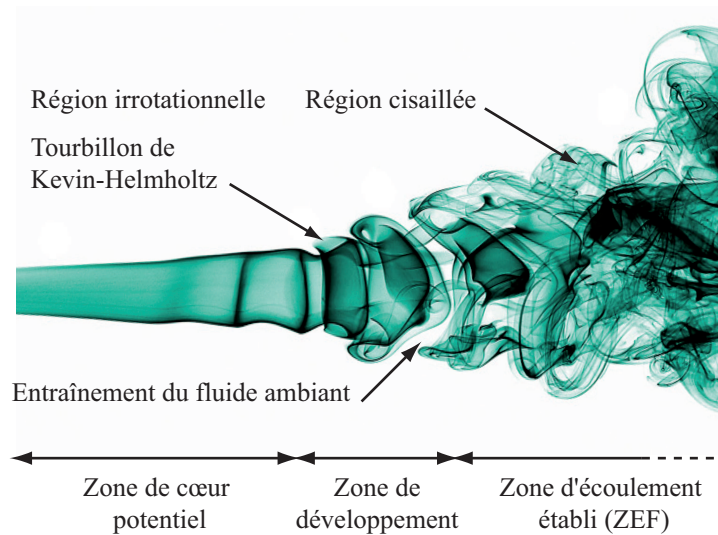


FIGURE 1.2 – Jet libre turbulent [70]

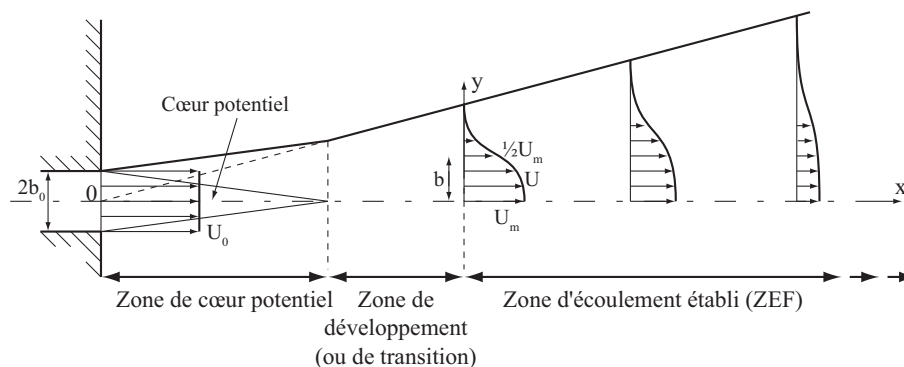
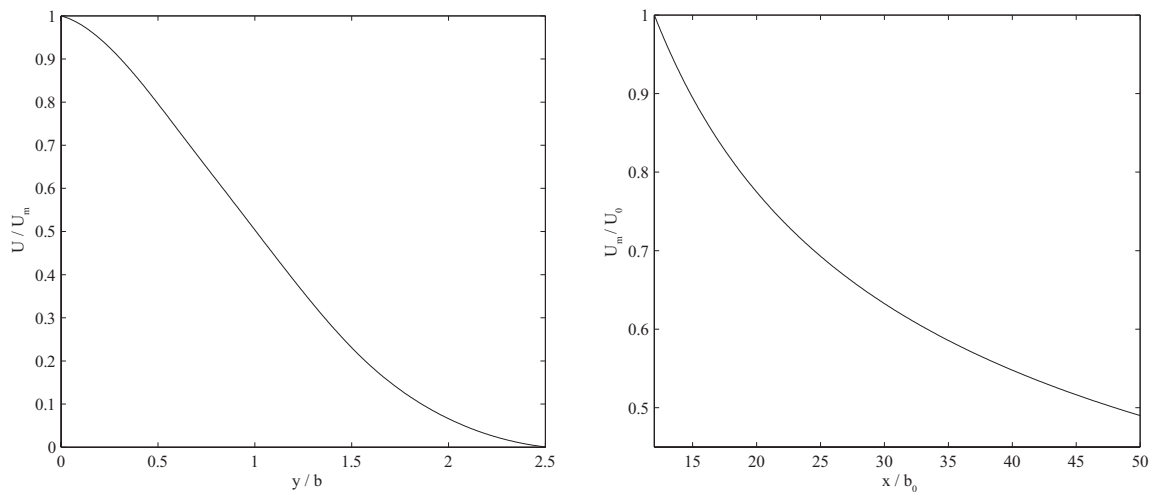


FIGURE 1.3 – Schéma structurel d'un jet libre turbulent

Cette photographie peut être schématisée par la figure 1.3 constituée de trois zones principales :

- une zone de cœur potentiel (ou noyau central), où l'écoulement est laminaire et animé d'une vitesse U_0 , la longueur de cette zone est d'environ $12 b_0$ (b_0 étant la demie largeur de la buse d'éjection),
- une zone de développement (ou de transition), pouvant donner naissance à des structures particulières comme des tourbillons de Kevin-Helmholtz,
- une zone d'écoulement établi (ZEF), où l'écoulement est turbulent et la vitesse moyenne du jet en un point de coordonnée (x, y) est notée U .

Dans la zone d'écoulement établi, la distribution transverse de la vitesse moyenne dans la direction x a la forme illustrée dans le schéma de la figure 1.3. Dans chaque section (coupe) de cette zone, U décroît progressivement d'une valeur maximale U_m située sur l'axe du jet jusqu'à une valeur nulle à une distance suffisamment éloignée de l'axe. b est la distance y depuis l'axe où le fluide possède une vitesse moitié ($\frac{1}{2}U_m$) de la vitesse maximale U_m . Ceci nous permet de normaliser la distribution des vitesses transverses dans la ZEF par une caractéristique $\frac{U}{U_m}$ en fonction de $\frac{y}{b}$ quel que soit x . La figure 1.4(a) montre l'évolution de ces vitesses (solution de Tollmien tirée de [59]). Nous pouvons distinguer qu'en $y = 0$ le jet possède une vitesse U_m et une vitesse $\frac{1}{2}U_m$ en $y = b$.



(a) Evolution transversale de la vitesse normalisée par rapport à la vitesse maximale sur l'axe du jet (U_m) en fonction de la distance normalisée par rapport à la largeur de vitesse moitié b

(b) Evolution longitudinale de la vitesse normalisée par rapport à la vitesse d'éjection (U_0) en fonction de la distance normalisée par rapport à la demie largeur de la buse d'éjection (b_0)

FIGURE 1.4 – Evolution transversale et longitudinale de la vitesse d'un jet plan libre turbulent (au-delà de la zone de cœur potentiel)

A partir des travaux de Schlichting, Tollmien a aussi montré que le long de l'axe du jet la vitesse normalisée par rapport à la vitesse d'éjection U_0 peut s'écrire :

$$\frac{U_m}{U_0} = \frac{1,21}{\sqrt{a}} \frac{1}{\sqrt{\frac{x}{b_0}}} \quad (1.1)$$

avec a compris entre 0,09 et 0,12 d'après les expériences de Förthmann et Abramovich. En attribuant à a la valeur de 0,12, l'équation 1.1 devient :

$$\frac{U_m}{U_0} = \frac{3,46}{\sqrt{\frac{x}{b_0}}} \quad (1.2)$$

et montre une diminution progressive de la vitesse du jet le long de l'axe (figure 1.4(b)). Nous pouvons noter qu'à une distance de $12 b_0$ (début de la ZEF) depuis la buse d'éjection, le jet dispose d'une vitesse égale à U_0 . De plus, à une distance égale à 50 demies largeurs de buse, la vitesse du jet est moitié moins importante que la vitesse d'éjection.

1.4 Conclusion

La zone de cœur potentiel est la région du jet qui présente les plus fortes vitesses. Les particules de fluide constituant ce noyau central sont animés d'une vitesse constante U_0 et décrivent des trajectoires rectilignes parallèles à l'axe du jet. Cette zone s'étend sur une distance égale à environ six fois le diamètre de la buse d'éjection. Au-delà de cette zone, le fluide ambiant est entraîné par le jet.

Selon ces considérations, il nous est possible de dimensionner une buse d'éjection capable de produire un jet d'air présentant une vitesse non négligeable (100-200 m/s) à une distance suffisamment éloignée de la buse d'éjection (quelques millimètres) pour pénétrer et agir efficacement dans une couche limite (application aéronautique) ou créer un flux d'air directif suffisamment fort (effet coopératif de plusieurs buses) pour transporter un objet (application à la micro-manipulation). A titre d'exemple, pour une zone de cœur potentiel d'un millimètre de longueur (ordre de grandeur de l'épaisseur d'une couche limite), le diamètre de la buse d'éjection est d'environ $166 \mu\text{m}$.

2. Micro-dispositifs fluidiques à jets inclinés

2.1 Introduction

L'obtention d'un jet d'air à travers un canal se réalise en appliquant une différence de pression entre les deux régions reliées par ce canal (figure 2.1 (a)). Le flux d'air allant des régions de hautes pressions vers les régions de basses pressions ($P_1 > P_0$).

Cette considération faite, nous pouvons imaginer dans un premier temps, que la meilleure façon de réaliser un jet d'air incliné est le recours à un canal (ou une buse d'éjection) lui aussi incliné. Il faut donc être en mesure de fabriquer un orifice (canal) penché afin d'orienter le jet suivant un angle particulier dépendant de l'inclinaison du canal (figure 2.1 (b)).

S'il n'est pas possible de réaliser un tel orifice, une autre méthode consiste à incliner le dispositif contenant le canal lui-même. Il s'agit donc de réaliser une buse d'éjection orientable pour obtenir l'inclinaison du jet d'air (figure 2.1 (c)). Nous n'avons pas opté pour cette solution nécessitant la fabrication d'une structure active plus complexe comparée à une structure passive tel qu'un canal penché. De plus, suivant les applications visées, il est préférable de conserver une parfaite planéité de la surface par laquelle est émis le jet.

La réalisation d'un dispositif contenant un orifice incliné (pouvant produire un jet d'air penché) est directement liée aux moyens techniques utilisés pour sa fabrication. En micro-fabrication comme dans l'usinage mécanique classique, il existe une multitude de méthodes de gravure ayant leurs propres caractéristiques (vitesse de gravure, facteur de forme des traits de gravure, sélec-

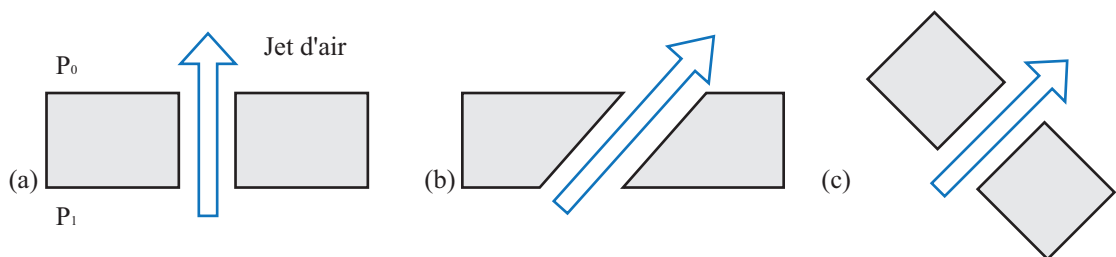


FIGURE 2.1 – Schéma de principe d'une structure fluidique produisant un jet d'air droit (a) et incliné (b et c)

tivité du masque, usinage collectif ou non) (annexe I) se révélant être des avantages ou des inconvénients en fonction des objectifs visés.

En se basant sur le tableau 2.1, chaque technique de gravure présentent des avantages et des inconvénients liés à notre objectif que nous rappelons ici : usiner, à l'aide d'une technique de micro-fabrication collective, un orifice incliné dans du silicium pour produire un jet d'air incliné. Même si aucune des techniques citées ne tirent son épingle du jeu, nous voulons privilégier une technique fiable et bien maîtrisée du point de vue micro-technologique. A ce moment, s'offre à nous le choix de la gravure humide ou de la gravure sèche. Toutes deux permettent un micro-usinage collectif et dédié du silicium, mais la seule qui a priori puisse permettre d'obtenir des flancs inclinés utiles à l'orientation d'un jet est la gravure humide. Néanmoins, cette technique n'est pas celle que nous avons retenue car nous ne pouvons pas nous affranchir de l'inclinaison des flancs (orientation cristallographique) et nous avons préféré utiliser une gravure sèche de type DRIE qui, comme nous le montrerons par la suite, nous laisse une plus grande liberté dans la fabrication d'un dispositif pouvant produire un jet d'air incliné suivant l'angle de notre choix.

TABLE 2.1 – Tableau récapitulatif des techniques de gravure du silicium pouvant prétendre à l'usinage d'un orifice incliné.

Techniques	Avantages	Inconvénients
Gravure humide	Usinage collectif Usinage dédié au silicium	Inclinaison des flancs dépendant de l'orientation cristalline du silicium
Gravure sèche (DRIE)	Usinage collectif Usinage à grand facteur de forme Usinage dédié au silicium	Usinage vertical
Usinage Laser	Usinage oblique possible	Usinage non collectif Contraintes résiduelles
Usinage FIB	Usinage oblique possible	Usinage non collectif Profondeur de gravure superficielle
Usinage ultrasonore	Usinage oblique possible Facteur de forme $> 1/25$ Pas de dégâts thermiques	Vitesse d'usinage faible Etat de surface moyen Ecaillage à la sortie Production non collective Déformation plastique possible
Electroérosion	Bonne résistance à l'usure et à la corrosion Précision $< 10\mu\text{m}$ Usinage oblique possible	Augmentation de la dureté Contraintes résiduelles Micro-fissures Rugosité grossière Production non collective

2.2 La structure fluïdique « escalier »

Malgré le caractère fortement anisotropique de la gravure réactive ionique profonde (gravure perpendiculaire au plan du substrat), qui ne semble à première vue pas compatible avec l'obtention d'un orifice incliné, nous avons utilisé cette technique pour élaborer une architecture pouvant se substituer à un trou incliné. L'architecture de l'actionneur fluïdique est basée sur une gravure double face du substrat de silicium. Comme le montre la figure 2.2, la jonction des deux gravures (gravure face avant et gravure face arrière) laisse apparaître une ouverture inclinée qui, comme nous le pensons, peut réussir à orienter un flux d'air la traversant.

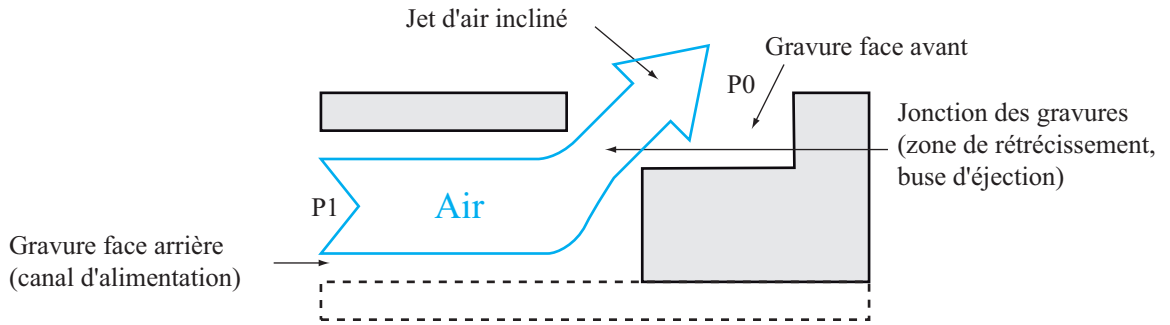


FIGURE 2.2 – Schéma de principe de la structure fluïdique « escalier » obtenue par DRIE

2.2.1 Inclinaison théorique du jet

L'inclinaison théorique du jet β_{theo} est directement liée à l'épaisseur T_w du substrat et aux profondeurs de gravure en face avant (d_1) et en face arrière (d_2) de celui-ci (figure 2.3). Ces gravures vont définir l'inclinaison de l'ouverture (zone de rétrécissement ou buse d'éjection) née à leur jonction et ainsi définir par la même occasion l'inclinaison théorique β_{theo} du jet d'air de sortie. D'après la figure 2.3, nous avons géométriquement :

$$\beta_{theo} = \arctan\left(\frac{x}{z}\right) \quad (2.1)$$

avec z la quantité de recouvrement transversale des gravures de profondeur d_1 et d_2 et x la quantité de recouvrement axiale de ces gravures. Nous avons :

$$z = d_1 + d_2 - T_w \quad (2.2)$$

soit

$$\beta_{theo} = \arctan\left(\frac{x}{d_1 + d_2 - T_w}\right) \quad (2.3)$$

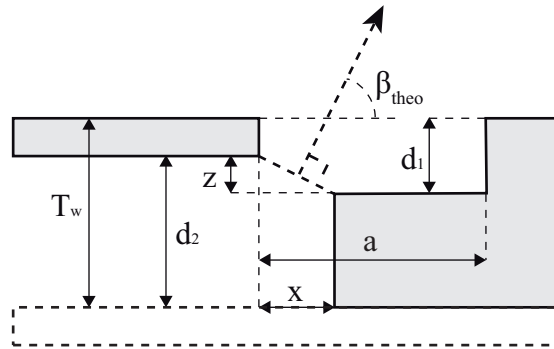


FIGURE 2.3 – Schéma dimensionnel de la structure fluide « escalier » produisant un jet d'air incliné

2.2.2 Vitesse théorique du jet

D'après l'ordre de grandeur des dimensions de notre système (largeur des traits de gravure et profondeur des canaux fluidiques supérieurs à plusieurs centaines de micromètres), nous ne pouvons pas nous considérer dans un cas purement lié à la théorie de la micro-fluidique tenant compte notamment des effets de surface et de la raréfaction du gaz. La théorie classique de la dynamique des fluides gouverne donc le comportement du fluide dans les canaux de notre micro-système. Cependant les équations de Navier et Stokes prenant en compte les forces de pression, de gravité et de frottement ne semblent pas être la solution la plus simple pour estimer la vitesse du fluide à l'intérieur des canaux. Utiliser une théorie plus simple, comme celle de Bernoulli, ne semble pas non plus adaptée car elle ne tient pas compte des pertes de charges (liées aux frottements au niveau des parois, au rétrécissement et au débouchement dans le milieu ambiant) qui influencent beaucoup la dynamique du fluide (voir annexe J).

Ne pouvant pas prédire théoriquement la vitesse du fluide au niveau de la buse d'éjection, nous avons entrepris une étude basée sur un calcul numérique par éléments finis.

2.3 Simulations fluidiques

2.3.1 Paramétrage

En l'absence d'une théorie adaptée à notre cas, la modélisation par éléments finis a été employée pour nous permettre d'étudier l'angle d'inclinaison du jet d'air et la vitesse en sortie de la buse d'éjection. La modélisation du fluide dans le système fluide a été réalisée sous le logiciel de simulation numérique COMSOL basé sur le calcul des éléments finis. Les équations utilisées sont celles de Navier et Stokes où le fluide est supposé incompressible (des simulations basées sur un modèle de fluide compressible turbulent ont montré des résultats similaires à ceux que nous allons présenter ; pour des raisons de simplicité nous avons principalement utilisé le modèle incompressible). Elles permettent de calculer le vecteur champ de vitesse $V = (u, v)$ et la pression p du fluide dans un espace en deux dimensions. Un maillage triangulaire composé de 5284 éléments a été utilisé pour modéliser un fluide (air) présentant une densité ρ de $1,2 \text{ kg/m}^3$

et une viscosité dynamique η de $18,25 \times 10^{-6}$ Pa.s. A l'entrée du canal d'alimentation en air pressurisé (à gauche de la figure 2.4), la pression P_1 est appliquée tandis qu'en sortie règne la pression $P_0 = 0$ (en déduisant dans les deux cas la valeur de la pression atmosphérique).

Le comportement du fluide au niveau de la buse d'éjection (zone de cœur potentiel) est laminaire ($Re < 2000$). La simulation est basée sur une étude temporelle en utilisant un modèle reposant sur les équations de Navier et Stokes (modèle laminaire). Le résultat de la simulation nous apporte des informations concernant la vitesse du fluide et sa direction de propagation (vecteurs vitesses des particules de fluide).

La figure 2.4 laisse apparaître au niveau du canal d'alimentation un profil quasi parabolique du fluide caractéristique des écoulements guidés. La convergence du fluide au niveau de la zone de rétrécissement provoque l'accélération du fluide et l'inclinaison du jet de sortie. Nous pouvons également distinguer le commencement du profil conique du jet.

Notre attention doit aussi se porter sur quelques points importants :

- La longueur du canal d'alimentation ne doit pas être trop grande pour ne pas gaspiller de la mémoire de calcul. Elle ne doit pas être trop courte, également, pour laisser le « temps » au fluide d'atteindre son régime d'écoulement établi à l'intérieur du canal.
- Le maillage de la structure doit être raffiné au niveau de la jonction des deux gravures car c'est à cet endroit qu'a lieu le décrochement du fluide, la création du jet d'air et les plus forts gradients de vitesse.

Nous notons aussi, comme dans beaucoup de cas présentant des arêtes géométriques saillantes, des décollements des flux d'air de la paroi avec apparition d'effets de recirculation de l'air. Ces phénomènes sont la source de beaucoup de problèmes aérodynamiques. Pourtant, dans le cas de notre système, ces phénomènes sont utiles car ils permettent de modeler un jet d'air en forçant l'air à se séparer de la paroi au niveau de l'ouverture inclinée.

Les dimensions du dispositif fluide simulé sont citées dans le tableau 2.2.

Plusieurs configurations géométriques ont été simulées pour étudier l'inclinaison du jet (β_{simu}) en fonction des variations du rapport $\frac{x}{z}$ (par la variation de la quantité de recouvrement x). Il s'agit d'identifier les géométries de structures aboutissant à un angle de jet spécifique. D'un autre côté, s'il semble que la pression d'entrée joue un rôle important concernant la vitesse du

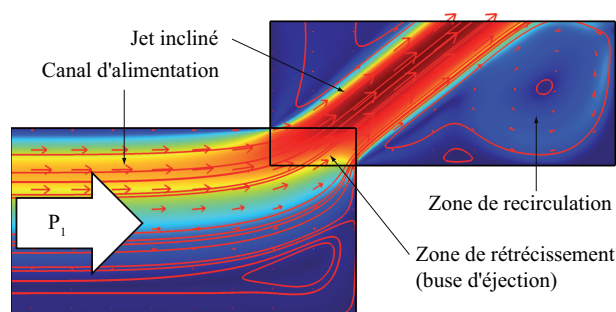


FIGURE 2.4 – Schéma de principe de la structure fluide « escalier » modélisée avec COMSOL ($P_1 = 0,1$ MPa, $x = 149 \mu\text{m}$, $z = 65 \mu\text{m}$, $\beta_{theo} = 66^\circ$ and $\beta_{simu} = 39^\circ$)

TABLE 2.2 – Caractéristiques du dispositif fluide simulé

Profondeur de gravure d_1	250 μm
Profondeur de gravure d_2	330 μm
Largeur de la fenêtre (face avant) a	600 μm
Épaisseur du substrat T_w	525 μm
Longueur du canal d'alimentation	600 μm
Quantité de recouvrement transversale z	55 μm
Quantité de recouvrement axiale x	variable
Angle du jet β_{simu}	variable

jet de sortie, nous pouvons nous interroger sur son influence relative à l'inclinaison du jet.

2.3.2 Angle d'inclinaison du jet

2.3.2.1 Influence de la pression d'entrée

Incontestablement, la pression d'entrée au niveau du canal d'alimentation en air conditionne la vitesse du jet d'air de sortie. Par contre, il est judicieux d'étudier le comportement de l'angle d'éjection en fonction de cette pression incidente (pour une géométrie donnée) pour estimer la dépendance de celui-ci face à cette dernière.

Contrairement à ce que suggère la figure 2.2, l'alimentation en air pressurisé n'a pas lieu par le côté du dispositif mais par le dessous : les micro-systèmes fabriqués disposent de canaux d'alimentations d'un centimètre de longueur qui relient chaque buse d'éjection avec un orifice d'alimentation (percé par ultrasons dans le substrat inférieur en verre). Pour les simulations fluidiques, la longueur de ces canaux permet de considérer que l'alimentation des buses est latérale comme sur la figure 2.4.

Pour une structure fluide produisant un angle de jet théorique β_{theo} de 66° , nous avons appliqué au niveau du canal d'alimentation une pression $0,01 \text{ MPa} \leq P_1 \leq 0,1 \text{ MPa}$ et mesuré l'angle du jet de sortie β_{simu} (à $\pm 0,2^\circ$).

La figure 2.5 montre l'évolution du rapport $\frac{\beta_{simu}}{\beta_{theo}}$ en fonction de la pression incidente. Plus la pression incidente augmente et plus l'angle du jet diminue (le jet « s'écrase »). L'angle β_{simu} simulé demeure inférieur à l'angle β_{theo} théorique. Nous remarquons également que l'évolution de $\frac{\beta_{simu}}{\beta_{theo}}$ est linéaire vis-à-vis de la pression incidente selon l'équation 2.4.

$$\frac{\beta_{simu}}{\beta_{theo}} = -1,3 \times 10^{-6} P_1 + 0,70 = A \quad (2.4)$$

Cependant cette variation reste faible et n'a pas d'impact significatif sur l'angle β_{simu} lors d'une petite variation de la pression d'alimentation. En effet, nous ne notons qu'une variation de 0,13 % de l'angle d'éjection pour une variation de 1000 Pa concernant la pression incidente.

Si les résultats de ces simulations confirment les angles de jet expérimentaux (voir prochains paragraphes), nous pourrions envisager d'anticiper, dès le dimensionnement de la structure fluide

dique, une correction proportionnelle au coefficient de correction A afin d'obtenir un angle de jet plus précis (pour une pression d'alimentation P_1 donnée).

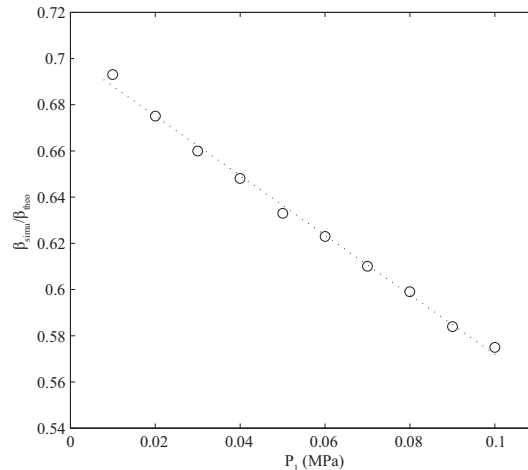


FIGURE 2.5 – Evolution de $\frac{\beta_{simu}}{\beta_{theo}}$ en fonction de la pression incidente P_1 ($\beta_{theo} = 66^\circ$)

2.3.2.2 Influence de la géométrie

L'objectif est d'estimer l'angle du jet d'air de sortie issu d'une structure fluide « escalier » en fonction de la géométrie. La figure 2.6(a) illustre l'évolution des angles de jet (théoriques et simulés) en fonction du rapport géométrique $\frac{x}{z}$. Le comportement global de l'inclinaison du jet est similaire pour la théorie et la simulation : plus le rapport $\frac{x}{z}$ diminue et plus l'angle du jet diminue (et inversement). Nous notons encore que l'angle simulé reste inférieur à l'angle théorique (pour $\frac{x}{z} > 0,5$) (figure 2.6(b)).

2.3.3 Vitesse du jet

2.3.3.1 Influence de la pression d'entrée

La pression incidente au niveau du canal d'alimentation est responsable de la mise au mouvement du fluide à l'intérieur de la structure fluide. La vitesse des particules de fluide augmente avec l'augmentation de cette pression. Des pressions élevées produisent donc des jets de sortie de vitesses élevées. Dans la région de la buse d'éjection, le fluide est animé d'une vitesse maximale U_0 et est laminaire (zone de cœur potentiel). Cette zone s'étend sur une distance égale à environ $12 b_0$ soit environ 6 fois le diamètre de la buse d'éjection (environ 1 mm). Cette zone est donc celle observée dans la cavité supérieure de profondeur d_1 . La simulation doit alors nous permettre d'estimer la valeur de U_0 . Au-delà de cette zone (non représentée par la modélisation numérique), le profil de vitesse est décroissant selon une courbe similaire à la figure 1.4(b) (début de la zone de transition et de la ZEF).

Compte tenu du module fluide utilisé (Navier et Stokes incompressible), les effets de compression et détente des gaz (qui entraînent des pertes de charge), qui dans notre cas de figure

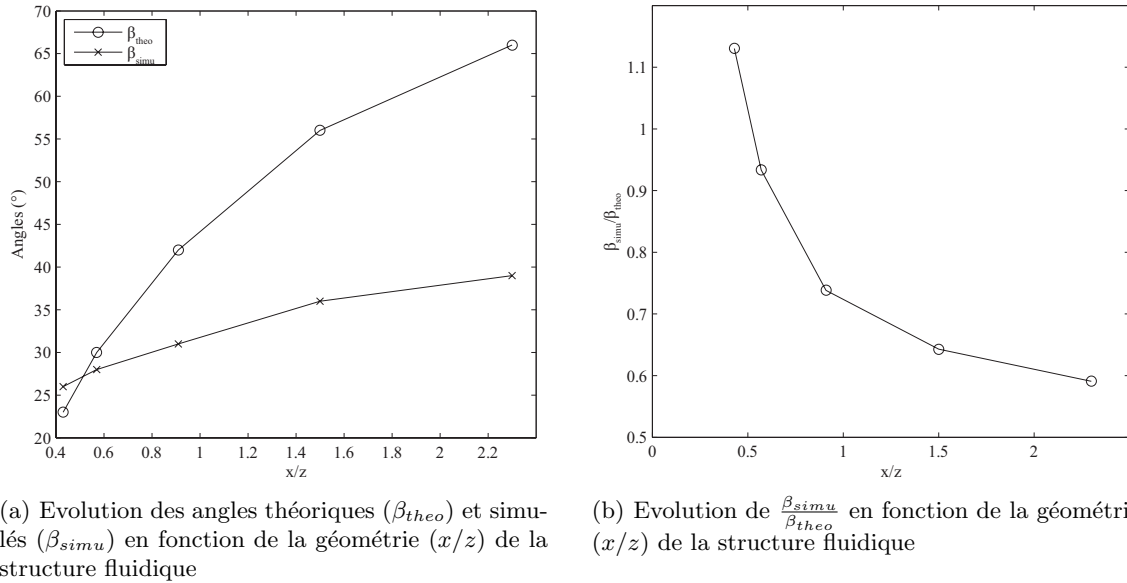


FIGURE 2.6 – Evolution de l’angle d’inclinaison simulé comparé à l’angle théorique du jet ($P_1 = 0,1$ MPa)

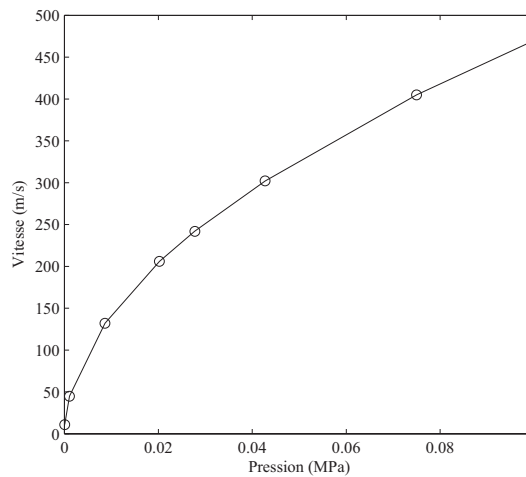


FIGURE 2.7 – Evolution de la vitesse maximale de sortie du jet en fonction de la pression d’alimentation ($\frac{x}{z} = 0,6$)

(géométrie exigüe et pression élevées) doivent intervenir de façon significative au niveau de la buse d’éjection, sont ignorés par la simulation. Dans ce cas, les vitesses de jet (U_0), mentionnés dans la figure 2.7 qui représente leur évolution en fonction de la pression incidente (et pour une géométrie donnée), ne paraissent pas véraçes malgré un profil parabolique correspondant à une équation fluïdique classique de type Bernoulli ($v \propto \sqrt{\Delta P}$). Nous ne pouvons pas non plus affirmer si ces vitesses sont sur- ou sous-estimées : présence peut-être d’un effet tuyère. Une caractérisation fluïdique réelle est alors nécessaire pour mieux apprécier la vitesse du jet.

2.4 Conclusion

L'obtention d'un jet d'air incliné nécessite en général un orifice également penché. Cet orifice n'est pas aisément fabricable avec des micro-techniques de type MEMS. Nous avons donc conçu une micro-structure fluidique faisant appel à une gravure DRIE double face qui, selon nos simulations, est en mesure de produire un micro-jet d'air incliné.

L'inclinaison théorique du jet est lié à la géométrie de la buse d'éjection qui dépend des profondeurs des gravures DRIE.

La pression d'alimentation influe sur la vitesse et l'inclinaison du jet. Pour une configuration géométrique donnée ($\frac{x}{z}$), plus la pression d'alimentation augmente, plus la vitesse du jet augmente et plus l'angle d'éjection diminue. La variation de l'angle d'éjection est plus sensible à la géométrie qu'à la pression d'alimentation. Néanmoins la connaissance de la pression de travail est essentielle pour la conception d'une buse d'éjection devant produire un jet d'air décrivant un angle précis. Nous avons montré par simulation que, par exemple, à une pression de 0,1 MPa l'angle du jet peut être 42% inférieur à l'angle d'éjection théorique pour une configuration géométrique donnée.

3. Micro-fabrication et caractérisation fluide

3.1 Introduction

L'étape de micro-fabrication réalisée, une phase de caractérisation est nécessaire pour valider les performances fluidiques de nos dispositifs en termes de vitesse et d'inclinaison. Plusieurs techniques de mesure existent mais il faut trouver la plus adaptée à un micro-système. Une approche consiste à utiliser la technique qui nous paraît la moins inadaptée en nous basant sur les avantages et les inconvénients de chacune. Parmi les techniques de caractérisation fluide nous pouvons citer rapidement :

- le débitmètre
- le tube de Pitot
- l'anémométrie à fil chaud
- l'ombroscopie
- l'anémométrie Doppler Laser (LDA)
- l'anémométrie par imagerie de particules (PIV)

Les caractéristiques de nos micro-structures et des jets qui en sont issus nous imposent une technique de mesure relativement rapide (jet d'air à grande vitesse) pour extraire la vitesse instantanée (dans le cas de jets non continus par exemple) et locale de l'écoulement fluide car nous travaillons à très petite échelle.

Des premières mesures par fil chaud et tube de Pitot ont été réalisées car ce sont des techniques de caractérisation qui ont l'avantage d'être peu onéreuses et qui ne demandent pas de moyens matériels trop importants. Les résultats en termes de vitesse (≈ 10 m/s) n'ont pas été à la hauteur des prévisions (> 100 m/s).

Par contre de simples observations de jet d'airensemencé en fumée nous ont permis de distinguer nettement la production d'un jet incliné comme nous le désirions et d'opérer aux premières mesures d'angles.

Pour obtenir la composante « vitesse » du jet nous donc dû avoir recours à une technique de mesure plus adaptée (et donc plus élaborée) : la mesure par imagerie de particule qui peut nous fournir également la composante « angle » du jet.

3.2 Micro-fabrication

Le processus de micro-fabrication basé sur la gravure réactive ionique profonde (DRIE) présente l'avantage de n'être composé que de quelques étapes élémentaires. La buse d'éjection d'air incliné est obtenue par la jonction des gravures DRIE en face avant et face arrière du substrat. La variation de la côte x sur le masque photolithographique permet de faire varier la quantité $\frac{x}{z}$ qui conditionne l'angle du jet d'air théorique.

Le bon alignement des photolithographies précédant chaque gravure plasma et la précision des profondeurs de gravure conditionnent l'obtention d'un rapport $\frac{x}{z}$ précis. Les étapes de la micro-fabrication sont décrites dans la figure 3.1. Les dispositifs fabriqués présentent les caractéristiques géométriques citées dans le tableau 3.1.

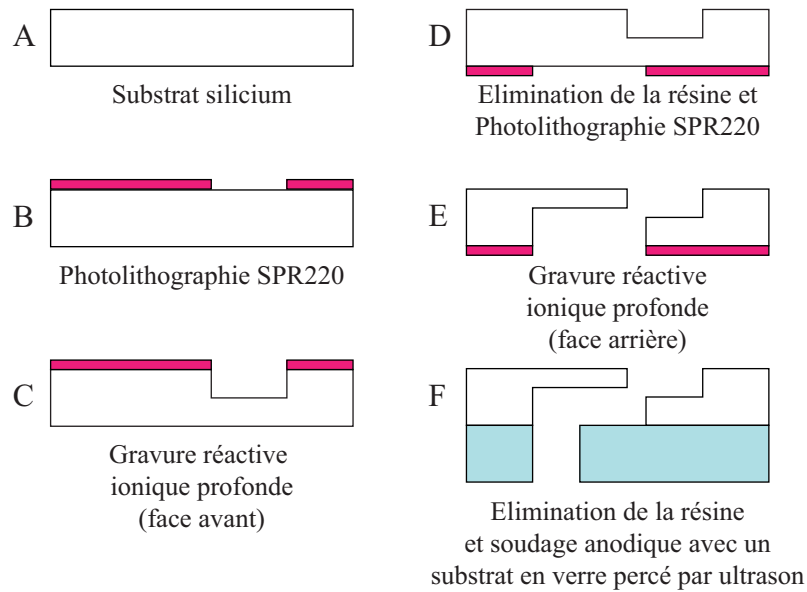


FIGURE 3.1 – Etapes de micro-fabrication du dispositif produisant un jet incliné à partir d'un substrat de silicium

Afin de fermer le canal d'alimentation (voir figure 3.2), un substrat en verre est soudé (soudure anodique) sur la face inférieure du substrat en silicium. Le substrat en verre est préalablement percé par usinage ultra-sonore pour réaliser un orifice d'admission (diamètre de $500 \mu\text{m}$) sur lequel nous collerons un connecteur fluide reliant le dispositif à une source de pression en air.

La micro-fabrication des buses d'éjection (figure 3.3(a)) d'air ne présente pas une difficulté particulière. Il apparaît toutefois à la jonction des deux gravures des phénomènes qui donnent naissance à une arête « érodée » comme le montre la figure 3.3(b). Ces structures que l'on appelle « herbe » sont le résultat d'un micro-masquage par des particules de résine qui se sont déposées dans le fond de la gravure. Cette herbe peut être réduite en utilisant une puissance de générateur plus faible (qui agresse moins la résine) ou en réalisant une phase de gravure supplémentaire intermédiaire (en utilisant uniquement le gaz de gravure).

TABLE 3.1 – Caractéristiques géométriques des micro-dispositifs fluidiques contenant les buses de jet d'air incliné

Caractéristiques	Valeurs
Profondeur de gravure d_1	250 μm
Profondeur de gravure d_2	330 μm
Largeur de la fenêtre (face avant) a	600 μm
Largeur du canal d'alimentation b	200 - 300 μm
Épaisseur du substrat T_w	515 μm
Longueur du canal d'alimentation	1 cm
Quantité de recouvrement transversale z	65 μm
Quantité de recouvrement axiale x	de 27 à 170 μm
Angle du jet théorique β_{theo}	de 21° à 67°

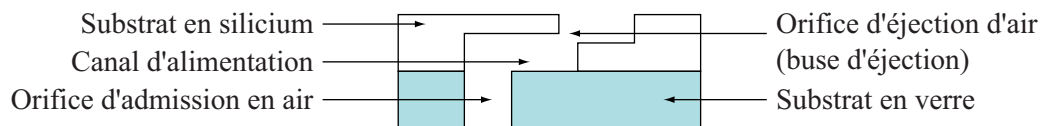
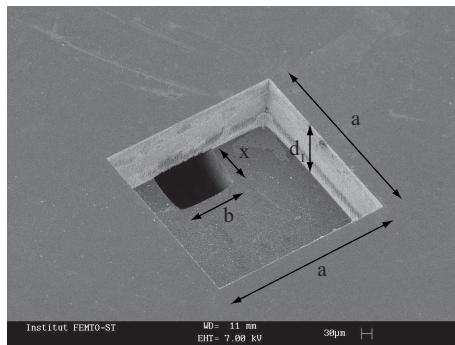
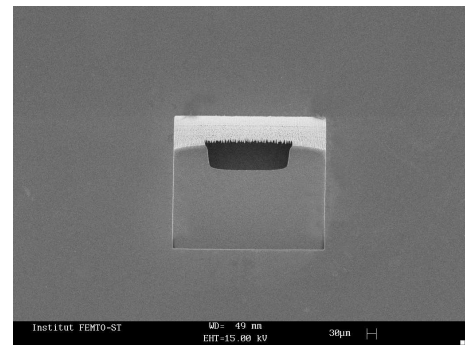


FIGURE 3.2 – Schéma du dispositif fluidique final produisant un jet d'air incliné



(a) Dimensions de la buse d'éjection d'air



(b) Phénomènes de micro-masquage (herbe) au niveau de l'arête de la buse d'éjection

FIGURE 3.3 – Image MEB de la buse d'éjection d'air

3.3 Caractérisation visuelle préliminaire

Avant de mettre en œuvre des moyens de caractérisation conséquents, une première étape de caractérisation basée sur une simple observation a été pratiquée. Cette mesure nécessite néanmoins la mise en place d'un banc de caractérisation élémentaire pour, dans un premier temps, distinguer le jet et si possible en extraire des informations concernant sa forme et son inclinaison. Par cette méthode, il n'est pas possible d'extraire la composante vitesse ; c'est pour cette raison qu'il faudra mettre en place un autre protocole de mesure.

Ce banc de caractérisation fluide élémentaire est composé (figure 3.4) :

- d'un système d'alimentation fluide (compresseur, filtre, valve de régulation, manomètre),
- d'un système d'éclairage (lumière directive),
- d'un système d'acquisition (appareil photo),
- et d'un système de production de fumée pour faire apparaître le jet d'air.

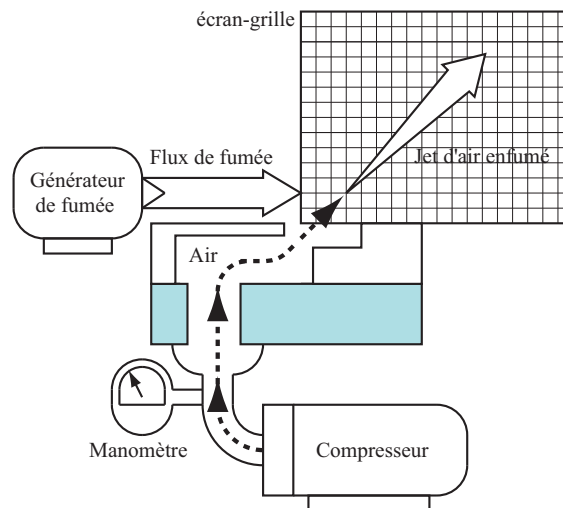


FIGURE 3.4 – Schéma du banc de caractérisation fluide élémentaire

Une pression P_1 de 0,1 MPa est appliquée au niveau du canal d'alimentation (longueur du canal = 1 cm). L'air qui s'y propage est expulsé par la buse d'éjection. Nous distinguons la présence d'un jet d'air turbulent incliné qui se propage sur plusieurs centimètres (de 10 à 20 cm) au-delà de la surface du dispositif. Dans le plan sagittal d'observation, nous remarquons que le jet adopte une forme conique dans sa partie turbulente comme sur la figure 3.5. Ces premières mesures nous ont permis de mesurer l'inclinaison de jets β_{exp} issus d'une gamme de structures fluidiques présentant des géométries différentes devant aboutir à un jet d'air caractérisé par un angle spécifique.

Une première manière de mesurer l'angle du jet consiste à placer un écran muni d'une grille derrière le jet et d'en déduire des angles à partir des images acquises (figure 3.4). Une deuxième méthode consiste à mesurer les angles à l'aide d'un logiciel informatique classique. Le caractère conique du jet révèle un angle de jet maximal β_{max} et minimal β_{min} à partir desquels nous

pouvons calculer un angle de jet moyen β_{exp} .

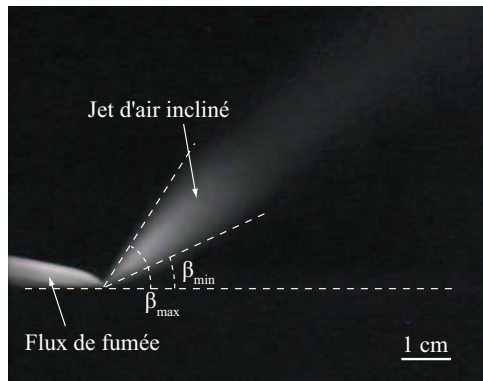


FIGURE 3.5 – Image du jet d’air enfumé issu de la micro-structure fluide ($P_1 = 0,1$ MPa, $\beta_{exp} = 40^\circ$)

Comme nous l’avons déjà énoncé, cette méthode de mesure ne nous permet pas d’obtenir la vitesse du jet. C’est pour cette raison que nous avons eu recours à une méthode de caractérisation plus performante qui pourra, en plus de la vitesse, nous livrer également l’angle du jet.

3.4 Caractérisation par PIV (Particle Image Velocimetry)

La technique de caractérisation par PIV consiste à estimer la vitesse locale d’un fluide à partir de deux images successives de celui-ci. Un algorithme de corrélation permet de définir la trajectoire (distance Δx) qu’a parcouru un ensemble de particules. Connaissant la durée Δt entre chaque image, il est possible de calculer la vitesse moyenne U de l’ensemble de ces particules ($U = \frac{\Delta x}{\Delta t}$). Cette technique nécessite :

- un fluide ensemencé (particules liquides ou solides),
- un système d’éclairage illuminant les particules du fluide (double impulsion laser),
- un système d’acquisition (caméra) capable d’enregistrer la lumière réfléchiée par les particules éclairées,
- un système de traitement des données acquises (algorithme de corrélation) pour déterminer le vecteur vitesse local d’un ensemble de particules et dresser la cartographie globale de l’écoulement fluide.

Toutefois, certaines précautions doivent être prises pour obtenir des résultats de mesure cohérents ; à savoir :

- utiliser un ensemencement dont l’inertie reste faible pour que les particules adoptent la trajectoire des lignes de fluide mais aussi qui introduit le moins possible de phénomènes de traînée liée à la surface des particules.
- utiliser un système d’éclairage suffisamment puissant pour obtenir une réflexion optimale des particules et dont les flashes successifs soient très rapprochés pour éviter que les particules ne sortent du champ de vision.

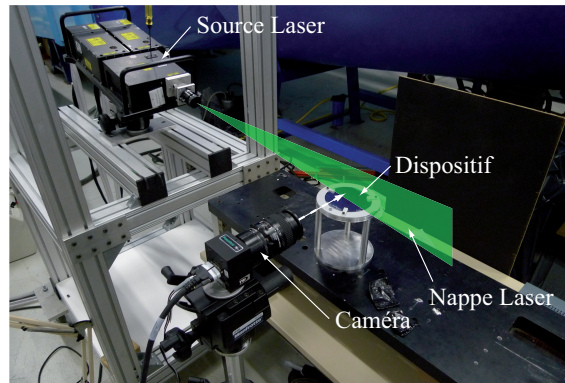


FIGURE 3.6 – Photographie du banc de caractérisation par PIV

- et, par conséquent, utiliser un système d’acquisition rapide et avec une largeur de champ adaptée (suffisamment petite pour des micro-jets et suffisamment grande pour éviter que les particules ne sortent du champ).

TABLE 3.2 – Paramètres de la mesure par PIV

Paramètres	Valeurs
Nature des traceurs	Particules d’encens
Champ d’observation	$26 \times 34 \text{ cm}^2$
Résolution de la caméra (double capteur)	$4008 \text{ pixels} \times 2672 \text{ pixels}$ (11 mégapixels par capteur)
Taille d’un pixel	$7,4 \times 7,4 \mu\text{m}^2$
Fenêtre de corrélation	$32 \text{ pixels} \times 32 \text{ pixels}$
Laser	argon à double cavité (532 nm, 200 mJ)
Intervalle de temps entre deux flashes	$\leq 5 \mu\text{s}$
Durée d’une impulsion	8 ns

Une gamme de micro-structures fluidiques de type « escalier » a été fabriquée. Ces structures présentent des rapports $\frac{x}{z}$ allant de 0,6 à 2,2 pour un angle d’éjection théorique β_{theo} compris entre 31° et 66° . La figure 3.7 répertorie les cartographies (vecteurs vitesses) des micro-jets issus de ces structures sous différentes pressions d’alimentation.

3.4 Caractérisation par PIV (Particle Image Velocimetry)

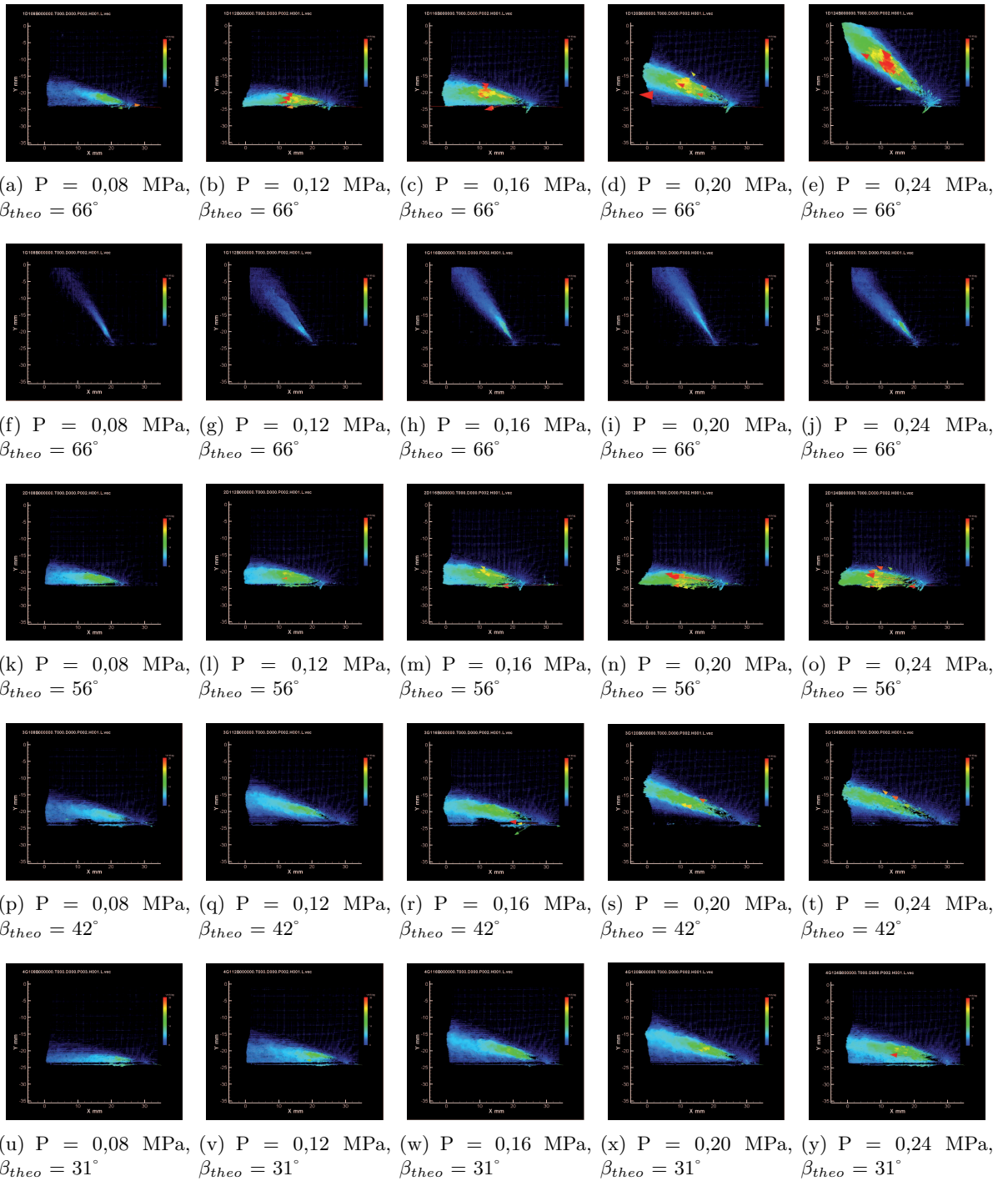


FIGURE 3.7 – Résultats des caractérisations fluidiques par PIV pour des jets inclinés issus de structures « escalier » de géométries différentes et pour différentes pressions d'alimentation

3.4.1 Mesure d'inclinaison

Comme la caractérisation fluide visuelle par enfumage du jet d'air, la mesure par PIV nous permet de mettre en évidence la production d'un jet d'air incliné avec une micro-structure fluide du type « escalier ». La cartographie (carte des vecteurs vitesses des particules de fluide correspondant à la fenêtre de calcul de corrélation) de l'écoulement (figure 3.8) montre un jet de forme conique caractérisé par un angle β_{PIV} obtenu comme précédemment par la valeur moyenne de l'angle maximal et minimal.

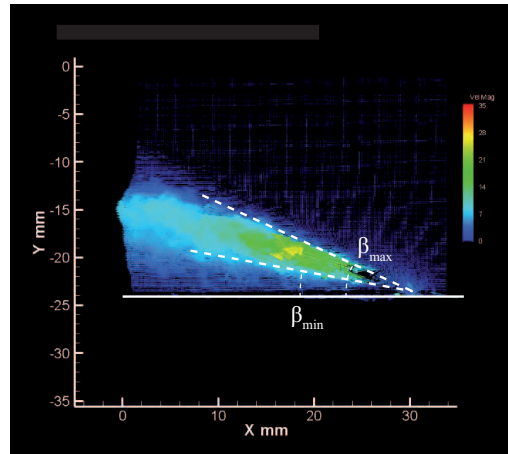


FIGURE 3.8 – Résultats de la mesure par PIV (cartographie des vecteurs vitesses) du jet incliné issu d'une micro-structure fluide de type « escalier »

Les dispositifs fluidiques testés présentent des géométries différentes ($\frac{x}{z}$) (voir tableau 3.1) devant aboutir à un angle d'éjection spécifique. L'objectif étant d'identifier la géométrie capable de produire un jet selon un angle désiré et éventuellement établir une loi de variation de l'angle en fonction de la géométrie. Les mesures par PIV de chacun de ces dispositifs sont reportées dans la figure 3.7.

A pression égale, l'angle du jet ne semble pas toujours suivre l'équation 2.3 qui met en avant une augmentation de l'angle du jet avec l'augmentation du rapport $\frac{x}{z}$ (comme dans la figure 3.9(a)) et inversement.

Pour une seule et même structure ($\frac{x}{z}$ donné), l'effet de la pression est différente selon les cas. Il existe différents cas :

- l'augmentation de la pression P aboutit à une augmentation de l'angle d'éjection (figure 3.9(b)) notamment pour des angles de jet grand,
- l'augmentation de la pression P n'a pas d'effet flagrant sur l'inclinaison du jet (figure 3.9(c)),
- l'augmentation de la pression P aboutit à une augmentation de l'angle d'éjection puis à une diminution (figure 3.9(d)). Ce comportement a tendance à se manifester davantage pour des angles de jet théorique β_{theo} relativement faible.

Comme nous le voyons, le comportement de l'inclinaison du jet n'est pas intuitif. D'autres phénomènes hormis ceux directement liés à la pression ou à la géométrie, influencent l'inclinaison

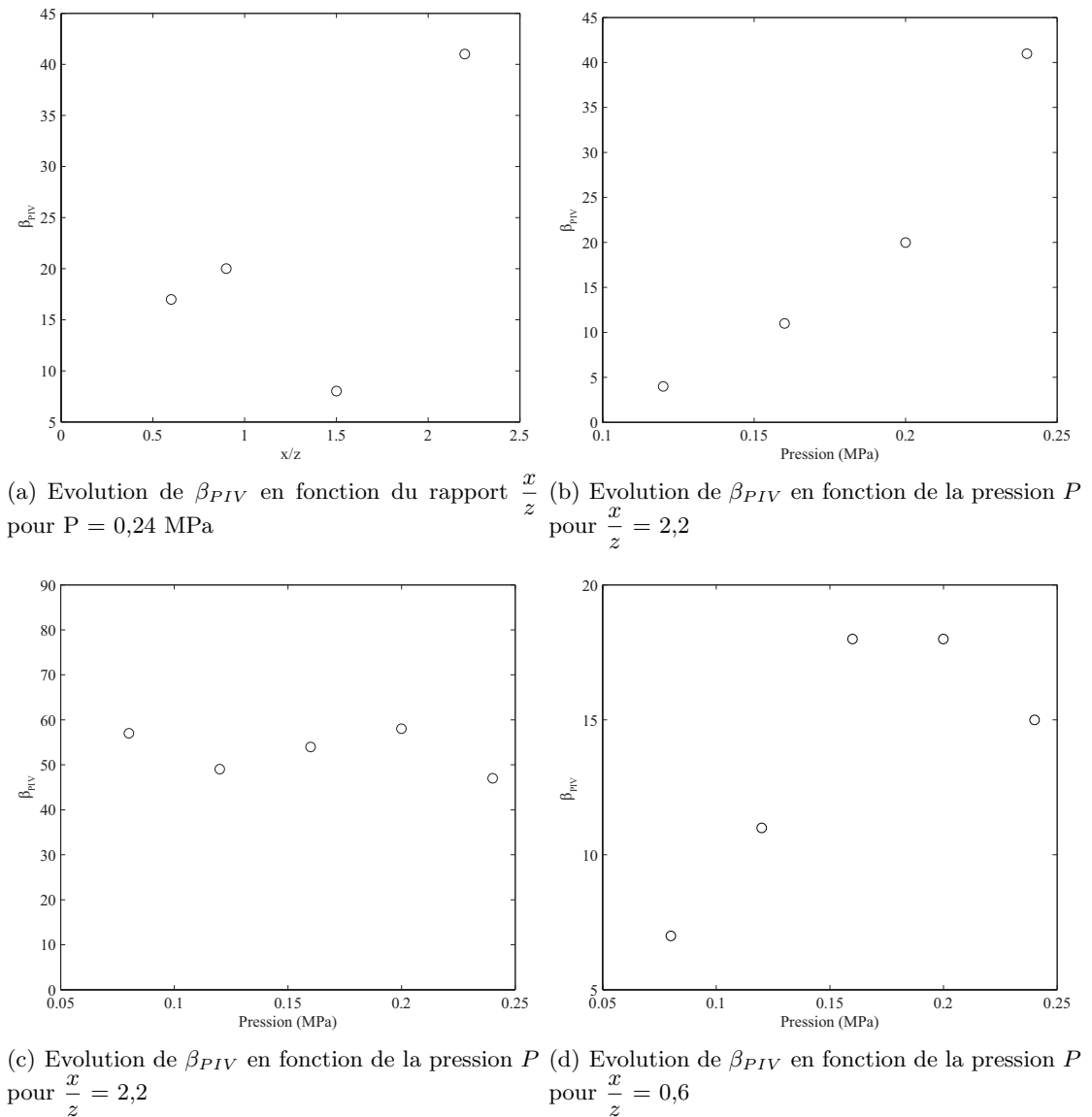


FIGURE 3.9 – Comportement de l’angle β_{PIV} du jet d’air issu d’une micro-structure du type « escalier ».

du jet. Pour comprendre quelles pouvaient être les causes de ces phénomènes, nous avons étudié par une modélisation par éléments finis (simulation identique à celle traitée dans la partie 2.3) le comportement du jet en fonction de la géométrie et de la pression.

Pour une géométrie présentant un rapport $\frac{x}{z}$ de 0,6 qui montre un comportement comme celui cité plus haut (augmentation puis diminution de l’angle avec l’augmentation de la pression), nous avons noté la présence de vorticités (tourbillons) qui peuvent être la cause des fluctuations du comportement de l’angle du jet.

La simulation consiste à augmenter progressivement la pression P d’alimentation et nous pouvons constater qu’à des pressions faibles (figure 3.10(a)) la présence d’un tourbillon sous le jet dans la cavité supérieure (de profondeur d_1) « aspire » le jet et le plaque (identiquement à la

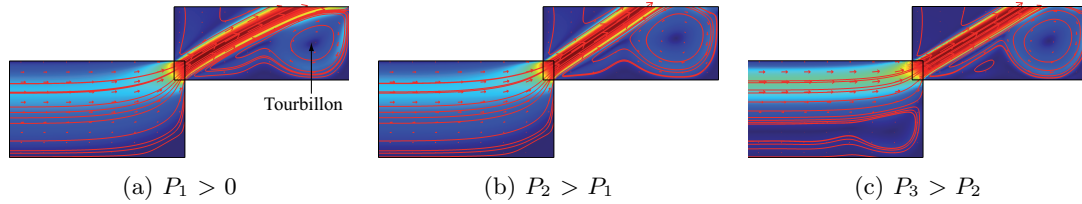


FIGURE 3.10 – Comportement de l'angle β_{simu} du jet d'air issu d'une micro-structure du type « escalier » en fonction de la pression d'alimentation ($\beta_{theo} = 31^\circ$) et effet du tourbillon de recirculation

mesure PIV figure 3.7(u)). En augmentant la pression (figure 3.10(b)), nous constatons que le tourbillon est toujours présent mais nous arrivons à supprimer son effet : le jet « décolle » (augmentation brutale de β) (mesure PIV figure 3.7(x)). Si nous continuons à augmenter la pression (figure 3.10(c)), nous assistons à l'écrasement du jet (β diminue progressivement) (mesure PIV figure 3.7(y)).

3.4.2 Mesure de vitesse

Les mesures de vitesse par PIV indiquent que les jets possèdent une vitesse maximale de l'ordre de 70 m/s (voir figure 3.12). Cette vitesse est inférieure aux attentes (vitesses espérées de l'ordre de 100 à 200 m/s). Plusieurs raisons peuvent être la cause de cette sous-estimation :

- la mesure n'a pas lieu au plus près de la buse d'éjection, dans la zone de cœur potentiel de longueur $[OB]$ (figure 3.11) et/ou
- la mesure n'a pas lieu sur l'axe $[Ox]$ du jet.

Dans le cas où la mesure n'a pas lieu au plus près de la zone de cœur potentiel (là où les vitesses sont les plus importantes), deux phénomènes peuvent être la cause d'une mesure de

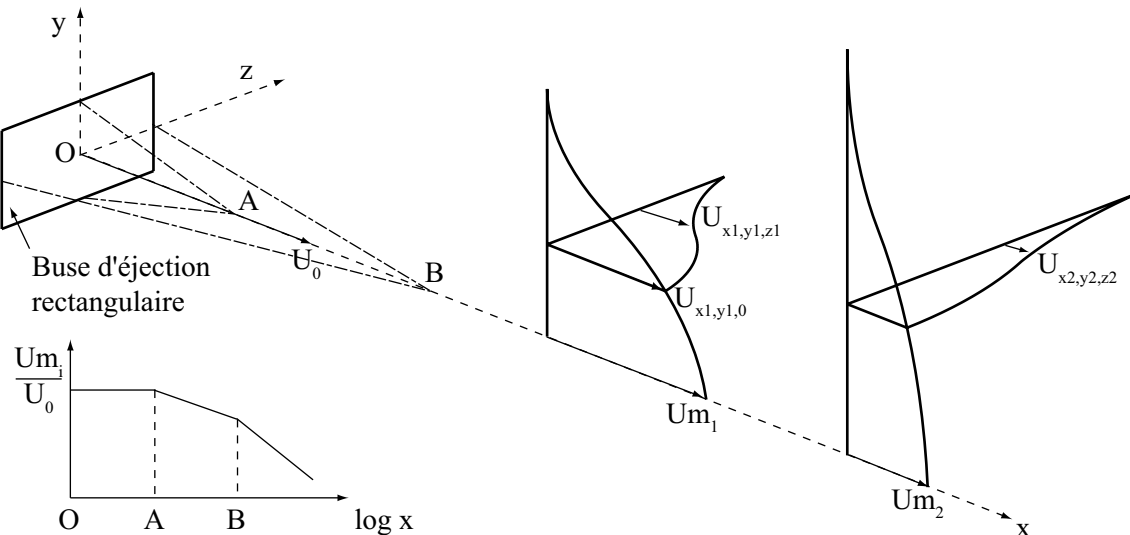


FIGURE 3.11 – Schéma des profils de vitesse d'un jet issu d'une fente rectangulaire

vitesse inférieure aux attentes :

- animées d’une vitesse trop élevée les particules d’encens sont exposées à la deuxième impulsion laser en dehors de la fenêtre de mesure ce qui aboutit à l’absence de mesure. Avec une durée de $3 \mu\text{s}$ espaçant deux impulsions laser et une fenêtre d’interrogation de $400 \mu\text{m}$ de côté, la vitesse maximale mesurable est de 133 m/s (et 188 m/s en considérant la diagonale de la fenêtre).
- les particules d’encens ne sont entraînées par le jet qu’à partir d’une distance de plusieurs millimètres en aval de la buse (dans la zone de transition). Cette zone de transition qui entraîne les particules d’encens débute à une distance égale à 12 demies largeurs de buse ($12 b_0$) (soit dans notre cas environ $700 \mu\text{m}$) où la vitesse du jet commence à décroître selon l’évolution de l’équation 1.2. A une distance égale à $50 b_0$, le jet possède une vitesse U_m moitié moindre que sa vitesse d’éjection U_0 (soit dans notre cas environ 3 mm) et qu’à une distance égale à $100 b_0$ le jet a perdu 65% de sa vitesse maximale (soit dans notre cas environ 6 mm) (voir figure 1.4(b)). Cette possibilité ne peut pas être écartée car nous avonsensemencé l’air ambiant et non pas le jet lui-même pour des raisons d’encrassement.

Ces deux cas peuvent être la cause du manque de mesure dans la région proche de la buse. Les courbes de la figure 3.12 présentent un manque de mesure au niveau de la buse d’éjection qui semble se situer à l’abscisse $x \approx 25 \text{ mm}$ comme le suggèrent aussi les résultats de la figure 3.7.

Ces erreurs de mesure peuvent être interprétées comme des erreurs systématiques que nous pouvons corriger en extrapolant (en direction de la buse d’éjection) les courbes des figures 3.12 dont le comportement ressemble à l’équation 1.4(b).

Une autre source d’erreur, peut provenir du fait que la mesure n’ait pas lieu le long de l’axe du jet. Néanmoins ceci n’affecte pas autant la mesure de la vitesse maximale au niveau de la buse que la mesure des vitesses dans la zone d’écoulement établi. Dans ce cas, nous ne mesurons pas $U_{xi,yi,0}$ mais $U_{xi,yi,zi}$ qui est plus petite (figure 3.11).

Au final, il est fort possible que ces deux erreurs de mesure, malgré nos précautions lors des phases de caractérisation, se cumulent et aboutissent à des écarts comparés aux résultats attendus.

Néanmoins, une mesure de vitesse de 160 m/s a été mesurée (pour $P = 0,24 \text{ MPa}$) dans une zone très proche de la buse (figure 3.12(e)) prouvant la présence de particules dans cette zone (en excluant une erreur de mesure qui se serait produite sur vingt acquisitions successives ; nombre d’acquisition pour élaborer une valeur de vitesse moyenne à partir de leur corrélation). Selon ces interprétations, nous sommes aux limites de cette caractérisation fluide : les vitesses mesurées sont proches de la vitesse maximale mesurable (188 m/s) et les régions du jet où les vitesses doivent être les plus importantes sont dépourvues de particules (zone de cœur potentiel).

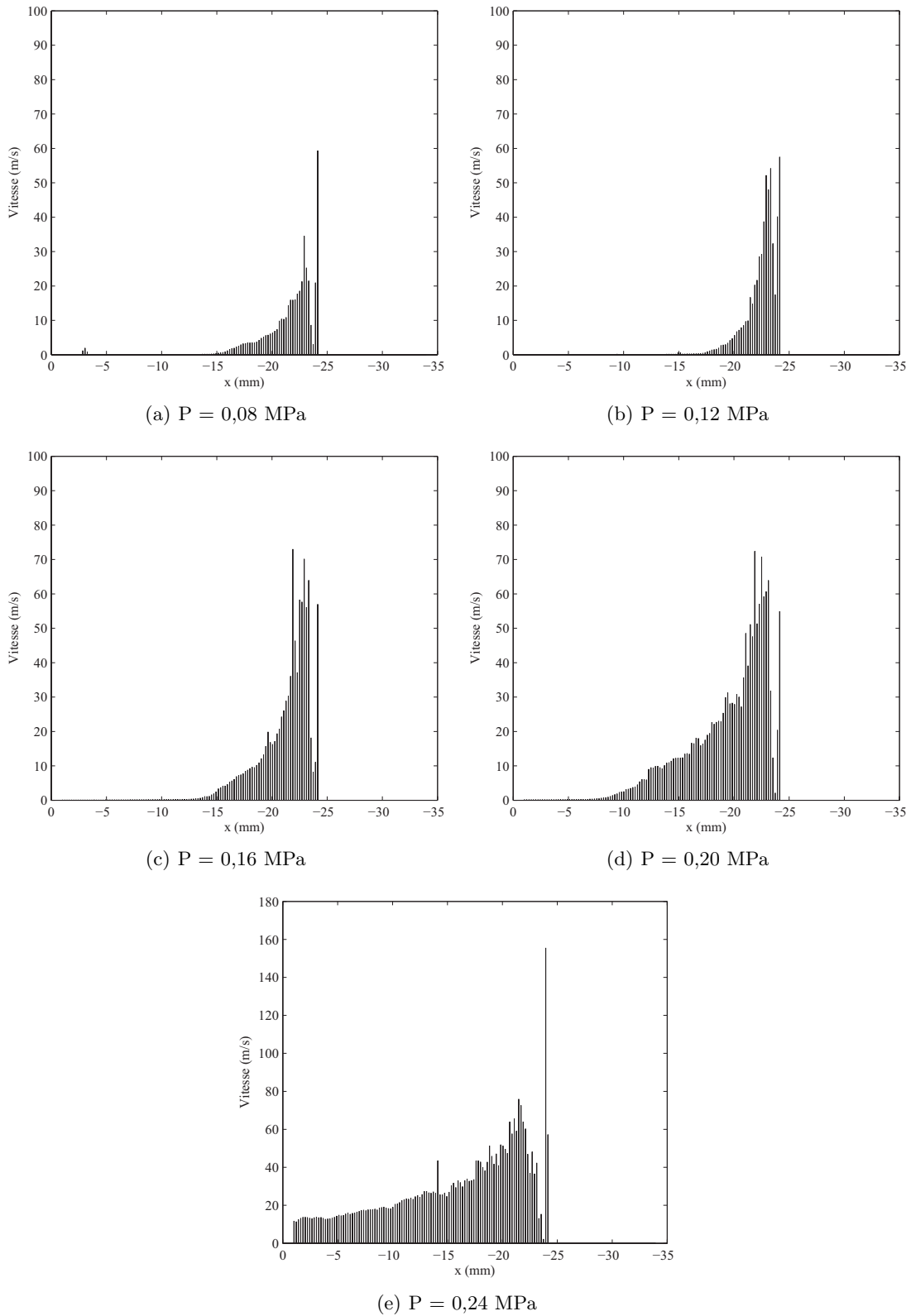


FIGURE 3.12 – Vitesses selon l’axe des jets d’air issus d’une structure fluide de type « escalier » pour différentes pressions d’alimentation ($\beta_{theo} = 66^\circ$)

3.5 Conclusion

Une solution alternative à un micro-canal d'éjection incliné est la micro-fabrication d'une structure fluide « escalier ». Une technique de gravure DRIE double face permet l'obtention de ce type de structure présentant une large gamme de buses d'éjection caractérisées par leur angle d'éjection. Quelques configurations géométriques ont été fabriquées et caractérisées fluidiquement.

La technique de caractérisation par PIV semble la moins inadaptée pour évaluer l'angle et la vitesse d'éjection du micro-jet. Nous avons pu mesurer une vitesse d'éjection de l'ordre de 160 m/s pour une pression d'alimentation de 0,24 MPa à une distance inférieure à 1 mm d'une buse d'éjection de 180 μm de longueur caractéristique moyenne. Concernant l'angle d'éjection, celui-ci fluctue en fonction de la géométrie et de la pression d'alimentation. De plus, son comportement semble étroitement lié à la présence d'un phénomène tourbillonnaire à l'intérieur de la structure fluide.

Conclusion du chapitre

Les jets de gaz turbulents sont composés de deux structures fluidiques principales : une structure laminaire, appelée zone de cœur potentiel située à la sortie de la buse d'éjection et, au-delà de celle-ci, une structure turbulente appelée zone d'écoulement établi (ZEF). Les particules de fluide de la zone de cœur potentiel sont animées d'une vitesse constante et maximale et décrivent une trajectoire rectiligne qui définit l'axe du jet. Cette zone caractérisée par un écoulement laminaire s'étend sur une distance égale à environ six fois le diamètre de l'orifice d'éjection. Ensuite, dans la zone d'écoulement établi, le fluide devient turbulent et sa vitesse axiale décroît de façon parabolique de telle manière qu'à une distance d'environ vingt cinq diamètres de buse, le jet a perdu la moitié de sa vitesse maximale.

Si la géométrie de la buse d'éjection conditionne la structure du jet, elle conditionne aussi son inclinaison. Deux méthodes permettent d'obtenir un jet incliné : une buse orientable selon un angle particulier ou un canal incliné par rapport à la surface de référence. La buse orientable n'est pas la solution la plus aisée à réaliser, surtout du point de vue micro-technique, car elle demande la conception d'un dispositif actif. La seconde méthode consiste à percer un canal incliné dans la surface mais ceci s'avère également difficile à des échelles microscopiques. Pour contourner ses difficultés, nous avons mis au point une micro-structure fluidique, baptisée structure « escalier », qui permet d'obtenir un micro-jet incliné à partir de deux gravures verticales que des techniques de micro-fabrication classiques peuvent réaliser.

Selon des simulations fluidiques basées sur l'étude d'un écoulement de Navier et Stokes laminaire et incompressible, nous avons démontré que la structure fluidique « escalier » permettait de modéliser un jet d'air en l'inclinant. Les vitesses d'éjection en fonction de la pression d'alimentation n'ont pas pu être déterminées avec précision car les phénomènes de pertes de charge dus aux frottements pariétaux et les phénomènes de compression et de détente du gaz ne sont pas pris en compte par le modèle numérique. Selon les mêmes simulations, nous avons mis en évidence la dépendance de l'inclinaison du jet par rapport à la géométrie de la buse d'éjection. En plus de la géométrie, la pression joue un rôle vis-à-vis de l'inclinaison : plus la pression augmente et plus l'angle d'éjection diminue. Cependant ce phénomène reste négligeable devant l'effet de la géométrie.

Une gamme de structures fluidiques « escaliers » a été fabriquée dans un substrat de silicium à partir d'une technique de gravure ionique réactive profonde (DRIE) double face. Les angles de jet théoriques sont compris entre 21° et 67° .

Une première caractérisation fluidique, par l'intermédiaire d'un écoulement enfumé, montre l'obtention d'un micro-jet d'air incliné. L'angle du jet issu de ces structures « escaliers » a été mesuré. La mesure de la vitesse d'éjection nécessite le montage d'un banc de caractérisation optique par PIV qui permet une mesure locale et quasi instantanée de la vitesse des particules ensemençant le fluide. Les mesures par PIV ont été réalisées en collaboration avec M^r Bailly et M^r Girardot du département ENISYS¹ de l'institut Femto-st. Des vitesses de l'ordre de 160 m/s pour une pression d'alimentation de 0,24 MPa ont été mesurées à moins de 1 mm de la buse d'éjection présentant un diamètre caractéristique moyen de 180 μm . Concernant l'angle d'éjection, plusieurs tendances se dégagent quant à l'influence de la pression et de la géométrie. Des simulations fluidiques plus ciblées prouvent l'influence de la présence, dans la structure fluidique, d'un tourbillon « parasite » qui perturbe le comportement du jet en fonction de la pression d'alimentation.

1. Energie et ingénierie des systèmes multiphysiques

Chapitre IV

Applications

1. Matrice de générateurs de micro-jet incliné sur silicium

1.1 Introduction

Comme nous l'avons vu dans les paragraphes précédents, il est tout à fait possible de façonner un flux d'air pour créer un micro-jet orienté à l'aide d'une micro-architecture obtenue par une technique de gravure DRIE double face. Cette micro-architecture peut être la base des cellules élémentaires composant une matrice pneumatique fabriquée sur silicium.

Nous proposons ici une matrice pneumatique composée de cellules fluidiques élémentaires capable d'émettre un micro-jet incliné selon quatre sens de soufflage indépendants. Cette fonction est rendue possible grâce à une configuration particulière de la cellule fluidique (et des buses la composant) et du réseau de canaux de distribution en air pressurisé qui les alimente. Cette matrice a été fabriquée avec la collaboration de M^r Zeggari, post-doctorant à l'institut Femtost, chargé de la fabrication des futures matrices pneumatiques actives (intégrant des micro-actionneurs) dans le cadre du projet ANR *Smart Surface* que nous évoquerons dans la partie dédiée à la micro-manipulation d'objet.

Une technique de mesure fluide de type PIV a été utilisée pour caractériser l'écoulement fluide global issu de la matrice pneumatique.

1.2 Principe de fonctionnement

1.2.1 Cellule fluide élémentaire

Le schéma détaillé d'une cellule fluide élémentaire est présenté dans la figure 1.1. Nous pouvons y distinguer le réseau de canalisations fluidiques qui alimente les buses d'éjection d'air pouvant souffler dans quatre directions (*nord*, *sud*, *est* et *ouest*) en fonction des canaux alimentés en air. Afin de permettre l'acheminement de l'air jusqu'aux buses soufflant dans un même sens, un réseau de canaux fluidiques sur plusieurs « étages » est nécessaire. Tandis que les canaux d'alimentation *Est* et *Ouest* sont réalisés dans le substrat supérieur, il faut enterrer les canaux *Nord* et *Sud* dans un substrat intermédiaire. Au niveau des buses d'éjection *Nord* et *Sud*, l'air est collecté au travers de puits d'alimentation qui font le lien entre ces dernières et les canaux enterrés. Le substrat inférieur scelle les canaux enterrés.

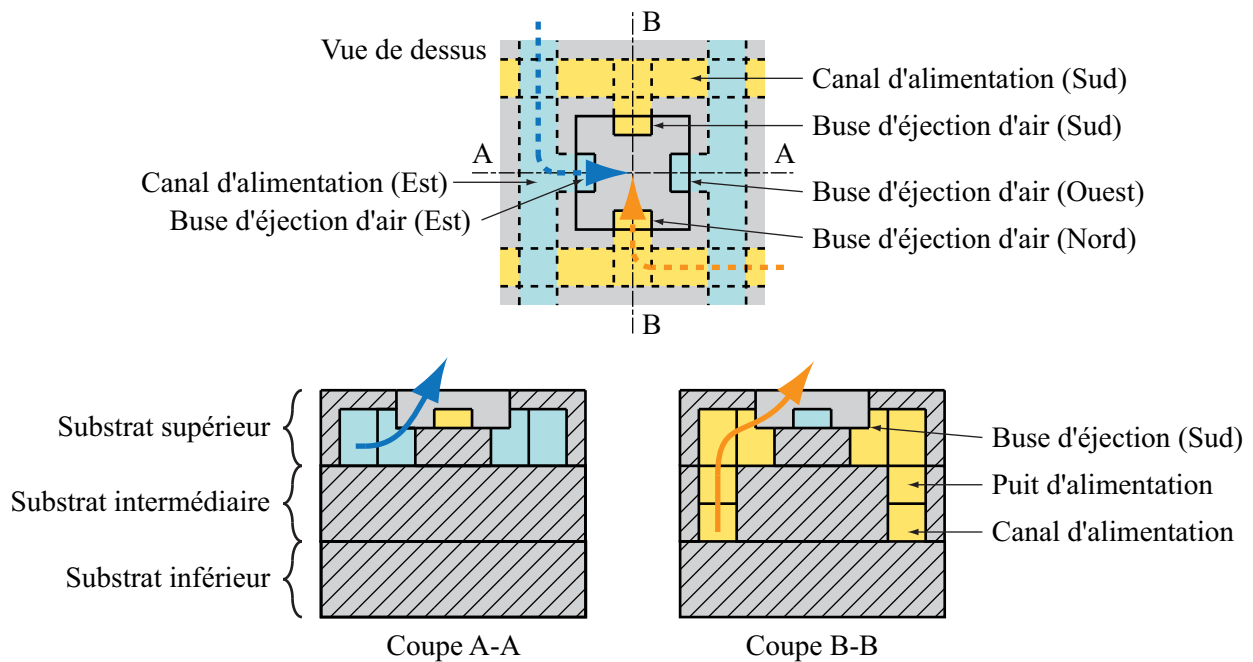


FIGURE 1.1 – Schéma de principe d'une cellule fluïdique élémentaire d'une matrice pneumatique bi-directionnelle

1.2.2 Matrice pneumatique à jets inclinés

La réunion de cellules fluïdiques élémentaires semblables à celles évoquées plus haut peut aboutir à un système distribué bénéficiant des avantages d'une collaboration inter-cellule. Un exemple de cette association est présenté dans la figure 1.2. Dans ce cas, les cellules sont collectivement reliées par leurs canaux d'alimentation ; toutes les buses soufflant dans le même sens sont alimentées par un canal commun. En établissant la pression au niveau de ce canal, par l'intermédiaire d'une valve, il est possible de créer un flux d'air dirigé né de la contribution de chaque jet d'air. Le dispositif fluïdique ainsi créé est une matrice pneumatique bi-directionnelle qu'il est a priori possible de fabriquer selon des technologies de type MEMS.

1.3 Micro-fabrication

La matrice pneumatique bi-directionnelle que nous voulons fabriquer est basée sur un assemblage de trois substrats structurés :

- un substrat supérieur (silicium) à la surface duquel sont émis les jets d'air inclinés issus des buses d'éjection. Celui-ci comporte les buses d'éjection d'air et les canaux d'alimentation des buses *est* et *ouest*.
- un substrat intermédiaire (silicium) composé des canaux *nord* et *sud* et des puits d'alimentation des buses correspondantes localisées sur le substrat supérieur.
- un substrat inférieur (verre) permettant de fermer les canaux d'alimentation *nord* et *sud* du substrat intermédiaire. Des orifices, obtenus par usinage ultrasonore du verre sur lesquels

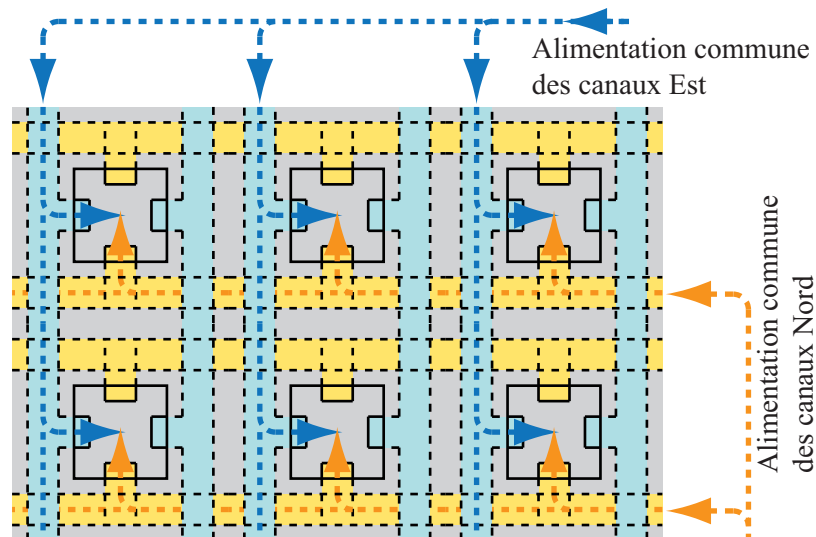


FIGURE 1.2 – Schéma de principe d’une matrice pneumatique composée de six cellules fluidiques élémentaires où les buses d’éjection soufflant dans un même sens sont alimentées de façon commune

seront collés des connecteurs fluidiques, permettent d’alimenter les canaux en air pressurisé.

Les étapes de micro-fabrication de la matrice et ses caractéristiques géométriques sont présentées dans la figure 1.4 et le tableau 1.1. La matrice, composée de 64 cellules fluidiques élémentaires (figure 1.5(a)), est fabriquée à partir de deux substrats en silicium et un substrat en verre mesurant chacun $500\ \mu\text{m}$ d’épaisseur. Les étapes de fabrication des substrats en silicium sont respectivement semblables et ne diffèrent que par les masques photolithographiques employés et présentés dans l’annexe H.3. La méthode de gravure appliquée est la gravure réactive ionique profonde. Les gravures face avant et face arrière (d_1 et d_2) du substrat supérieur valent respectivement 250 et $320\ \mu\text{m}$ pour définir un angle d’éjection théorique β_{theo} de 49° . Deux méthodes d’assemblage des substrats sont utilisées : une méthode de compression thermique (étapes G) (par le biais d’une mince couche d’or évaporé (étapes F et F’)) pour l’assemblage des substrats en silicium et une méthode de soudure anodique (étape H) pour l’assemblage silicium / verre. Le substrat en verre est percé par ultrason à quatre reprises pour réaliser des orifices d’admission en air (figure 1.3)) devant collectivement alimenter les canaux (figure 1.5(e) et figure 1.5(f)) approvisionnant les buses d’éjection (figure 1.5(b) et figure 1.5(d)).

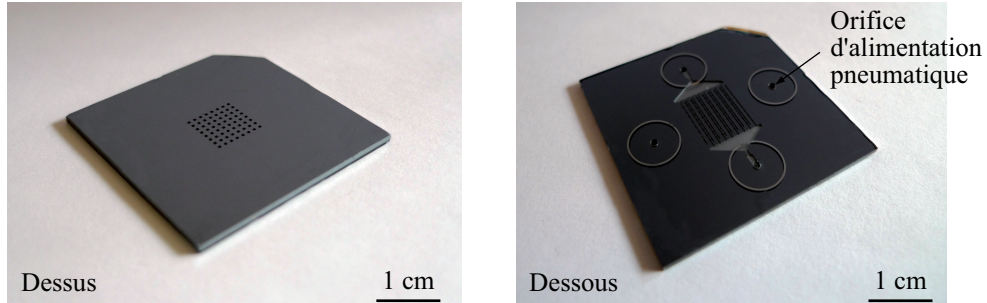


FIGURE 1.3 – Photographie de la matrice pneumatique (vues de dessus et de dessous)

TABLE 1.1 – Caractéristiques géométriques de la matrice pneumatique

Caractéristiques géométriques	Valeurs
Dimension de la matrice	$8,4 \times 8,4 \text{ mm}^2$
Nombre de cellules fluidiques élémentaires	8×8 cellules
Dimensions des cellules	$500 \times 500 \mu\text{m}^2$
Périodicité spatiale des cellules	1,2 mm
Nombre de sens de soufflage	4
Angle d'éjection théorique β_{theo} des jets d'air	49°

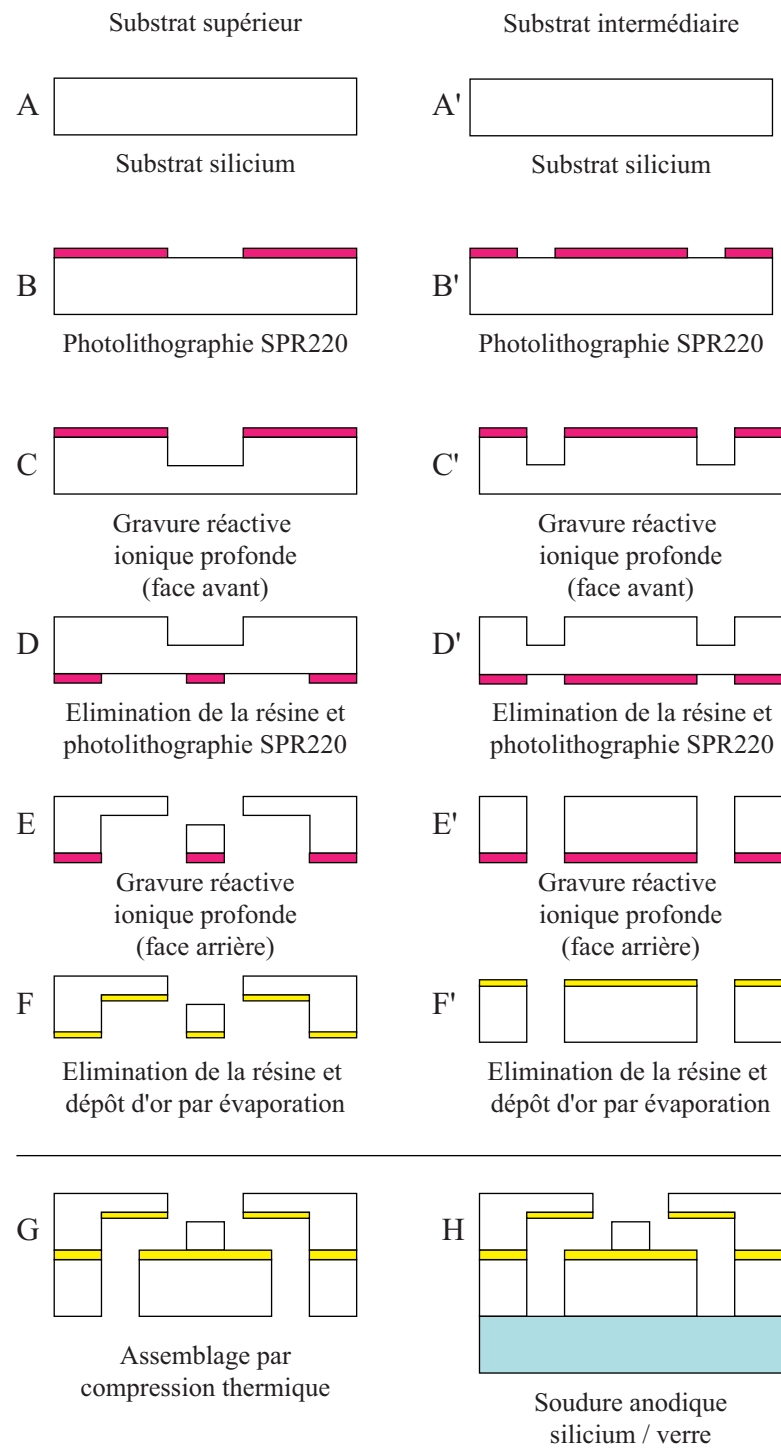
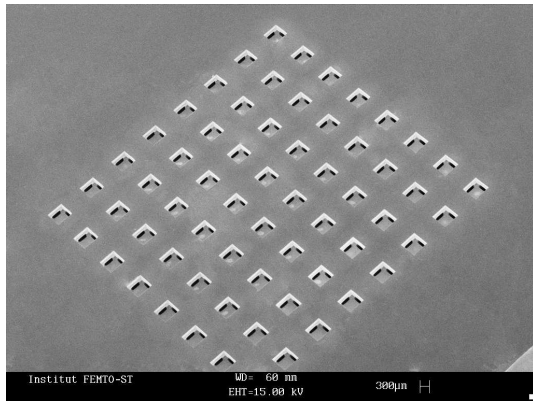
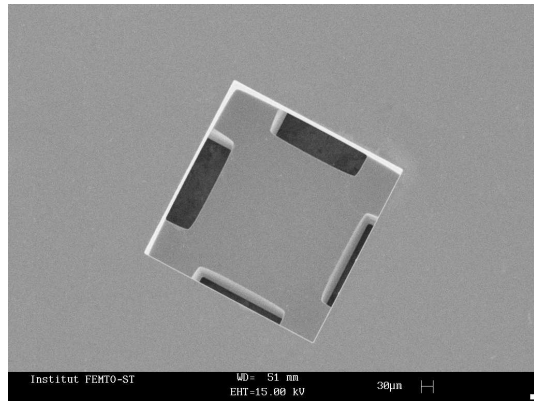


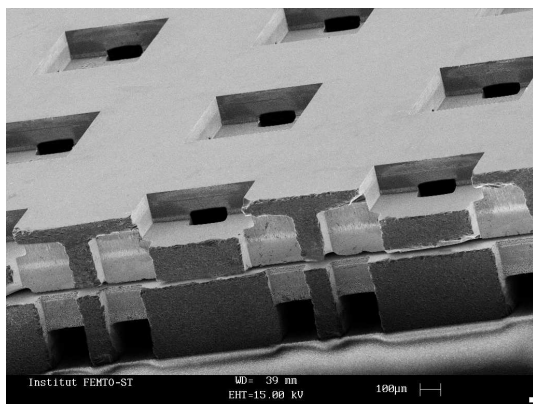
FIGURE 1.4 – Etapes de micro-fabrication de la matrice pneumatique de micro-dispositifs à jets inclinés (détail d'une cellule fluide élémentaire)



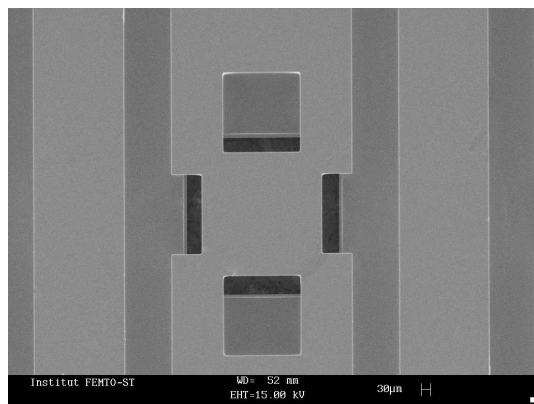
(a) Image MEB de la matrice pneumatique bi-directionnelle (8 × 8 cellules)



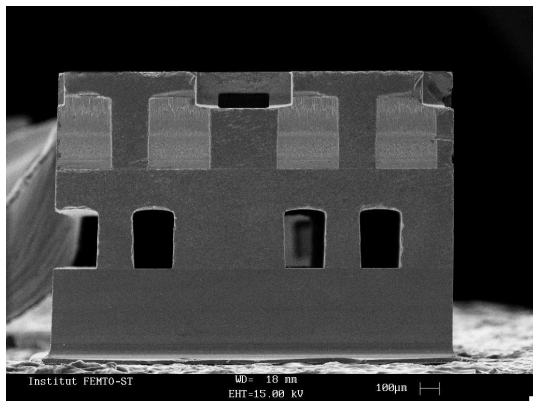
(b) Image MEB d'une cellule fluide élémentaire composée de quatre buses d'éjection



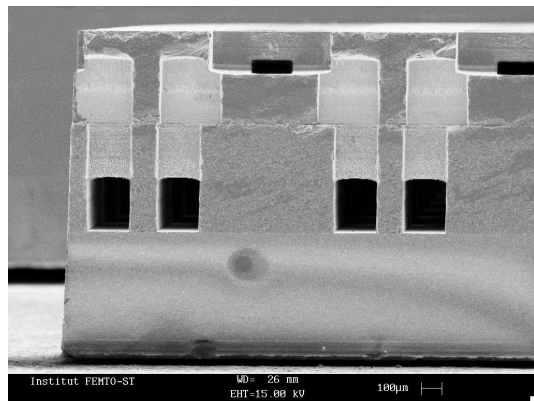
(c) Image MEB de la matrice pneumatique bi-directionnelle (vue en coupe)



(d) Image MEB d'une cellule fluide élémentaire (vue de dessous du substrat supérieur)



(e) Image MEB d'une cellule fluide élémentaire (vue en coupe des canaux enterrés)



(f) Image MEB d'une cellule fluide élémentaire (vue en coupe des canaux enterrés et des puits d'alimentation des buses d'éjection)

FIGURE 1.5 – Images MEB de la matrice pneumatique bi-directionnelle et des cellules fluidiques élémentaires

1.4 Caractérisation fluïdique

Une mesure fluïdique de type PIV, comparable à celle utilisée pour caractériser individuellement les jets inclinés (chapitre III, paragraphe 2.3), à été pratiquée pour étudier le comportement du fluïde à proximité de la surface de la matrice pneumatique. Contrairement à une étude individuelle des jets, nous étudions ici le comportement global du fluïde suite au travail collectif de chaque cellule fluïdique élémentaire.

1.4.1 Comportement fluïdique global

Le comportement du fluïde provoqué par le soufflage collectif de buses orientées dans le même sens est présenté dans la figure 1.6. La figure 1.7 représente un agrandissement de la région proche de la matrice pneumatique. Le soufflage a lieu de la droite vers la gauche.

Ces mesures nous permettent de déterminer la vitesse et la direction des particules de fluïde. Comme pour les mesures servant à caractériser les jets individuels, nous possédons une résolution spatiale moyenne de 4,5 échantillons de mesure par millimètre (une mesure tous les $224 \mu\text{m}$) ; soit environ 6 échantillons de mesure entre deux buses adjacentes.

Globalement nous pouvons constater :

- un profil de vitesse présentant un angle d'éjection (22° selon la figure 1.6) qui s'étend sur quelques centimètres ;
- des zones présentant un écoulement rapide (régions jaune à rouge) qui correspondent aux régions des buses d'éjection (voir agrandissement figure 1.7). Nous devinons 7 ou 8 « secteurs » caractérisés par de hautes vitesses révélant la présence des buses. Nous remarquons que les jets issus des buses localisées au centre de la matrice sont animés d'une vitesse plus importante que ceux situés sur les bords (presque deux fois plus rapides). La somme de ces flux d'air constitue un « coussin » d'air animé d'une vitesse non nulle ;
- un phénomène d'aspiration du fluïde ambiant provoqué par le soufflage de la matrice. Le fluïde situé au dessus et à droite de la matrice est aspiré par les jets d'air et expulsé vers la gauche ;
- au niveau de la matrice (figure 1.7), des phénomènes de « rebonds » du fluïde. Aux environs de l'abscisse $x = 30 \text{ mm}$ le fluïde est soufflé par la ou les buses situées à proximité (selon un angle de jet d'une vingtaine de degrés) puis est aspiré par celles proches de l'abscisse $x = 27 \text{ mm}$. Un rebond semblable est observé quelques millimètres plus loin.
- les vitesses mesurées le long du cône d'éjection ne correspondent pas aux profils attendus. Nous remarquons une zone où les vitesses sont « anormalement » élevées (au point de coordonnée $x = 7,5 \text{ mm}$ et $y = -16 \text{ mm}$ de la figure 1.6). Ce fait peut s'interpréter par un positionnement relatif inadéquat entre la nappe Laser de mesure et l'axe de l'écoulement fluïdique comme le suggère le schéma de la figure 1.8. A priori, la nappe Laser a été positionnée avec précaution de façon à être alignée avec l'axe supposé du jet (alignée sur la matrice), ce qui signifie probablement que le jet ne se propage pas dans le prolongement de l'orientation des buses. Ceci peut expliquer en partie la raison pour laquelle nous

obtenons des vitesses de jet mesurées inférieures à celles obtenues lors des caractérisations individuelles des jets inclinés.

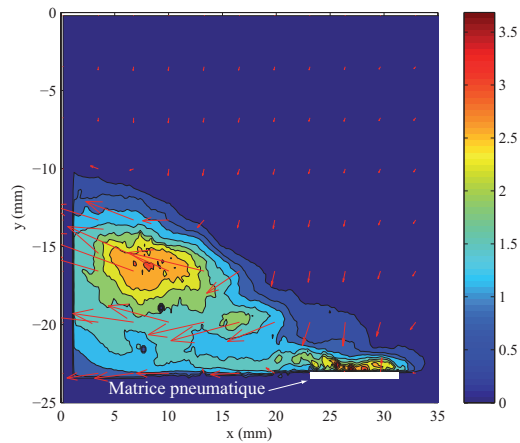


FIGURE 1.6 – Profil de l'écoulement fluide produit par la matrice pneumatique (mesures PIV) ($P = 0,12$ MPa)

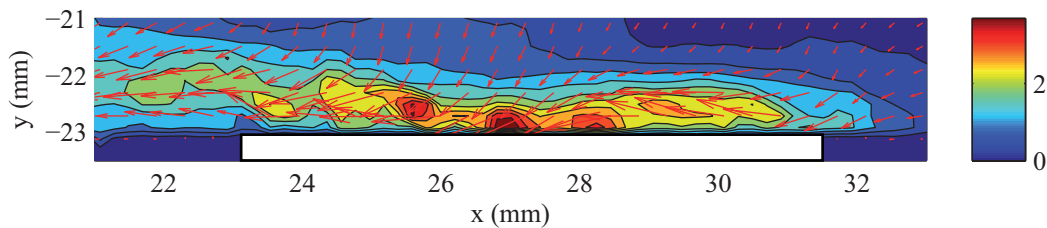


FIGURE 1.7 – Profil de l'écoulement fluide produit par la matrice pneumatique (mesures PIV); agrandissement au niveau de la matrice ($P = 0,12$ MPa)

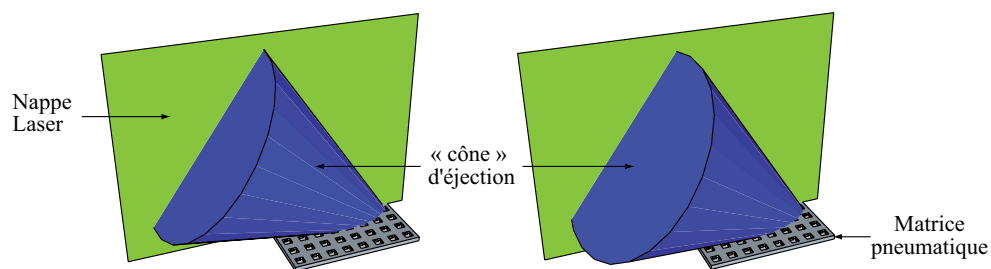


FIGURE 1.8 – Positionnement de la nappe Laser (zone de mesure) (axée à gauche et désaxée à droite)

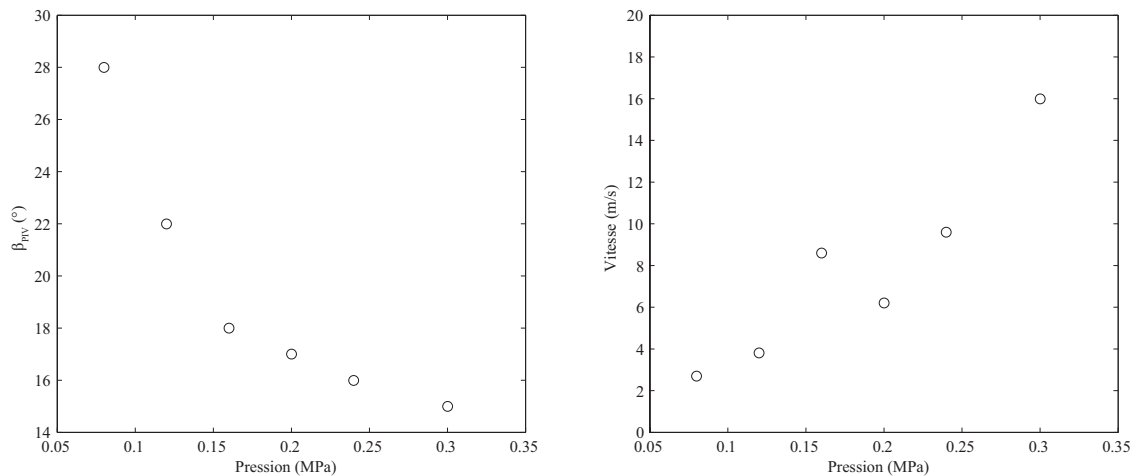
1.4.2 Influence de la pression d'alimentation

Comme du point de vue individuel, le comportement de l'écoulement fluide provoqué par les buses composant la matrice pneumatique est lié à la pression d'alimentation. Celle-ci

conditionne l'angle β et la vitesse d'éjection.

1.4.2.1 Influence sur l'angle d'éjection

Les résultats de mesure par PIV illustrés dans la figure 1.10 montrent les champs de vitesses de l'écoulement fluide engendré par la matrice pneumatique pour différentes pressions d'alimentation. Nous pouvons remarquer un aplatissement de l'angle β_{PIV} d'éjection au fur et à mesure que la pression d'alimentation augmente comme l'indique la figure 1.9(a). Ce comportement est semblable à ce qui a déjà pu être observé lors des caractérisations individuels des jets inclinés lorsque la pression devient relativement importante pour des structures produisant des angles théoriques faibles.



(a) Evolution de l'angle d'éjection en fonction de la pression incidente

(b) Evolution de la vitesse d'éjection en fonction de la pression incidente

FIGURE 1.9 – Caractéristiques fluidiques de la matrice pneumatique ($\beta_{theo} = 49^\circ$)

1.4.2.2 Influence sur la vitesse d'éjection

De la même manière, nous observons une augmentation de la vitesse d'éjection avec l'augmentation de la pression d'alimentation (figure 1.9(b)). Néanmoins, nous constatons que la vitesse maximale mesurée reste faible comparée à celle mesurée pour un jet seul. Ceci peut s'interpréter :

- par un positionnement relatif mal adapté entre le plan de la nappe Laser de mesure et l'axe de l'écoulement fluide. Nous pensons que la propagation de l'écoulement ne se déroule pas dans le prolongement des buses mais est déviée latéralement (propagation hors plan de mesure) pour des raisons relatives à un phénomène collectif difficilement identifiable par une mesure sur un seul plan ;
- par les pertes de charge engendrées dans les autres buses d'éjection et leurs canaux d'alimentation. La pression est répartie sur l'ensemble des cellules élémentaires : ce qui aboutit à une pression d'alimentation individuelle réduite.

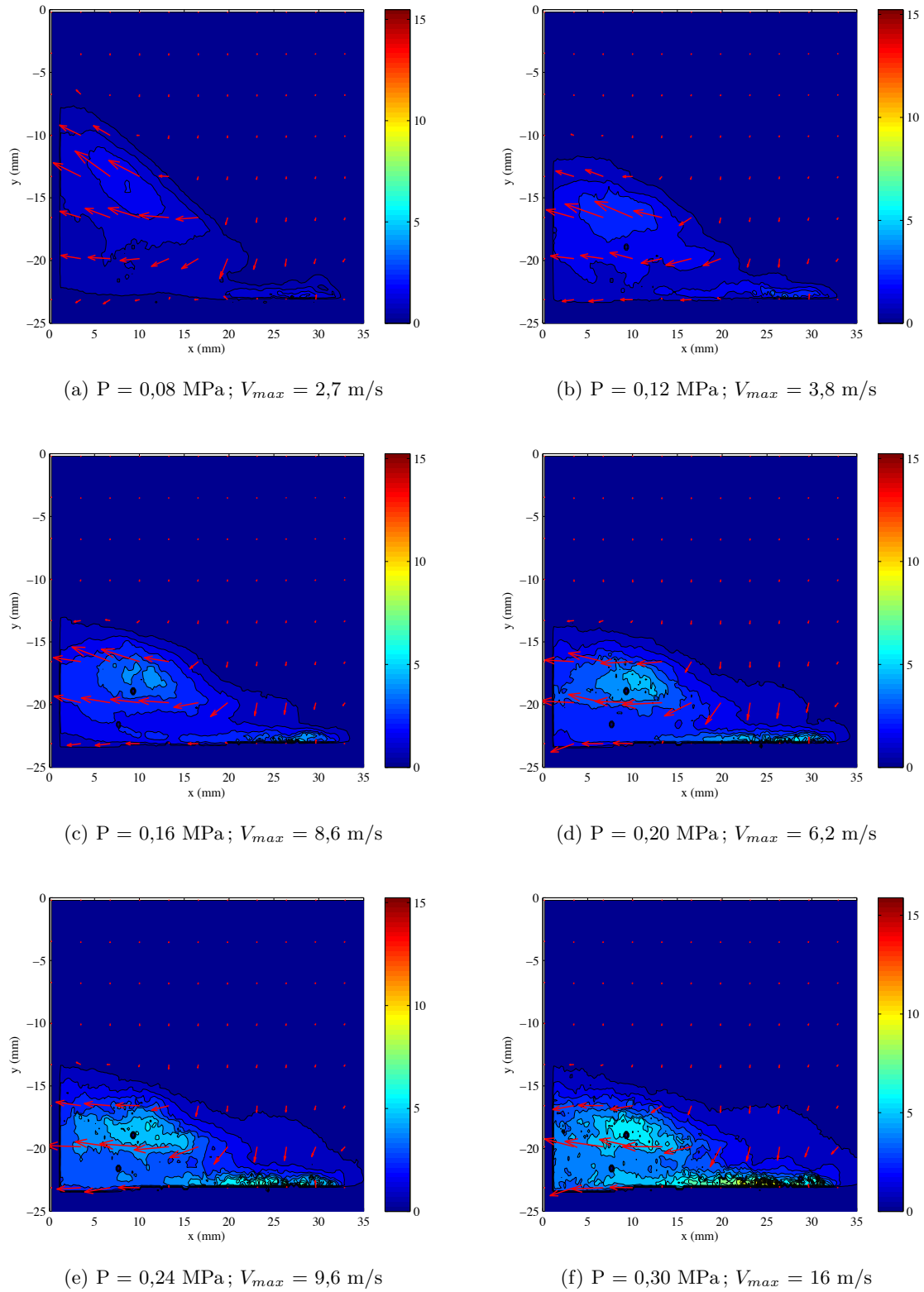


FIGURE 1.10 – Champ de vitesse de l'écoulement fluide produit par la matrice pneumatique (mesures PIV suivant l'axe passant par le centre de la matrice)

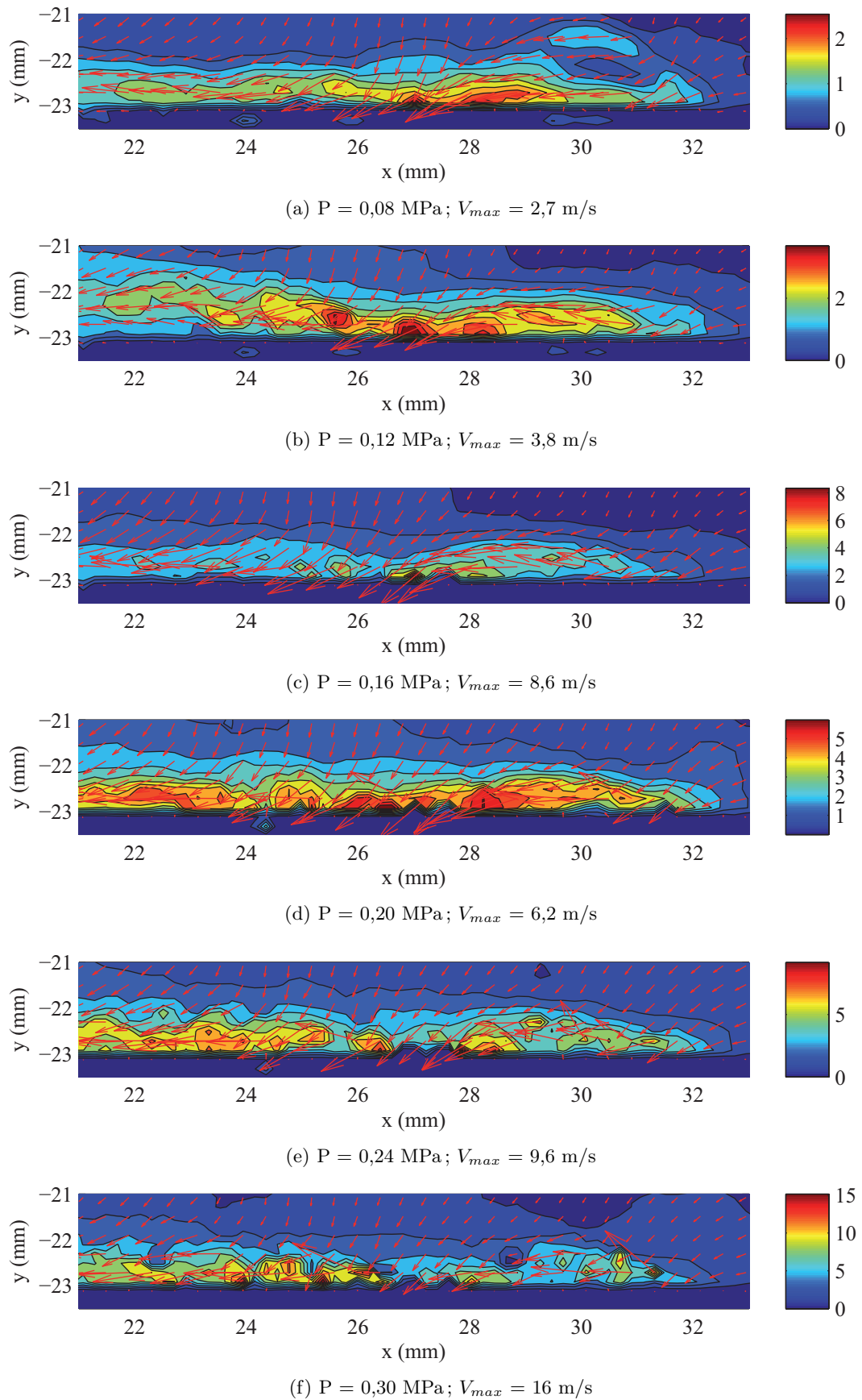


FIGURE 1.11 – Champ de vitesse de l'écoulement fluide produit par la matrice pneumatique; agrandissement au niveau de la matrice (mesures PIV suivant l'axe passant par le centre de la matrice)

1.5 Conclusion

La disposition circulaire, décalée de 90° , de quatre micro-dispositifs fluidiques à jets inclinés (buses d'éjection) forme une cellule fluide élémentaire capable de souffler dans quatre sens principaux (*nord, sud, est et ouest*) (cellule bi-directionnelle). La disposition en matrice de telles structures permet de réaliser une matrice pneumatique dotée de quatre orifices d'alimentation qui relient toutes les buses soufflant dans un même sens par l'intermédiaire de canaux enterrés.

La micro-fabrication de cette matrice nécessite l'assemblage de plusieurs substrats pour pouvoir enterrer à des profondeurs différentes les canaux devant alimenter les buses soufflant selon des axes perpendiculaires. Les buses et les canaux les plus profonds qui alimentent ces dernières, sont reliés par des puits verticaux traversant le substrat contenant les canaux enterrés à une profondeur intermédiaire.

La caractérisation, par des mesures de type PIV, de l'écoulement fluide produit par la matrice pneumatique montre un comportement différent comparé à celui d'un écoulement issu d'une unique buse d'éjection. La principale différence est l'obtention de vitesses d'éjection moins importantes ($V_{max} = 16 \text{ m/s}$ pour $P = 0,3 \text{ MPa}$) car la pression d'alimentation est répartie sur l'ensemble des cellules composant la matrice. Cette répartition est inégale suivant la position de la cellule. Le fluide alimentant les cellules au centre de la matrice est soumis à moins de pertes de charge que le fluide alimentant les cellules de la périphérie. Néanmoins, le soufflage collectif des cellules élémentaires génère, à la surface de la matrice, un « coussin » d'air animé d'une vitesse non nulle et un flux global dirigé selon un angle β qui varie en fonction de la pression incidente.

Cette architecture fluide matricielle est alimentée par un système d'électrovannes externes qui pourraient être remplacées par des micro-valves fabriquées dans la structure elle-même pour contrôler le fluide au niveau des canaux d'alimentation commune ; ce qui augmenterait le degré d'intégration et de miniaturisation du dispositif. Le degré de distribution (individualisation des cellules) du dispositif pourrait être encore plus poussé en associant à chaque buse une micro-valve. Nous pourrions alors nous affranchir des canaux d'alimentation et des pertes de charge inhomogènes qu'ils produisent en fonction de la position des cellules à la surface de la matrice pneumatique.

La suite de ce chapitre est consacrée à une mise en application de cette matrice pour la micro-manipulation (micro-convoyeur) et le contrôle d'écoulement fluide (générateur fluide de vortex).

2. Micro-manipulation d'objet

2.1 Introduction

La fabrication d'un micro-manipulateur parallèle pneumatique sur silicium s'inscrit dans un projet (contrat de l'Agence Nationale de la Recherche : ANR) baptisé *Smart Surface* qui implique plusieurs équipes de recherche de l'institut Femto-st (Besançon, France) dont l'équipe Micro-systèmes Multiphysiques (MIMU) dans laquelle se déroulent ces travaux de doctorat.

Le projet *Smart Surface* a pour objectifs, la conception, la fabrication et le développement des moyens de contrôle d'un système micro-robotique distribué pour le convoyage, le positionnement et le tri de micro-pièces à l'échelle mésoscopique (du μm au mm). Ce système doit intégrer des cellules élémentaires intelligentes (plusieurs centaines) afin de réaliser une surface de positionnement et de convoyage. Chaque cellule élémentaire doit être composée d'un micro-actionneur fluide, d'un micro-capteur et d'une unité de traitement. La coopération inter-cellules élémentaires doit permettre de reconnaître les pièces et élaborer les consignes de commande destinées aux micro-actionneurs fluidiques chargés de déplacer et positionner de façon précise les objets à la surface du micro-convoyeur.

Le micro-manipulateur pneumatique retenu pour ce projet s'inspire de celui réalisé par Fukuta en 2006 [13]. Ce dispositif se révèle être de conception et de fabrication non aisée et demande un investissement en capital temps important. Ceci pénalise le travail des équipes partenaires (chargées du traitement et de la gestion des informations pour la reconnaissance des pièces ; chargées de la commande distribuée et adaptative et chargées de la conception et la validation de nouveaux langages spécifiques à différents niveaux d'abstraction) nécessitant en partie ce micro-système. Afin que ces équipes puissent mettre en œuvre et valider leurs travaux, il a été décidé de réaliser une surface de micro-convoyage simplifiée qui puisse éprouver les premiers essais.

2.2 Micro-manipulateur pneumatique

Le micro-manipulateur pneumatique testé est celui dont les caractéristiques ont été mentionnées dans le tableau 1.1. Chaque cellule élémentaire le composant peuvent collectivement souffler dans quatre sens (*nord*, *sud*, *est* et *ouest*) en fonction des orifices d'alimentation approvisionnées en air pressurisé (via des électrovannes) (figure 1.3).

2.3 Caractérisation dynamique

2.3.1 Tests en boucle ouverte

Un banc de test, composé d'électrovannes (tout ou rien) pour contrôler l'établissement de la pression au niveau des canaux d'alimentation commune de la matrice pneumatique et d'une caméra (60 images/s), a été mis en œuvre pour démontrer si nous étions en mesure de réaliser un système de micro-manipulation. Un premier test en boucle ouverte (figure 2.1) nous a permis de valider la fonction de convoyage à partir de la matrice pneumatique.

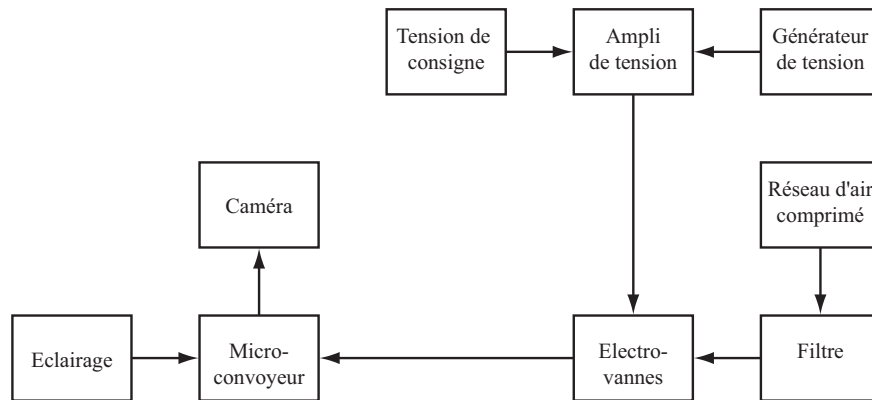


FIGURE 2.1 – Schéma du banc de micro-manipulation (boucle ouverte)

2.3.1.1 Validation de la fonction de convoyage

La première étape de caractérisation dynamique consiste à montrer que nous sommes en mesure de convoyer un objet à la surface du dispositif fluidique. Ce test consiste à appliquer au niveau d'un des orifices d'admission une pression pulsée pour éviter qu'une pression continue n'expulse l'objet de la surface. La pression d'alimentation est de 0,01 MPa, avec une fréquence de 12 Hz et une largeur d'impulsion de 1/60 s (rapport cyclique $\delta = 20\%$). Le flux d'air produit par le convoyeur est directionnel et permet de soulever et propulser un objet millimétrique (figure 2.2).

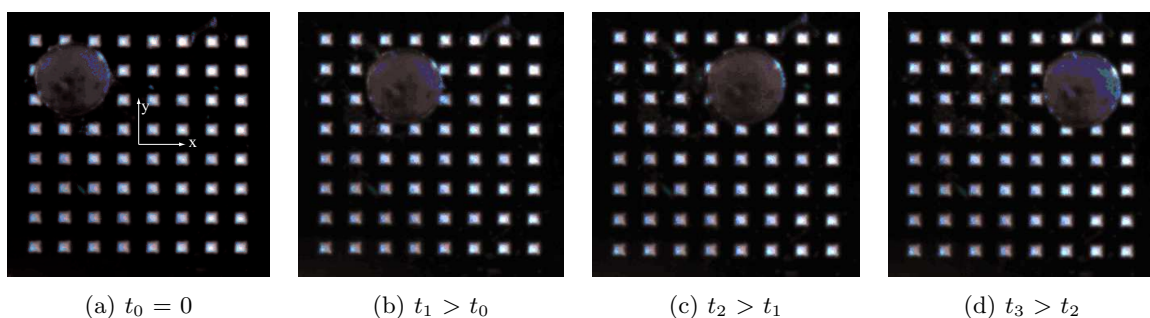


FIGURE 2.2 – Photographies d'un objet cylindrique millimétrique ($\phi = 2,5$ mm) évoluant à la surface du micro-convoyeur pneumatique à jets pulsés

2.3.1.2 Dérive

Les premiers tests de validation ont montré qu'il était possible de convoier un objet d'*est* en *ouest* (et inversement) ou du *nord* au *sud* (et inversement). Cependant, nous assistons à une dérive de la trajectoire (la trajectoire n'est pas rectiligne).

Ayant utilisé un objet cylindrique, la forme de l'objet ne semble pas responsable de cette dérive. Comme nous avons pu le constater par les mesures fluidiques, la propagation de l'écoulement fluide (responsable de la mise en mouvement de l'objet) ne s'effectue pas dans le prolongement des buses d'éjection. Le flux est probablement désaxé. Ceci expliquerait ce phénomène de dérive. Nous pensons que les jets produits par chaque buse ne sont pas identiques : les buses les plus proches de la source de pression sont celles dont le fluide subit le moins de perte de charge. Au final, la somme de tous les jets aboutit à un champ de force qui n'est pas homogène selon la position de l'objet (figure 2.3).

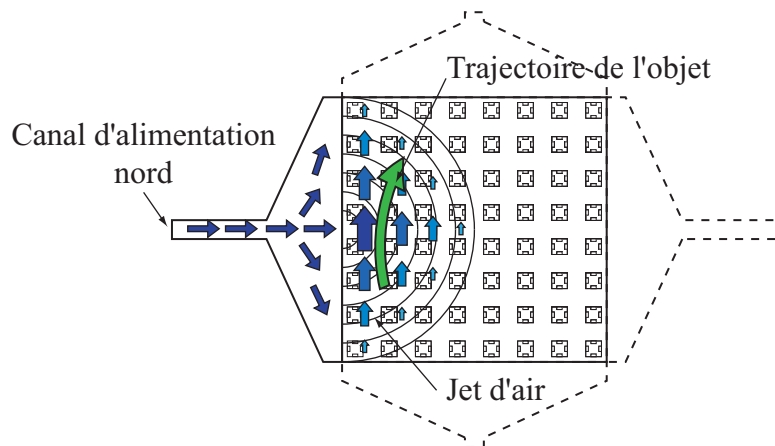


FIGURE 2.3 – Schéma de la distribution de la pression d'alimentation dans la matrice de micro-manipulation ; effet de la position sur la dérive de l'objet (déplacement vers le nord)

2.3.2 Tests en boucle fermée

L'insertion, dans la boucle de contrôle, d'un capteur de position (acquisition vidéo) associé à un système de commande informatisé (élaboration d'une consigne de position) permettent d'atteindre des performances accrues (rapidité, précision, etc.) comparées à un contrôle en boucle ouverte. Nous citons ici quelques résultats obtenus par [71] au sein du département AS2M¹ de l'institut Femto-st. A partir de la matrice pneumatique que nous avons conçu, la fonction de positionnement contrôlé selon deux modes d'action (jets continus et jets pulsés) avec différents degrés de performance a été validée. Le tableau 2.1 résume la performance de ces lois de contrôle sur le positionnement d'un objet cylindrique (silicium) de diamètre $\phi = 5$ mm et d'épaisseur $e = 500$ μm (23 mg).

1. Automatique et Systèmes Micro-Mécatroniques

TABLE 2.1 – Performances des lois de contrôle vis-à-vis d'un objet cylindrique millimétrique à la surface du micro-convoyeur pneumatique bi-directionnel [71]

Type de jets	Loi de contrôle	Tolérance de position (T)	Temps de réponse (t)
Continus	« Tout ou rien »	$T = \pm 700 \mu\text{m}$	$t < 0,5 \text{ s}$
	« Tout ou rien avec freinage »	$T = \pm 70 \mu\text{m}$	$t > 1,5 \text{ s}$
Pulsés	Largeurs d'impulsion fixe	$T = \pm 70 \mu\text{m}$	$t \approx 1 \text{ s}$
	Modulation de largeurs d'impulsion par zone	$T = \pm 70 \mu\text{m}$	$t < 0,5 \text{ s}$

2.4 Conclusion

L'étude en boucle ouverte a montré que la matrice pneumatique peut déplacer à sa surface un petit objet plat cylindrique (de diamètre $\Phi = 5 \text{ mm}$ et d'épaisseur $e = 500 \mu\text{m}$) pour une pression d'alimentation P comprise entre 0,01 MPa et 0,05 MPa. La vitesse de déplacement de l'objet est de plusieurs dizaines de millimètres par seconde. La dérive de la trajectoire de l'objet confirme l'inhomogénéité de la distribution de la pression sur l'ensemble des cellules fluidiques : les buses d'éjection les plus éloignées de la source d'alimentation bénéficient de la pression la plus faible. Cette inhomogénéité est accentuée pour les cellules alimentées via un puit qui introduit des pertes de charge supplémentaires.

Le micro-convoyeur peut être intégré dans une boucle de contrôle pour réaliser un asservissement de position. La performance de cet asservissement peut être améliorée en augmentant la fréquence d'acquisition de la caméra (utilisation d'une caméra plus rapide).

Du point de vue de l'architecture de la matrice, une augmentation de la densité des cellules élémentaires améliorerait l'efficacité (rapidité et justesse) du micro-convoyeur en optimisant la disposition des cellules (utilisation d'une matrice à mailles triangulaires pour une interaction cellule / objet plus étroite) ou la géométrie des canaux. La suppression des canaux d'alimentation permettrait de s'affranchir des problèmes de répartition de la pression d'alimentation. Dans ce cas une alimentation générale des cellules élémentaires (comme dans [13]) serait suffisante. En contrepartie, l'intégration d'une micro-valve à chaque buse d'éjection est obligatoire ce qui demande un degré d'intégration et de décentralisation supérieur.

Dans ce cas, pour une matrice largement distribuée (un actionneur, un capteur, une unité de traitement par buse d'éjection), ceci déboucherait sur des perspectives avantageuses notamment pour des nouvelles lois de contrôle collectives comme par exemple un apprentissage par renforcement [72] basé sur le principe de réussite et d'échec (cellules sanctionnées par des récompenses et des pénalités). Ce type de contrôle offrirait la possibilité de diriger plusieurs pièces simultanément (parallélisme), d'opérer à un tri en fonction de leur forme par exemple ou de réaliser des déplacements élémentaires plus complexes comme la rotation de l'objet.

3. Modification d'un écoulement fluidique le long d'une rampe inclinée

3.1 Introduction

Les travaux de recherche concernant le contrôle de la couche limite reposent essentiellement sur deux aspects complémentaires : une étude physique qui tente de comprendre les mécanismes fluidiques responsables des phénomènes de décollement (et recollement) et une étude technologique destinée à concevoir les nouveaux dispositifs rentrant dans la boucle de contrôle (actionneur, capteur, loi de commande) de la couche limite.

La description théorique des phénomènes de décollement étant verrouillée par des équations mathématiques complexes, ces études sont principalement axées sur la simulation numérique par éléments finis décrivant le comportement du fluide et des expériences en soufflerie. Ces études analysent la dynamique du fluide à proximité des parois suite à différentes actions (soufflage, aspiration, insertion de rugosité dans la couche limite) et leurs gains du point de vue aérodynamique (mesure de la portance et de la traînée).

Au niveau d'un avion, les ailes constituent une des principales préoccupations des aérodynamiciens car c'est le lieu où naissent les forces de portance qui permettent à l'avion de se maintenir en l'air et de ce fait où le contrôle de la couche est primordial. Dans le domaine automobile, les aérodynamiciens quant à eux tentent de réduire au maximum les forces de traînée qui freinent la progression du véhicule. Les forces de traînée se décomposent principalement en traînée de pression (80 %) et en traînée de friction (20 %). Ces forces qui augmentent le coefficient de pénétration dans l'air (C_x) et la consommation de carburant interviennent en différents endroits du véhicule. Les surfaces alaires (qui « percent » le fluide à l'avant du véhicule) ne sont pas les principales causes de traînée mais les parties arrières du véhicule comme la lunette et le culot (figure 3.1).

Pour uniformiser les essais (numériques et en soufflerie), la communauté scientifique (française) travaillant sur ces axes de recherche a adopté trois « corps » d'expériences « standards » sur lesquels sont pratiqués les essais afin de pouvoir recouper les résultats de chaque équipe de recherche. Ces trois corps sont :

- le corps d'Ahmed (du nom de son concepteur [74]) qui représente la géométrie très simplifiée d'une automobile (figure 3.2),

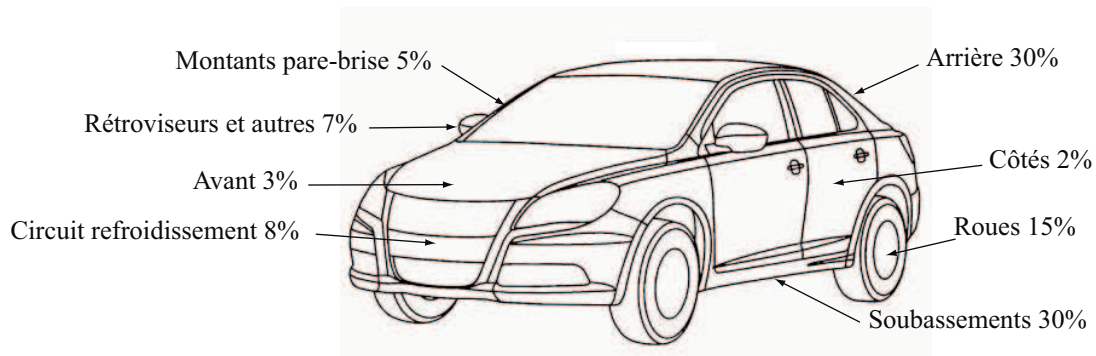


FIGURE 3.1 – Répartition des forces de traînée sur une automobile [73]

- le profil d'aile (Onera D ou parfois NACA 12, NACA 15),
- la rampe dont la partie mobile permet l'étude sous différents angles φ de braquage (décrochement abrupte de la paroi) comme à l'arrière du corps d'Ahmed.

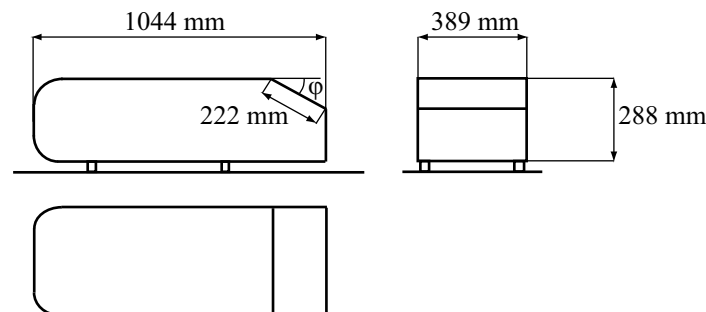


FIGURE 3.2 – Schéma du corps d'Ahmed

Le corps d'Ahmed a souvent été utilisé pour étudier les structures tourbillonnaires se formant à l'arrière de celui-ci. Son profil allongé et son avant galbé permettent de réduire les instabilités pouvant naître dans ces régions pour ne pas influencer sur la zone arrière (lunette et culot). A l'arrière du profil, un écoulement tridimensionnel est observé [74] [75] (figure 3.3) avec des angles φ de lunette compris entre 20° et 30° .

Pour un angle de lunette arrière inférieur à 30° , l'écoulement tridimensionnel dans le sillage de Ahmed se décompose en trois principales structures qui représentent à elles seules 90 % des forces de traînée agissant sur ce dernier [76] :

- une structure longitudinale apparaissant au niveau du bord de la lunette (vortex longitudinal) (12 %),
- une structure elliptique sur la lunette traduisant un décollement de la couche limite suite à la rupture abrupte de la géométrie à la frontière du pavillon (toit) et la lunette selon un angle φ (34 %),
- une structure circulaire (bulbe) au niveau du culot (44 %).

En se limitant au fluide contenu dans le plan de symétrie du corps d'Ahmed, l'étude devient bidimensionnelle et se limite aux décollements au niveau de la lunette et du culot comme le

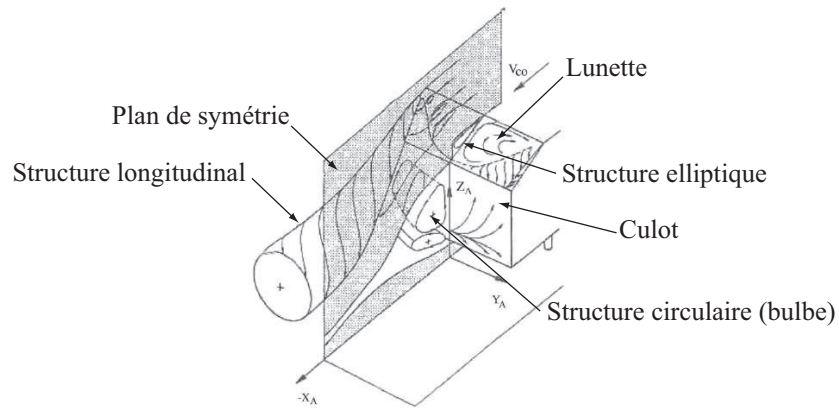


FIGURE 3.3 – Schéma de l'écoulement tridimensionnel à l'arrière du corps d'Ahed [74]

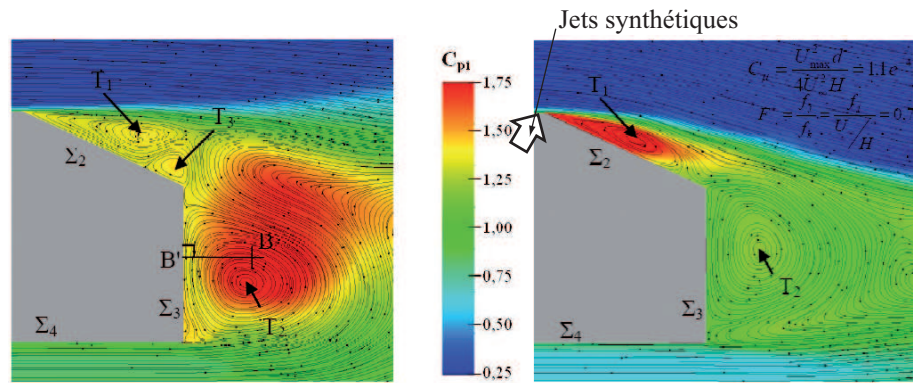


FIGURE 3.4 – Résultats numériques d'un écoulement bidimensionnel à l'arrière du corps d'Ahed (ligne de courant et coefficient de pression (C_p)); sans jets synthétiques à gauche et avec jets synthétiques à droite ($U_\infty = 40$ m/s, $U_{jet} = 30$ m/s, $f_{jet} = 139$ Hz) [77]

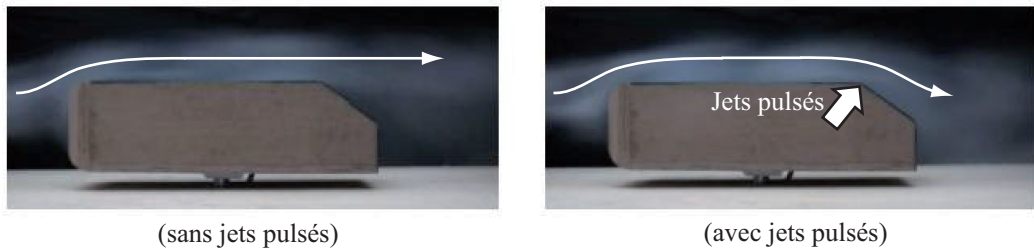


FIGURE 3.5 – Photographie d'un écoulement fluide (fumée) autour du corps d'Ahed; sans jets pulsés à gauche et avec jets pulsés à droite ($U_\infty = 37$ m/s, $U_{jet} = 15$ m/s, $f_{jet} = 150$ Hz, diamètre $\phi = 700$ μ m, $N = 35$ orifices en ligne) [78]

montre la figure 3.4 [77]. Cette simulation numérique montre l'effet d'un soufflage par jets synthétiques (au niveau de l'arête de la lunette) sur le coefficient de pression (C_p lié au coefficient de traînée C_t ou C_x) et les lignes de courant (réduction et suppression de certaines structures tourbillonnaires) à l'arrière du profil simplifié d'automobile ($\varphi = 25^\circ$). Au niveau de la lunette, par l'action des jets synthétiques, la structure tourbillonnaire T_1 a diminué de taille tandis que

T_3 a disparu. Au final, cette étude montre une diminution de 15 % du coefficient de traînée. Cette étude est vérifiée par un essai en soufflerie qui démontre qualitativement l'efficacité de jets pulsés tangentiels (par le biais d'électrovannes) sur le recollement partiel de la couche limite à l'arrière du profil (figure 3.5).

3.2 Etude expérimentale

En se basant sur une étude qualitative similaire à celle de [78], nous avons essayé de montrer l'efficacité de notre matrice pneumatique sur le recollement de la couche limite suite à une rupture abrupte de géométrie comme nous pouvons le rencontrer sur un profil d'Ahmed. Nous avons alors mis en œuvre une petite soufflerie dans laquelle est insérée une rampe décrivant un angle φ de 25° et accueillant la matrice pneumatique en tant que générateur fluidique de vortex (FVG¹).

3.2.1 Dispositif expérimental

3.2.1.1 Matrice pneumatique

La matrice pneumatique testée est la matrice dont les cellules fluidiques élémentaires peuvent souffler dans les quatre directions cardinales. Il est alors possible de réaliser un soufflage continu ou pulsé dans le sens de l'écoulement et perpendiculairement à celui-ci selon un angle β déjà mis en évidence au paragraphe 1.4. L'utilisation de signaux de commande des électrovannes à largeurs d'impulsion variables pourrait même permettre l'obtention d'un soufflage à angle α variable.

La matrice pneumatique fabriquée présente des caractéristiques géométriques et fluidiques (une vitesse de jet relative $\frac{U_{jet}}{U_\infty} \geq 1$, une périodicité spatiale $\frac{\lambda}{\Phi} \approx 6$, un angle de dérapage $\alpha \approx 45^\circ$ et $\beta \approx 15^\circ$) qui rentrent en partie dans les spécifications recommandées par [31], [33], [36] et [37] pour un contrôle de la couche limite par vortex fluidique. Cette matrice peut alors être adaptée à la surface d'un objet qui nécessite le recollement de sa couche limite suite à une variation brutale de géométrie de la paroi.

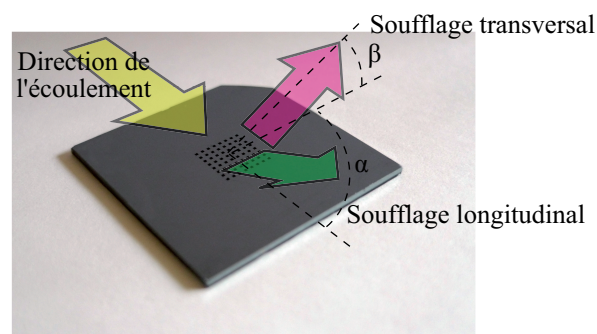


FIGURE 3.6 – Matrice pneumatique et sens de soufflage

1. Fluidic Vortex Generator

3.2.1.2 La rampe

La rampe (figure 3.7) constitue une partie du corps d’Ahmed localisée au niveau de la lunette arrière qui est le siège de structures tourbillonnaires suite au décollement de la couche limite. L’insertion de la matrice pneumatique (générateur fluide de vortex) en aval de l’arête est destinée à réduire voire éliminer ces structures fluidiques en recollant la couche limite à la paroi. L’utilisation d’une rampe permet une étude bidimensionnelle dans le plan de symétrie du corps d’Ahmed car elle permet de s’affranchir des structures tourbillonnaires naissant au bord de la lunette. Cet ensemble, rampe ($\varphi = 25^\circ$) et générateur fluide, est ensuite monté dans une soufflerie.

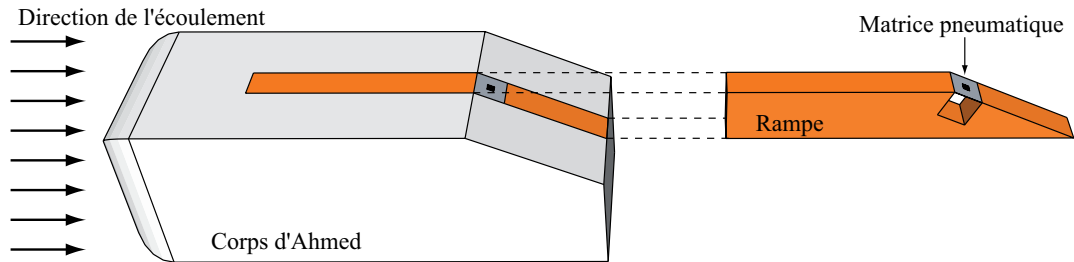


FIGURE 3.7 – Schéma du corps d’Ahmed et de la rampe comportant le générateur fluide de vortex (matrice pneumatique) ($\varphi = 25^\circ$)

3.2.1.3 Banc de caractérisation

Afin d’observer les effets de la matrice pneumatique sur la couche limite décollée en aval de l’angle que décrit la rampe, nous avons mis en œuvre un banc de test (soufflerie) permettant d’atteindre des vitesses d’écoulement (U_∞) de 25 m/s (mesures par fil chaud aux travers d’orifices percés dans les parois). Le banc de test (figure 3.8) est composé des parties suivantes :

- une veine d’essai dans laquelle est inséré l’ensemble rampe et générateur fluide.
- en aval de cette veine, un aspireur met en mouvement le fluide à l’intérieur de la veine où des capillaires (pailles) permettent de « laminariser » l’écoulement.
- en amont, un générateur de fumée permet d’opacifier le fluide pour son observation.
- l’alimentation pneumatique de la matrice est réalisée par un compresseur ; une valve manométrique permet de réguler la pression d’alimentation.
- des électrovannes (tout ou rien) contrôlées par un système électronique (générateur et amplificateur de tension) pilotent l’alimentation des quatre orifices de la matrice pneumatique selon une séquence (fréquence, rapport cyclique) que nous avons définie.

3.2.2 Etude à basse vitesse

En amont de la rampe, nous distinguons un écoulement laminaire au niveau du pavillon ($Re \approx 2600$). Dans la partie oblique de la rampe (correspondant à la lunette d’automobile) et dès de basses vitesses ($U_\infty \approx 1$ m/s), nous observons un comportement turbulent du fluide.

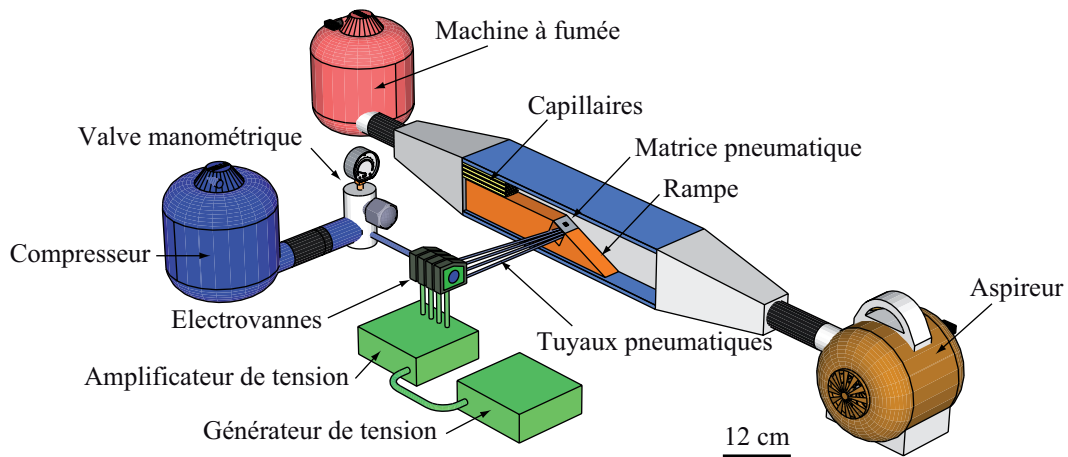
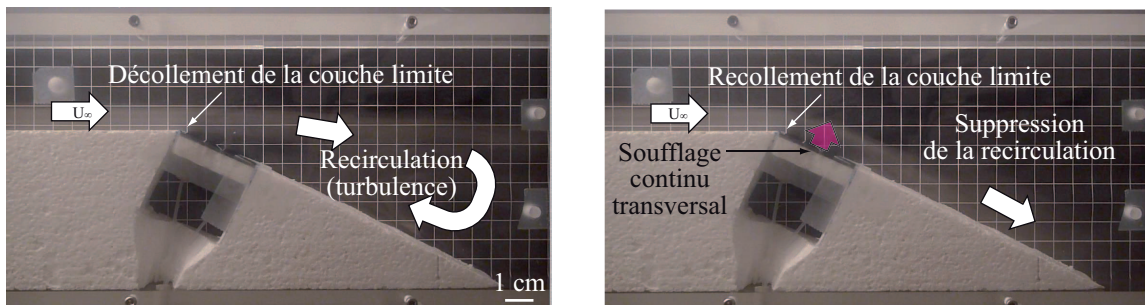


FIGURE 3.8 – Schéma du banc de caractérisation (soufflerie) pour l'étude des écoulements aérouliques le long d'une rampe descendante

Nous assistons à des phénomènes de recirculation (le fluide « remonte » la pente) caractéristiques d'un écoulement turbulent et traduisant un décollement de la couche limite dans cette zone ($Re \approx 8000$) (figure 3.9(a)).

La réalisation d'un soufflage transversal par le générateur fluide ($P = 0,1 \text{ MPa}$, $\alpha = 90^\circ$, $\beta \approx 25^\circ$) montre une suppression des phénomènes de recirculation (turbulence) et un recollement de la couche limite : le fluide ne « décroche » plus au niveau de la rupture de géométrie mais « épouse » la forme de la rampe (figure 3.9(b)). Quand le soufflage cesse, la couche limite se décolle de nouveau et l'écoulement redevient turbulent.



(a) Présence naturelle de phénomènes de recirculation (turbulence) ; décollement de la couche limite

(b) Suppression des phénomènes de recirculation par soufflage transversal continu ($P = 0,1 \text{ MPa}$, $\alpha = 90^\circ$, $\beta \approx 25^\circ$) ; recollement de la couche limite

FIGURE 3.9 – Photographie de l'écoulement fluide à basse vitesse ($U_\infty \approx 1 \text{ m/s}$) le long de la rampe sans et avec soufflage transversal continu

Des essais basés sur un soufflage continu longitudinal et un soufflage continu à environ 45° ($\alpha \approx 45^\circ$; alimentation simultanée des buses *nord* et *ouest*) montrent des résultats équivalents à ceux de la figure 3.9.

Pour susciter un intérêt du point de vue automobile voire aéronautique, cette matrice doit également montrer un effet sur le recollement de la couche limite pour des vitesses d'écoulement

plus importantes.

3.2.3 Etude à haute vitesse

Les photographies de la figure 3.10 décrivent le comportement de l'écoulement fluide le long d'une rampe inclinée pour différentes vitesses et modes de perturbation. Pour ces essais, dans les cas d'un soufflage, celui-ci est réalisé selon des angles α et β valant respectivement et approximativement 45° et 15° .

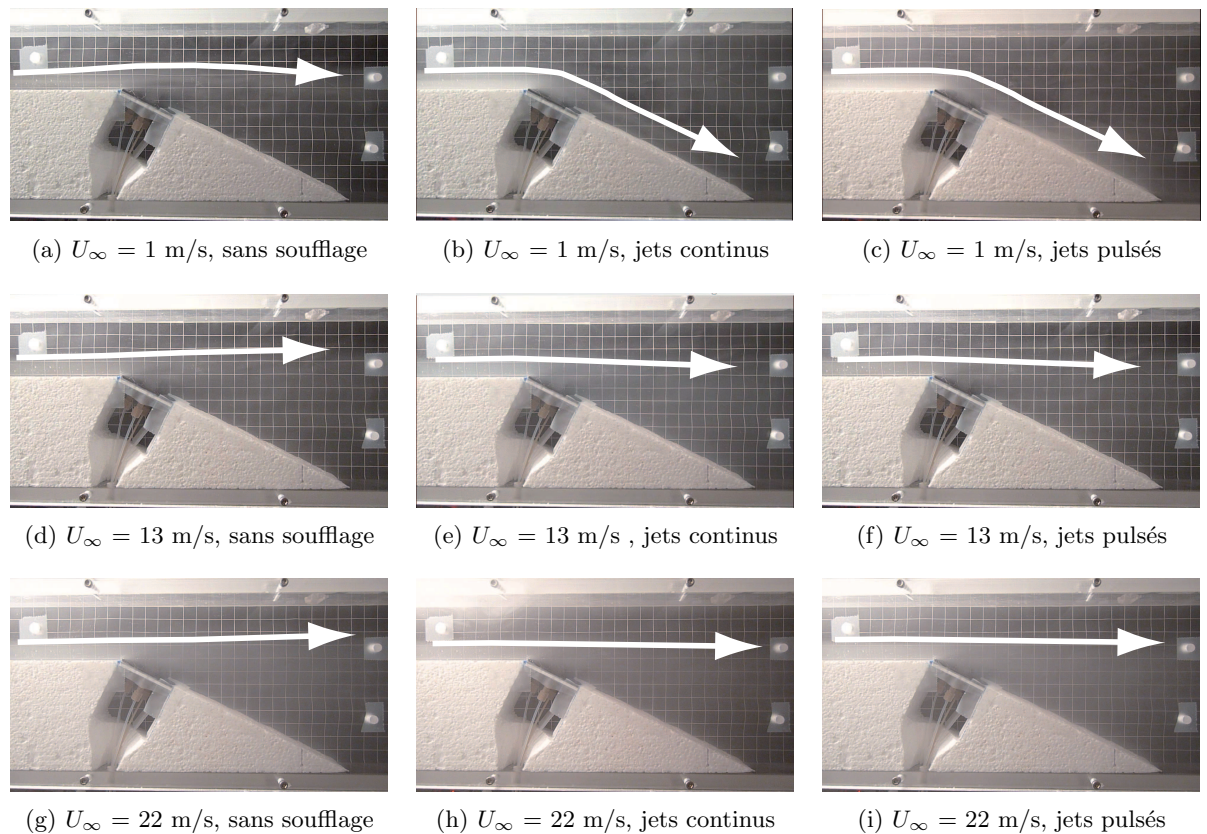


FIGURE 3.10 – Photographie de l'écoulement fluide le long de la rampe pour différentes vitesses d'écoulement et modes de perturbation (jets continus et jets pulsés; $P = 0,3$ MPa, $\alpha \approx 45^\circ$, $\beta \approx 15^\circ$, $f = 100$ Hz)

Les figures 3.10(a), 3.10(d) et 3.10(g) démontrent que sans soufflage et quel que soit la vitesse de l'écoulement, la couche limite est décollée : des phénomènes de turbulence sont présents au niveau de la paroi inclinée (recirculation de l'air).

A faible vitesse, les figures 3.10(b) et 3.10(c) prouvent qu'à l'aide d'un soufflage continu ou pulsé, il est possible de supprimer les turbulences en recollant la couche limite le long de la rampe.

Pour des vitesses d'écoulement plus importantes (figures 3.10(e) et 3.10(f) et figures 3.10(h) et 3.10(i), nous ne parvenons pas à supprimer totalement les turbulences mais nous réduisons le phénomène de décollement de la couche limite (réduction des turbulences). Malgré un recol-

ment partiel (similaire au cas de la figure 3.4), nous pouvons affirmer que nous avons amélioré sensiblement le coefficient de traînée (C_x) (d'une quantité qu'il reste à mesurer) qui, selon les expériences de [77], peut atteindre au maximum 15 %.

3.3 Conclusion

L'ensemble rampe / générateur fluide de vortex, symbolisant la partie centrale de la lunette arrière d'une automobile équipée d'un dispositif de contrôle de la couche limite, a été testé dans une soufflerie. En l'absence de soufflage, la couche limite est décollée au niveau de la rampe inclinée. Par contre, sous certaines conditions de soufflage, nous parvenons à recoller la couche limite, à supprimer les turbulences à basse vitesse ($U_\infty \approx 1$ m/s) et à recoller partiellement la couche limite à haute vitesse ($U_\infty \approx 22$ m/s). Le soufflage par jets pulsés ($f = 100$ Hz et $\alpha \approx 45^\circ$) montre des résultats équivalents au soufflage continu. La caractérisation de ces performances, plus particulièrement de la traînée, nécessite le recours à des moyens de mesure (que nous ne disposons pas) difficilement adaptables sur notre banc de test. Des essais dans une soufflerie équipée de ces appareils sont donc nécessaires dans le futur.

Afin de ne pas risquer de détruire le générateur fluide, la pression d'alimentation a été limitée à 0,3 MPa lors des tests. À des vitesses d'écoulement supérieures, des essais à des pressions plus importantes (impliquant des vitesses d'éjection plus grandes) montreraient sûrement des effets semblables à ceux déjà observés.

La modification de la couche limite lors de ces tests a été réalisée à l'aide de jets pulsés obtenus par l'actionnement d'une électrovanne externe. Le temps d'établissement de la pression en aval de celle-ci et la fréquence de modulation atténuent les impulsions fluidiques et de ce fait l'intensité des jets pulsés. Il faut maintenant pouvoir intégrer au plus près de la buse d'éjection l'actionneur, voire le micro-actionneur, d'ouverture et de fermeture de l'orifice.

La particularité de ces essais en soufflerie réside dans l'utilisation d'une matrice de générateurs fluidiques à jets pulsés tandis que la bibliographie mentionne presque exclusivement des études basées sur une ligne de générateur localisée en amont des zones de décollement et perpendiculaire au sens de l'écoulement principal.

Aujourd'hui, la possibilité de contrôler la couche limite par des actions ciblées à base de MEMS n'est quasi plus à démontrer. Les recherches doivent donc maintenant mettre à jour précisément les phénomènes physiques responsables du décollement de la couche limite et le type d'action adéquat à effectuer (actionneurs, capteurs). Les lois de contrôle d'une prochaine boucle de régulation à base de capteurs sont tout aussi importantes.

Conclusion du chapitre

La matrice pneumatique présentée dans ce chapitre est composée de 64 cellules fluidiques élémentaires (constituant 256 buses d'éjection) capables de souffler dans quatre sens indépendants (nord, sud, est et ouest). La matrice représente une surface active de $0,7 \text{ cm}^2$ soit une périodicité spatiale de $1,2 \text{ mm}$ pour ses cellules mesurant $500 \mu\text{m}$ de côté. L'angle d'éjection théorique des cellules est de 49° . Chaque cellule élémentaire est composée de quatre buses d'éjection de type « escalier » reliées à un réseau de canaux d'alimentation enterré. Quatre orifices d'admission accueillant une alimentation en air pressurisé permettent de sélectionner, via quatre électro-vannes externes, le sens de soufflage de toutes les cellules composant la matrice. Cette fonction n'est possible que par l'utilisation de canaux enterrés à différentes profondeurs et de puits reliant les canaux les plus profonds aux buses de la surface.

La fabrication de canaux fluidiques enterrés nécessite l'assemblage de plusieurs substrats (silicium, silicium, verre) gravés par DRIE (pour ceux en silicium) et par ultrasons (pour celui en verre).

La caractérisation fluide par PIV de l'écoulement fluide issu de la matrice pneumatique permet de connaître localement le comportement des particules de fluide (vecteur vitesse). Nous notons aussi un important phénomène d'aspiration du fluide ambiant provoqué par le soufflage collectif des buses d'éjection. Le comportement tridimensionnel supposé de l'écoulement ne garantit pas des mesures précises des vecteurs vitesses. Nous constatons néanmoins que l'inclinaison du flux diminue avec l'augmentation de la pression d'alimentation de façon similaire au comportement d'un jet unique et reste inférieure à l'angle d'éjection théorique. Les cartographies des vecteurs vitesses laissent penser que le flux ne se propage pas dans l'axe des buses d'éjection : il est dévié à cause d'une répartition inhomogène de la pression d'alimentation au niveau des buses d'éjection. Les buses d'éjection les plus éloignées des sources de pression, et celles alimentées par un puits, sont celles dont le fluide subit les pertes de charge les plus importantes. La répartition de la pression au niveau des 64 buses aboutit à des vitesses d'éjection plus faibles que celles mesurées sur un jet individuel (environ 16 m/s pour une pression de $0,3 \text{ MPa}$).

La création d'un flux directif bi-directionnel né du soufflage collectif de l'ensemble des cellules fluidiques nous a permis de réaliser deux fonctions. La matrice pneumatique peut être employée en tant que micro-manipulateur pneumatique et en tant que générateur matriciel de vortex fluide.

La matrice de micro-convoyage a été testée en boucle ouverte et en boucle fermée. Les tests

en boucle ouverte ont permis de valider la fonction de convoyage sur un objet plat cylindrique de quelques millimètres de diamètre en appliquant soit une pression continue ou une pression pulsée au niveau des orifices d'admission. La vitesse de déplacement de l'objet est de plusieurs dizaines de millimètres par seconde. Nous assistons à un phénomène de dérive de l'objet à cause d'un flux d'air non homogène sur toute la surface de la matrice comme nous l'avons suspecté lors des caractérisations fluidiques par PIV. En boucle fermée, des lois de contrôle réalisées par [71] ont permis d'atteindre une tolérance de positionnement d'environ $70 \mu\text{m}$ pour le même objet.

La matrice pneumatique a également été utilisée en tant que générateur fluide de vortex. La matrice est insérée dans une rampe symbolisant la lunette arrière d'une automobile. Ce montage est placé dans une soufflerie que nous avons réalisée pour observer le comportement du fluide à la paroi de cette rampe et l'effet d'un soufflage. L'étude a été menée à basse et haute vitesse ($U_\infty \approx 22 \text{ m/s}$) et nous avons montré qu'un soufflage continu ($U_{jet} \approx 16 \text{ m/s}$) et un soufflage pulsé ($f = 100 \text{ Hz}$) parvenait à recoller totalement la couche limite à basse vitesse et partiellement à haute vitesse. La présence de vortex fluidiques n'a pas été mesurée mais nous avons pu observer un phénomène important d'aspiration du fluide ambiant à l'origine très probablement du recollement de la couche limite.

D'après tous ces résultats, nous supposons qu'il existe au plus près de la matrice (à moins de $200 \mu\text{m}$ de la surface), une couche de fluide (que nous n'avons pas pu caractériser) animée d'une vitesse non nulle. Cette couche naît de la contribution de chaque micro-jet d'air et est suffisamment importante pour, comme nous l'avons démontré, transporter un petit objet. Au-delà de cette couche nous assistons à une aspiration du fluide ambiant qui nous a permis de recoller la couche limite à la paroi d'une rampe inclinée.

Conclusions et perspectives

Ce travail de thèse a consisté à concevoir et fabriquer une matrice de micro-cellules fluidiques (théoriquement composées d'un micro-actionneur électrostatique à effet zipping et d'une buse d'éjection de micro-jet d'air incliné) pour une application au contrôle des écoulements fluidiques héritée des projets européens *AeroMEMS I* et *II* et pour une application au micro-convoyage et micro-positionnement dans le cadre du projet ANR *Smart Surface*.

Dans le cadre du contrôle des écoulements fluidiques, nous tentons de répondre à certaines nouvelles exigences de l'aéronautique et de l'automobile. Aujourd'hui, dans le domaine des transports aériens, l'amélioration des performances aérodynamiques des engins passe par d'autres dispositifs fluidiques que ceux existant. L'amélioration de ces performances (augmentation du rapport entre les forces de portance et de traînée) s'accompagne d'un gain économique et écologique car elle permet de réduire la consommation de carburant (et par conséquent les émissions de CO₂ et de NOx). Les phénomènes de friction au niveau des parois donnent naissance à des gradients de pression adverses qui sont à l'origine des décollements de la couche limite. Pour supprimer ou contrôler ces phénomènes, une voie d'étude consiste à mettre en œuvre une matrice pneumatique produisant des micro-jets inclinés et jouant le rôle d'un générateur fluide de vortex. Ils permettent de redynamiser la couche limite pour lutter contre ces gradients de pression.

Dans le projet *Smart Surface*, la matrice de micro-convoyage et micro-positionnement pneumatique doit répondre aux nouvelles exigences liées à la miniaturisation des produits : les infrastructures de production actuelles ne sont plus adaptées à la taille des pièces constituant ces petits produits et doivent être remplacées. Cette matrice pneumatique composée de micro-cellules fluidiques élémentaires met en application le concept de synergie. Le soufflage collectif des cellules fluidiques permettant de convoyer et positionner des petits objets à la surface du dispositif doit aussi permettre d'atteindre des fonctions supplémentaires comme le convoyage simultané de plusieurs objets pour opérer à un tri par exemple ou à l'élaboration d'un nouveau mouvement élémentaire : la rotation de la pièce.

Suivant le cahier des charges de ces deux applications (projets), la réalisation de micro-jets, caractérisés par leur vitesse, fréquence, inclinaison et périodicité spatiale, nécessite la conception et la fabrication d'un micro-actionneur (constituant une micro-valve), d'une buse d'éjection (permettant d'orienter un micro-jet selon un angle précis) et d'une matrice pneumatique (matrice de cellules fluidiques élémentaires générant des micro-jets d'air inclinés).

Dans cette thèse, nous avons étudié et fabriqué, selon des techniques de micro-fabrication dédiées aux MEMS comme la gravure réactive ionique profonde (DRIE) du silicium, deux micro-actionneurs électrostatiques à effet zipping : un actionneur appelé « hors plan » nécessitant la mise en œuvre de trois substrats et un actionneur appelé « dans le plan » basé sur deux substrats.

Pour un micro-actionneur électrostatique classique, l'effet zipping est un moyen intéressant d'améliorer la force utile et la course générée par celui-ci. Si le premier micro-actionneur af-

fiche de meilleures performances théoriques comparées à celles du second, celui-ci n'a pas pu faire l'objet d'un actionnement électrostatique à cause de difficultés de micro-fabrication. Basé sur une conception moins compliquée, le second micro-actionneur nous a permis de réaliser un actionnement électrostatique. Ce micro-actionneur peut fournir une force théorique de 2,3 mN pour une consommation électrique inférieure à 5 mW sous une tension d'alimentation de 150 V. Une fréquence maximale d'actionnement de l'ordre de 1000 Hz a été mesurée avec une course supérieure à 100 μm . La micro-fabrication de ce type de micro-actionneur peut être simplifiée en utilisant un seul substrat de type SOI grâce à une technique de gravure de la silice sous phase vapeur d'acide fluorhydrique (VHF).

A partir de ce dernier micro-actionneur, selon des simulations fluidiques, nous avons élaboré un système de valve (à déviation) capable de moduler des pressions pneumatiques au moins jusqu'à 60% supérieure aux pressions modulables par une valve de type tout ou rien.

Le micro-actionneur « dans le plan » que nous avons fabriqué a été dimensionné de façon à moduler la pression à l'origine d'un micro-jet qui doit être également contrôlé afin de garantir son inclinaison. La solution la plus simple pour obtenir un jet incliné est la réalisation, dans la surface par laquelle le jet est émis, d'un canal (orifice) incliné. La fabrication d'un orifice incliné, de plusieurs centaines de micromètres de diamètre, par des techniques de micro-fabrication est une tâche difficile. Nous avons donc conçu une structure fluide adéquat qui fait appel aux techniques de gravure verticale avec lesquelles nous avons fabriqué des buses d'éjection de micro-jet d'air incliné [79]. Des simulations de jet et des caractérisations fluidiques par PIV (Particle Image Velocimetry) ont montré que la micro-structure fluide de type « escalier » produit des jets inclinés dont l'angle d'éjection est principalement lié à la profondeur des gravures. Les fluctuations de l'angle d'éjection restent relativement faibles face à de petites variations de la pression d'alimentation. Cependant, nous avons montré par des simulations fluidiques que les fluctuations de l'angle d'éjection sont liées à la présence d'un tourbillon « parasite » à l'intérieur de la structure fluide. Concernant la vitesse d'éjection du jet, nous avons mesuré sous une pression d'alimentation de 0,24 MPa une vitesse de l'ordre de 160 m/s pour une buse dont le diamètre caractéristique moyen est d'environ 180 μm . Ceci signifie qu'approximativement sous cette pression d'alimentation, trois micro-actionneurs seraient nécessaires pour piloter l'ouverture et la fermeture d'un orifice de cette taille et deux actionneurs si nous utilisons la valve à déviation que nous avons conçue. Des améliorations peuvent être aussi apportées à la forme du jet : une modification de la géométrie des orifices gravés pour la fabrication de la structure « escalier » pourrait permettre de réaliser un jet circulaire par exemple.

La réunion d'une buse d'éjection et des micro-actionneurs associés à son pilotage constitue une cellule fluide élémentaire pouvant composer une matrice pneumatique [80]. A partir de l'assemblage de trois substrats dans lesquels nous avons gravé par DRIE des buses d'éjection de type « escalier » et les canaux d'alimentation correspondants, nous avons fabriqué une matrice pneumatique à quatre sens de soufflage indépendants. Les buses soufflent dans quatre sens

indépendants en fonction du réseau de canaux alimentés en pression par l'intermédiaire d'une électro-vanne externe que nous pilotons. L'inconvénient des canaux est l'introduction de pertes de charge aboutissant à une inhomogénéité de la répartition de la pression sur l'ensemble des cellules fluidiques de la matrice. Les buses d'éjection possèdent alors une pression d'alimentation qui dépend de leur position à la surface de la matrice : les buses les plus éloignées des sources de pressions produisent les jets les plus faibles. Ce phénomène est accentué pour les buses alimentées par des puits verticaux (via pneumatiques) reliés au réseau de canaux enterré le plus profond. Pour s'affranchir de ces phénomènes, il faudrait supprimer les réseaux de canaux à condition de pouvoir intégrer une micro-valve au niveau de chaque buse. Ceci demande un adressage individuel de chaque actionneur par l'intermédiaire d'un réseau électrique très dense qui s'accompagne des traditionnelles difficultés de conception liées aux couplages électriques et de courts-circuits par claquage des isolants électriques. L'allègement de la densité du réseau électrique d'adressage peut passer par des techniques de report de substrats comme celle du *flip-chip* ou le développement d'une micro-électronique intégrée capable de fonctionner sous des tensions d'environ 150 V. La particularité de cette matrice réside essentiellement dans ses cellules fluidiques élémentaires pouvant souffler dans quatre sens contrairement à la majorité de celles que nous pouvons rencontrer dans la bibliographie.

La matrice que nous avons fabriquée représente une surface active de $0,7 \text{ cm}^2$ avec une périodicité spatiale inter-cellule de 1,2 mm. Les cellules sont disposées selon un réseau carré de 8×8 cellules. Les mesures par PIV de l'écoulement fluide généré par cette matrice confirment la présence de pertes de charge qui réduisent la pression au niveau des buses car les vitesses maximales mesurées sont de l'ordre de 16 m/s pour une pression d'alimentation de 0,3 MPa. L'inclinaison de chaque jet de la matrice ne peut pas être mesurée précisément à cause d'un écoulement tridimensionnel provoqué par un soufflage collectif : le soufflage des buses voisines perturbe la mesure dans l'axe central de la matrice. La mesure ne pourrait être réalisée qu'à condition de s'approcher suffisamment de la buse (à moins de $500 \mu\text{m}$ environ) mais ceci est très difficile car la résolution spatiale de la mesure par PIV est de l'ordre de $224 \mu\text{m}$. L'angle que nous estimons est celui symbolisé par le cône d'éjection global et mesuré à quelques centimètres de la matrice. Celui-ci diminue avec l'augmentation de la pression d'alimentation. A 0,3 MPa, cet angle est de l'ordre de 15° contre 28° à 0,08 MPa. L'obtention d'angles d'éjection supérieurs ($\approx 45^\circ$) aux angles mesurés nécessite alors la fabrication de buses d'éjection aux dimensions correspondant à des angles d'éjection théorique plus importants. Il semble également que dans notre cas, l'effet d'un soufflage collective nuise au comportement individuel de chaque jet.

Cette matrice a été employée afin de réaliser un système de micro-convoyage et de micro-positionnement d'objets de taille millimétrique. Les tests ont été réalisés sur un objet cylindrique de quelques millimètres de diamètre et un demi millimètre d'épaisseur pour 23 mg. Par l'intermédiaire de jets continus et pulsés pilotés par des électro-vannes à commande manuelle, nous lui avons fait décrire une trajectoire d'est en ouest et de nord au sud [80]. Les vitesses de déplacement atteintes (plusieurs dizaines de millimètres par seconde) font de cette matrice une des plus

rapide avec celles de [5] et [7]. L'individualisation potentielle des cellules fluidiques permettrait de piloter plusieurs objets simultanément et d'opérer à leur rotation. Cette individualisation des cellules nécessite un degré d'intégration et de distribution plus élevé et implique des niveaux de conception et de micro-fabrication plus élaborés. L'aspect coopératif des cellules peut être renforcé par un système de communication inter-cellule à l'aide d'une micro-électronique intégrée. En poussant davantage l'amélioration structurelle, un système hybride composé d'une structure pneumatique similaire à celles étudiées ici et d'une structure magnétique par exemple bénéficierait des avantages d'un système à lévitation (rapidité) et d'un système à contact (justesse).

Les résultats extraits de ces travaux relatifs au micro-convoyage ont permis de mettre à jour les principales difficultés de conception et de fabrication d'un micro-convoyeur pneumatique selon des techniques de micro-fabrication [81]. Dans le cadre du projet *Smart Surface* et de son transfert technologique (entre le laboratoire franco-japonais du LIMMS² et l'institut Femto-st), cela a permis à notre équipe de recherche de mettre au point récemment une matrice de micro-convoyage pneumatique équipée de micro-actionneurs intégrés grâce notamment aux travaux de M^r Zeggari. Cette nouvelle matrice totalement dégroupée (commande individuelle de chaque micro-actionneur électrostatique commandant l'établissement du jet) est fabriquée à partir d'un substrat SOI et grâce à une machine de gravure de la silice par phase vapeur (VHF) venant d'intégrer nouvellement le parc d'outils de la centrale de micro-fabrication MIMENTO.

L'adaptation (assemblage) de cette matrice de micro-actionneurs à notre matrice de cellules fluidiques permettrait un contrôle individualisé des jets.

Les performances de la matrice pneumatique et du micro-actionneur que nous avons développés, nous positionne en partie potentiellement sur deux domaines d'application concernant le contrôle des écoulements fluidiques. Selon [24], les jets pulsés sont de bons candidats pour contrôler le décollement d'une couche limite car ils produisent des vortex fluidiques adéquats à condition que ces jets présentent une vitesse d'au moins 30 m/s pour une fréquence maximale de 200 Hz dans le domaine automobile et une vitesse d'au moins 100 m/s pour une fréquence d'au moins 1 KHz dans le domaine aéronautique (subsonique). Pour ces raisons, nous avons effectué des tests avec notre matrice pneumatique sur le recollement d'une couche limite. Ces tests ont été pratiqués sur une maquette représentant la lunette arrière d'une automobile symbolisée par le corps d'Ahmed. Cette maquette est une rampe inclinée à 25° pouvant accueillir notre matrice fluidique. L'ensemble est ensuite introduit dans une petite soufflerie que nous avons développée. Pour des vitesses d'écoulement d'environ 22 m/s, nous avons observé un recollement partiel de la couche limite. Les jets utilisés possèdent une vitesse de l'ordre de 16 m/s, une inclinaison β d'environ 15°, une inclinaison théorique α d'environ 45° et une périodicité spatiale λ de 1,2 mm. Une matrice pneumatique à commande individuelle des buses d'éjection ou plus simplement à commande groupée par ligne et/ou colonne permettrait de comparer l'efficacité entre un soufflage matriciel et un soufflage en ligne. Dans tous les cas, pour estimer l'amélioration aérodynamique apportée par ce dispositif, des instruments de test et de mesure

2. Laboratory for Integrated Micro Mechatronics Systems

plus aboutis sont nécessaires (soufflerie équipée de balances aérodynamiques) ainsi que la mise au point d'un mécanisme de contrôle faisant intervenir actionneurs (comme nous l'avons étudié) mais aussi des capteurs (jauge de pression, contrainte, etc). La stratégie de contrôle doit donc être basée sur des lois qu'il reste à développer. Le contrôle actif de la couche limite par rétroaction semble être la voie de recherche qu'aient choisi beaucoup de scientifiques. Des réponses sont aussi attendues concernant la position des actionneurs et des capteurs ainsi que leur nature.

Les micro-systèmes distribués occupent dans notre vie quotidienne une place de plus en plus importante car ils suscitent un réel intérêt économique et écologique. C'est l'exemple des vidéo-projecteurs qui intègrent une matrice de micro-miroirs réfléchissants permettant de reconstituer chaque pixel d'une image ou des écrans à cristaux liquides.

Demain nous verrons, peut-être, des avions, dépourvus d'ailerons articulés, dont le contrôle sera assuré par des colonies de micro-systèmes modifiant en temps réel les paramètres aérodynamiques. Ces micro-systèmes amélioreront aussi significativement la consommation en carburant et donc les émissions de gaz polluants. D'autres applications tout aussi innovantes sont imaginables comme une micro-usine pouvant tenir dans une valise.

Bibliographie

- [1] L. Adouane, *Architectures de contrôle comportementales et réactives pour la coopération d'un groupe de robots mobiles*. Thèse de doctorat, Université de Franche-Comté (2005).
- [2] A. Ferreira, Y. Haddab, P. Lutz et C. Prella, “*Rapport de mission : Micro-Usine 2003 - Japon*”. Agence pour la Diffusion de l'Information Technologique (ADIT), (SMM03 056) (2003).
- [3] K. F. Bohringer, B. R. Donald et N. C. MacDonald, “*Programmable force fields for distributed manipulation, with applications to MEMS actuator arrays and vibratory parts feeders*”. In *1996 Workshop on the Algorithmic Foundations of Robotics*, vol. **18**, pages 168–200, Toulouse, France (1996). Sage Publications Inc.
- [4] M. Ataka, A. Omokada, N. Takeshima et H. Fujita, “*Polymide bimorph actuators for a cyliary motion system*”. *Journal of Microelectromechanical Systems*, **2**, 146–150 (1993).
- [5] H. Nakazawa, Y. Watanebe, O. Morita, M. Edo et E. Yonezawa, “*The Two-Dimensional Micro Conveyor : Principles and Fabrication Process of the Actuator*”. In *Proceedings of International Conference on Solid State Sensors and Actuators, Tranducers'97*, pages 18–24, Chicago, USA (1997).
- [6] T. Iizuka et H. Fujita, “*Precise Positioning of a Microconveyor Based on Superconducting Magnetic Levitation*”. In *International Symposium on Micromechatronics and Human Science*, pages 131–135 (1997).
- [7] T. Iizuka, N. Sakai et H. Fujita, “*Position feedback control using magneto impedance sensors on conveyor with superconducting magnetic levitation*”. *Sensors and Actuators A : Physical*, **150**, 110–115 (2009).
- [8] K. F. Bohringer, B. R. Donald et N. C. MacDonald, “*Single-crystal silicon actuator arrays for micromanipulation tasks*”. In *Proceedings of IEEE Workshop on Microelectromechanical Systems*, pages 7–12, San Diego, California, USA (1996).
- [9] G. Bourbon, P. Minotti, P. Helin et H. Fujita, “*X-Y nanositionners using high-density arrays of actuators*”. In *Proceedings of SPIE Conference on Microelectronics and MEMS*, vol. **3893**, pages 501–510, Queensland, Australia (1999).
- [10] A. Bourjault et N. Chaillet, *Microrobots distribués à base de technologies silicium, La Microrobotique*. Hermes (2002).

-
- [11] T. Hirata, T. Akashi, A. Bertholds, H. P. Gruber, A. Schmid, O. T. Guenat et N. F. de Rooij, “A novel pneumatic actuator system realized by microelectro-discharge machining”. In *MEMS’98 11th Annual International Workshop on Micro Electro Mechanical systems*, pages 160–165 (1998).
- [12] S. Konishi et H. Fujita, “A conveyence system using air flow based on the concept of distributed micro motion system”. *Journal of Microelectromechanical Systems*, **3**, 54–58 (1993).
- [13] Y. Fukuta, Y.-A. Chapuis, Y. Mita et H. Fujita, “Design, Fabrication, and Control of MEMS-Based Actuator Arrays for Air-Flow Distributed Micromanipulation”. *Journal of Microelectromechanical Systems*, **15**, 912–926 (2006).
- [14] J. W. Suh, B. Darling, K.-F. Bohringer, B. R. Donald, H. Baltes et T. A. Kovacs, “CMOS Integrated Ciliary Actuator Array as a General-Purpose Micromanipulation Tool for Small Objects”. *Sensors and Actuators A : Physical*, **8**(4), 483–496 (1999).
- [15] M. Paris, *Conception et commande de systèmes d’alimentation en composants de petites tailles pour micro-usine d’assemblage de haute précision*. Thèse de doctorat, Université de Franche-Comté (2008).
- [16] R. Comolet, *Mécanique des fluides expérimentales, Tomes II, Dynamique des fluides réels, 4^{me} éditions*. Editions Masson (1994).
- [17] S. Candel, *Mécanique des fluides - Cours*. Dunod (1995).
- [18] J.-R. Frutos, *Conception et Réalisation de Microsystèmes pour le Contrôle d’Ecoulements Aérauliques*. Thèse de doctorat, UFR des Sciences et Techniques de l’Université de Franche-Comté (2006).
- [19] O. Ducloux, *Microsystèmes Magnéto-Mécaniques (MMMS) pour le Contrôle Actif d’Ecoulements Aérauliques*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Lille et Université de Valenciennes et du Hainaut Cambresis (2006).
- [20] O. Reynolds, “An experimental investigation of the circumstances which determine whether the motion of water shall be direct and sinuous, and the law of resistance in parallel chanel”. *Phil. Trans. Roy. Soc.*, pages 51–105 (1883).
- [21] Site internet : www.onera.fr (2010).
- [22] Site internet : <http://earthasart.gsfc.nasa.gov> (2010).
- [23] S. G. Anders, W. L. Sellers III et A. E. Washburn, “Active Flow Control Activities at NASA Langley”. In *2nd AIAA Flow Control Conference* (2004).
- [24] A. Kourta, *GDR 2502 Contrôle des décollements : Du développement des actionneurs à l’amélioration des performances*. Cépaduès (2009).
- [25] W. Sagong, C. Kim, S. Choi, W.-P. Jeon et Haecheon Choi, “Does the sailfish skin reduce the skin friction like the shark skin?”. *Physics of Fluids*, **20**(101510) (2008).
- [26] D. W. Bechert, M. Bruse et W. Hage, “Experiments with three-dimensional riblets as an idealized model of shark skin”. *Experiments in Fluids*, **28**, 403–412 (2000).

- [27] A. Huang, J. Lew, Y. Xu, Y.C. Tai et C.-M. Ho, “*Microsensors and actuators for macro-fluidic control*”. IEEE Sensors journal, **4**(4), 494–502 (2004).
- [28] N. Kasagi, K. Fukagata et Y. Suzuki, “*Adaptative Control of Wall-Turbulent for Skin friction Drag Reduction and Some Consideration for High Reynolds Number Flows*”. In *2nd International Symposium on Seawater Drag Reduction*, pages 17–32, Busan, Corée du Sud (2005).
- [29] L. Prandtl, “*Über flüssigkeitsbewegung beisehrkleinerreibung*”. In *Proceeding of the 3rd International Mathematical Congress*, pages 481–491 (1904).
- [30] G. Godard et M. Stanislas, “*Control of a decelerating boundary layer. Part 1 : Optimisation of passive vortex generators*”. Aerospace Science and Technology, **10**(3), 181–191 (2006).
- [31] J. P. Johnston et M. Nishi, “*Vortex generator jets - a means for flow separation control*”. AIAA Journal, **28**(6), 989–994 (1990).
- [32] D. A. Compton et J. P. Johnston, “*Streamwise vortex production by pitched and skewed jets in a turbulent boundary layer*”. AIAA Journal, **30**(3), 640–647 (1992).
- [33] H. Johari et K. McManus, “*Visualization of pulsed vortex generator jets for active control of boundary layer separation*”. AIAA Journal, pages paper 97–2021 (1997).
- [34] Z. U. Khan et J. P. Johnston, “*On vortex generating jets*”. International J. Heat Fluid Flow, **21**, 506–511 (2000).
- [35] C. P. Tilmann, K. J. Langan, J. G. Betterton et M. J. Wilson, “*Characterization of pulsed vortex generator jets for active flow control*”. Active Control Technology for Enhanced Performance Operational Capabilities of Military Aircraft, Land Vehicles and Sea Vehicles (RTO/AVT) Symposium, Germany, 8-11 may, pages 5–1–5–12 (2000).
- [36] K. McManus, P. B. Joshi, H. H. Legner et S. J. Davis, “*Active control of aerodynamic stall using pulsed jet actuators*”. AIAA paper 94-2218 (1994).
- [37] G. Godard et M. Stanislas, “*Control of a decelerating boundary layer. Part 3 : Optimisation of round jets vortex generators*”. Aerospace Science and Technology, **10**, 455–464 (2006).
- [38] R. Duvigneau et M. Visonneau, “*Optimization of a synthetic jet actuator for aerodynamic stall control*”. Computers and Fluids, **35**, 624–638 (2006).
- [39] A. Batikh, R. Caen, S. Colin, L. Baldas, A. Kourta et H.-C. Boisson, “*Numerical and experimental study of micro synthetic jets for flow control*”. Heat and Technology, **26**(1), 139–145 (2008).
- [40] A. Glezer et M. Amitay, “*Synthetic Jets*”. Annu. Rev. Fluid. Mech, **34**, 503–529 (2002).
- [41] C. Edouard, *Etude et Réalisation de Microactionneurs pour le Contrôle d’Ecoulement Fluide*. Thèse de doctorat, Université de Franche-Comté (2001).
- [42] C. Warsop et M. Hucker, “*Pulsed Air-jet Actuators for Flow Separation Control*”. Flow Turbulence Combust, **78**, 255–281 (2007).

- [43] C. Edouard, G. Giovannelli et J.-L. Aider, “*Characterization of a new pulsed micro-jet*”. Site internet : www.flowdit.com (2010).
- [44] J. Malapert, R. Yahiaoui, M. Addouche, J. Bennès, J.-R. Coudevylle, J. Thèvenet, S. Euphrasie et J.-F. Manceau, “*Design and realization of a microsystem for boundary layer control*”. In *International Conference on Micro and NanoTechnologies (ICMNT-2006)*, Algeria (2006).
- [45] P. Dario, R. Valleggi, M. C. Carrozza, M. C. Montesi et M. Cocco, “*Microactuators for Microrobots : A Critical Survey*”. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, **2**, 141–157 (1992).
- [46] M. Shikida, K. Sato, S. Tanaka, Y. Kawamura et Y. Fujisaki, “*Electrostatically Driven Gas Valve with High Conductance*”. *Journal of Microelectromechanical Systems*, **3**, 76–80 (1994).
- [47] J. Li, M. P. Brenner, T. Christen, M. S. Kotilainen, J. H. Lang et A. H. Slocum, “*Deep-Reactive Ion-Etched Compliant Starting Zone Electrostatic Zipping Actuators*”. *J. of MEMS*, **14**(6), 1283–1297 (2005).
- [48] C. Wilson et P. Beck, “*Fracture Testing of Bulk Silicon Microcantilever Beams Subjected to a Side Load*”. *Journal of Microelectromechanical Systems*, **5**, 142–150 (1996).
- [49] K. Petersen, “*Silicon as a Mechanical Material*”. *Proceedings of the IEEE*, **70**, 420–457 (1982).
- [50] Z. Djuric, M. Matic, J. Matovic, R. Petrovic et N. Simicic, “*Experimental Determination of Silicon Pressure Sensor Diaphragm Deflection*”. *Sensors and Actuators A*, **24**, 175–179 (1990).
- [51] G. Fleury, S. Drapier, R. Fortunier et P.-L. Charvet, “*Modélisation analytique et par éléments finis de la bistabilité d’une poutre flambée pour applications microsystèmes*”. 17ème Congrès Français de Mécanique (sep 2005).
- [52] M. T. A Saif et N. C. MacDonald, “*A Millineuton Microloading Device*”. *Sensors and Actuators A : Phys.*, **52**, 65–75 (1996).
- [53] R. M. Jones, *Buckling of Bars, Plates, and Shells*. Bull Ridge Publishing (2006).
- [54] H. Chai, “*The Post-Buckling Response of a Bi-Laterally Constrained Column*”. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **46**, 1155–1181 (1998).
- [55] M. Shikida, K. Sato, K. Takeshita et S. Suzuki, “*Response time measurement of electrostatic S-shaped film actuator related to environmental gas pressure conditions*”. In *Micro Electro Mechanical Systems MEMS’96*, pages 210–215, San Diego, CA, USA (1996).
- [56] R. Legtenberg, J. Gilbert, S. Senturia et M. Elwenspoek, “*Electrostatic Curved Electrode Actuators*”. *J. of MEMS*, **6**(3), 257–265 (1997).
- [57] Ministère délégué à l’enseignement supérieur et à la recherche, *A la découverte du nano-monde* (2005).

- [58] G. N. Abramovich, *The Theory of Turbulent Jets*. MIT Press (1963).
- [59] N. Rajaratnam, *Turbulent Jets*. Elsevier (1976).
- [60] W. R. Quinn et J. Militzer, “*Experimental and Numerical Study of a Turbulent Free Square Jet*”. *Physics of fluids*, **31**, 1017–1025 (may 1988).
- [61] P. N. Papanicolaou et E. J. List, “*Investigation of Round Vertical Turbulent Buoyant Jets*”. *Journal of Fluid Mechanics*, **195**, 341–391 (oct 1988).
- [62] E. Förthmann, “*Turbulent Jet Expansion*”. NACA TM (1936).
- [63] S. Corrsin, “*Investigation of Flow in an Axially Symmetrical Heated Air Jet*”. Technical Report Wash. Wartime Report W-94, NACA (1946).
- [64] S. Corrsin, *I. Extended Application of the Hot Wire Anemometer II. Investigation of the Flow in Round Turbulent Jet*. Thèse de doctorat, California Institute of Technology, Pasadena, California (may 1947).
- [65] I. Wygnanski et H. E. Fiedler, “*Some Investigation in the Self-Preserving Jet*”. *Journal of Fluid Mechanics*, **38**, 577–612 (1969).
- [66] G. N. Abramovich, “*On the Deformation of the Rectangular Turbulent Jet Cross-Section*”. *International Journal of Heat and Mass Transfert*, **25**, 1885–1894 (1982).
- [67] J. H. Hussein, S. P. Capp et W. K. George, “*Velocity Measurements in High-Re-Number, Momentum Conserving, Axisymmetric, Turbulent Jet*”. *Journal of Fluid Mechanics*, **258**, 31–75 (1994).
- [68] L.F. Richardson, “*Weather prediction by numerical process*”. Cambridge University Press (1922).
- [69] A.N. Kolmogorov, “*The local structure of turbulence in incompressible viscous fluid for very large Reynolds numbers*”. *Dokl. Akad. Nauk Arm*, pages 301–305 (1941).
- [70] Site internet : www.sensitivelight.com (2010).
- [71] G. Picoron, “*Asservissement de la position d’un objet en lévitation sur un micromanipulateur pneumatique*”. Stage de fin d’études, ENSMM, Besançon (2010).
- [72] L. Matignon, *Synthèse d’agents adaptatifs et coopératifs par apprentissage par renforcement*. Thèse de doctorat, Université de Franche-Comté (2008).
- [73] G. Pujals, C. Cossu et S. Depardon, “*Optimal perturbations on flat plat Turbulent Boundary Layer : Experimental investigation*”. In *GDR Contrôle des décollements* (2009).
- [74] S. R. Ahmed, G. Ramm et G. Falin, “*Some salient features of the time-averaged ground vehicle wake*”. SAE, (840300) (1984).
- [75] A. Spohn et P. Gillieron, “*Flow Separation Generated by a Simplified Geometry of an Automobile Vehicle*”. In *IUTAM*, Toulouse, France (2002).
- [76] V. Boucinha, *Etude de l’écoulement induit par une décharge à barrière diélectrique surfacique - Contribution au contrôle des écoulements subsoniques par actionneurs plasmas*. Thèse de doctorat, Université d’Orléans (2009).

-
- [77] C. Leclerc, E. Levallois, P. Gillieron et A. Kourta, “*Aerodynamic drag reduction by synthetic jet : 2D numerical study around simplified car*”. In *3rd AIAA Flow Control Conference* (2006).
- [78] P. Gilotte, E. Bideaux, J.-Y. Champagne et M. EL Hajem, “*Essais de contrôle d’écoulement à l’arrière d’un corps de Ahmed par jet pulsé produit par des électrovannes*”. In *GDR Contrôle Des Décollements (CDD)* (2009).
- [79] J. Malapert, R. Zeggari, R. Yahiaoui et J.-F. Manceau, “*Tilted micro air jet for flow control*”. In *European COMSOL Conference*, Milan, Italy (2009).
- [80] R. Zeggari, R. Yahiaoui, J. Malapert et J.-F. Manceau, “*Design and fabrication of a new two-dimensional pneumatic micro-conveyor*”. *Sensors and Actuators : A. Physical*, **164**, 125–130 (2010).
- [81] R. Yahiaoui, R. Zeggari, J. Malapert et J.-F. Manceau, “*A New Two-Dimensional Actuator For Air Flow Micro-Manipulation*”. In *First Workshop on hardware and software implementation and control of distributed MEMS (dMEMS-2010)*, France (2010).
- [82] R. Landgraf, R. Rieske, A. N. Danilewsky et K.-J. Wolter, “*Laser Drilled Through Silicon Vias : Crystal Defect Analysis by Synchrotron X-ray Topography*”. In *ESTC 2008 : 2nd Electronics System-Integration Technology Conference*, Greenwich, England (2008).
- [83] M. S. Amer, M. A. El-Ashry, L. R. Dossier, K. E. Hix, J. F. Maguire et B. Irwin, “*Femtosecond Versus Nanosecond Laser Machining : Comparison of Induced Stresses and Structural Changes in Silicon Wafers*”. *Applied Surface Science*, **242**, 162–167 (2005).
- [84] S. Reyntjens et R. Puers, “*A Review of Focused Ion Beam Applications in Microsystem Technology*”. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, **211**, 287–300 (2001).

Annexes

A. Equation de la déformée d'une poutre déformée en « S »

En considérant la poutre bi-encastée en flexion de la figure A.1, l'équilibre des moments appliqués au point A donne :

$$M_A - M(x) - Fx = 0 \quad (\text{A.1})$$

avec F , l'effort tranchant appliqué au niveau de x . De la même manière, en $x = l$ nous avons :

$$M_A + M_B - Fl = 0 \text{ et } M_A = M_B \text{ (pour des raisons de symétrie) d'où } M_A = \frac{Fl}{2} \quad (\text{A.2})$$

En reportant ce dernier résultat dans l'équation A.1, nous obtenons :

$$M(x) = F\left(\frac{l}{2} - x\right) \quad (\text{A.3})$$

Le moment de flexion $M(x)$ au point x peut être déterminé en considérant un élément de poutre dx (figure A.1(b)). La déformation $\varepsilon_x = \frac{dx}{\Delta x}$ est établie à partir de la relation $\frac{dx}{y} = \frac{\Delta x}{R}$ dans laquelle R représente le rayon de courbure de la poutre au point x . Si la poutre se déforme

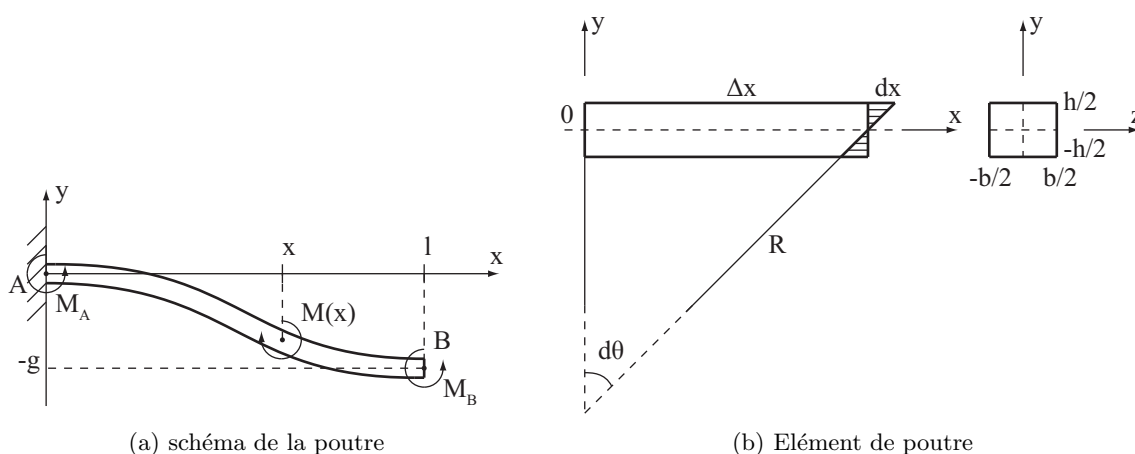


FIGURE A.1 – Schéma de la poutre déformée en S

de façon élastique, la contrainte σ_x est donnée par la loi de Hooke : $\sigma_x = \varepsilon_x E = \frac{y}{R} E$ avec E , le module de Young du matériau (que nous supposons isotrope). Le moment de flexion $M_z(x)$ s'écrit donc :

$$M_z(x) = \int \int_{S(y,z)} E \frac{y}{R} y dS \text{ où } dS = dydz \quad (\text{A.4})$$

Après intégration sur la surface $S(y,z)$, la relation précédente s'écrit :

$$M_z(x) = \frac{EI}{R} \text{ avec } I = \frac{bh^3}{12} \quad (\text{A.5})$$

b représente la largeur de la poutre et h son épaisseur. Si $b \gg h$, il faut tenir compte du phénomène de striction et l'équation précédente devient $M_z(x) = \frac{\widehat{E}I}{R}$ où $\widehat{E} = \frac{E}{1-\nu^2}$ avec ν coefficient de poisson du matériau.

L'équation A.3 s'écrit ainsi $M_z(x) = \frac{\widehat{E}I}{R} = F(\frac{l}{2} - x)$. Le rayon de courbure R correspond au rayon du cercle osculateur de la courbe d'équation $y = f(x)$. Nous donnons alors $\frac{1}{R} = \frac{y''}{(1+y'^2)^{\frac{3}{2}}}$ et dans le cas des faibles déformations $\frac{1}{R} \sim y''$. Finalement, l'équation A.3 s'écrit :

$$M(x) = F(\frac{l}{2} - x) = \widehat{E}I y''(x) \quad (\text{A.6})$$

Une première intégration de cette relation conduit à $y' = \frac{12F}{\widehat{E}bh^3}(\frac{lx}{2} - \frac{x^2}{2}) + Cte$ mais comme $y'(0) = 0$, $Cte = 0$. En intégrant à nouveau, nous obtenons $y = \frac{12F}{\widehat{E}bh^3}(\frac{lx^2}{4} - \frac{x^3}{6}) + Cte$ et comme précédemment $Cte = 0$ car $y(0) = 0$. La force F s'exprime en fonction de la flèche g qui, dans notre cas est fixe (seule la longueur l de la partie déformée varie en fonction de la tension appliquée). Puisque $y(l) = -g$,

$$F = -\frac{\widehat{E}bh^3g}{l^3} \quad (\text{A.7})$$

l'équation de la déformée de la poutre s'écrit donc :

$$y(x) = \frac{g}{l^3}(2x^3 - 3lx^2) \text{ pour } x \leq l \quad (\text{A.8})$$

$$\text{et } y(x) = -g \text{ pour } x \geq l \quad (\text{A.9})$$

B. Micro-actionneur électrostatique ; bilan énergétique

Le bilan énergétique du système complet (vu du générateur) s'écrit pour la représentation simplifiée de la figure B.1 :

$$E_{generateur} = E_{electromeca} + E_{cinetique} + E_{joule} \quad (B.1)$$

$E_{cinetique} = \frac{1}{2}m\dot{x}^2$ et $E_{joule} = ri^2$ désignent respectivement l'énergie cinétique de la partie mobile (de masse m) du microsystème et l'énergie électrique perdue par effet joule dans la résistance r du circuit. $E_{electromeca}$ correspond à l'énergie potentielle, la somme des énergies emmagasinées dans la capacité C et dans le ressort k :

$$E_{electromeca} = E_{electrostatique} + E_{mecanique} = \frac{1}{2}CV^2 + \frac{1}{2}kx^2 \quad (B.2)$$

Pour la position d'équilibre x_0 , l'énergie cinétique et l'énergie électrique sont nulles car, d'une part la masse mobile m n'est pas en mouvement et d'autre part le condensateur est chargé ($i = 0$). Ainsi, à l'équilibre la variation d'énergie totale fournie par le générateur est égale à la variation d'énergie potentielle :

$$\left(\frac{dE_{generateur}}{dx} \right)_{x=x_0} = \left(\frac{dE_{electrostatique}}{dx} \right)_{x=x_0} + \left(\frac{dE_{mecanique}}{dx} \right)_{x=x_0} \quad (B.3)$$

$$\text{or } dE_{generateur} = dC \cdot V^2 \text{ et } dE_{electrostatique} = \frac{1}{2}dC \cdot V^2 \quad (B.4)$$

$$\text{d'où } \left(\frac{dE_{electrostatique}}{dx} \right)_{x=x_0} = \left(\frac{dE_{mecanique}}{dx} \right)_{x=x_0} \quad (B.5)$$

Pour la position d'équilibre $x = x_0$, la variation d'énergie électrostatique est égale à la variation d'énergie mécanique. Ce résultat est important car il permet de déterminer le point d'équilibre de l'actionneur *Zip* pour une tension V donnée.

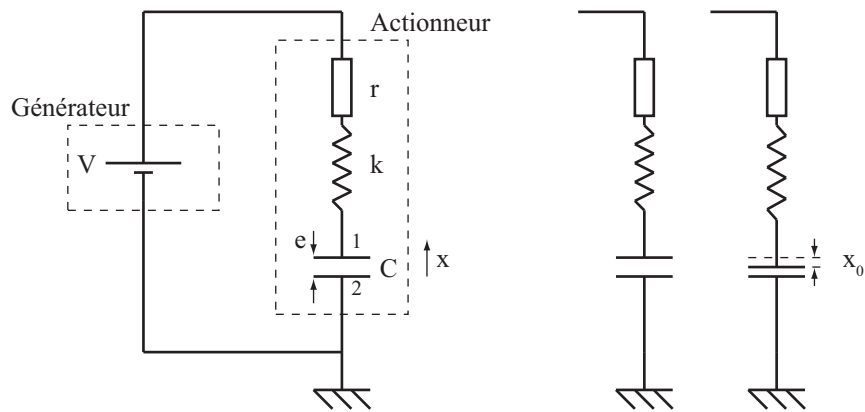


FIGURE B.1 – Représentation électro-mécanique d'un actionneur électrostatique classique

C. Equation trigonométrique de la déformée d'une poutre en flambage

Comme dans le cas de la flexion, la courbure ρ de la ligne neutre de la poutre est :

$$\rho = \frac{1}{R} = \frac{\pm y''}{(1 + y'^2)^{\frac{3}{2}}} \quad (\text{C.1})$$

dans laquelle R est le rayon de courbure (le cas $y(x)=0$ correspond à une poutre non flambée). Dans le cas des petites déformations $y'^2 \ll 1$ et ρ peut s'écrire de nouveau comme :

$$\rho = \frac{1}{R} \approx \pm y'' \quad (\text{C.2})$$

Pour une poutre en flexion pure, par exemple, dans le cas où nous négligeons le raccourcissement axial, les déformations dues au cisaillement et le poids de la poutre, le moment de flexion est :

$$M = -\rho EI \quad (\text{C.3})$$

avec E le module d'Young, $I = \frac{bh^3}{12}$ le moment d'inertie de la poutre, b la largeur et h l'épaisseur.

Le moment de flexion peut aussi s'écrire :

$$M = \pm EI y'' \quad (\text{C.4})$$

Le signe de cette équation différentielle détermine le sens de la courbure. Dans notre cas, nous prendrons le cas positif. La force de réaction N_c et le moment de réaction M_0 , qui apparaissent lorsque la poutre flambe sous l'action de la charge axiale appliquée en une extrémité, sont illustrés dans la figure C.1 :

En tout point de la ligne neutre, le moment fléchissant s'écrit :

$$M(x) = N_c y - M_0 \quad (\text{C.5})$$

ou encore sous forme d'équation différentielle :

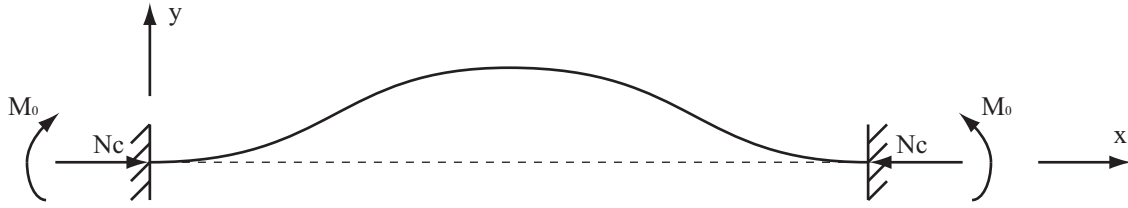


FIGURE C.1 – Schéma de principe mécanique d'une poutre en flambage

$$EIy'' = N_c y M_0 \quad (\text{C.6})$$

N_c étant la charge critique d'euler, la force à partir de laquelle la poutre flambe sous son action. Si nous posons :

$$k^2 = \frac{N_c}{EI} \quad (\text{C.7})$$

l'équation différentielle devient :

$$y'' + k^2 y = \frac{M_0}{EI} \quad (\text{C.8})$$

qui admet pour solution générale :

$$y = A \sin(kx) + B \cos(kx) + \frac{M_0}{EI k^2} \quad (\text{C.9})$$

Dans cette dernière équation, A et B sont des constantes pouvant être déterminées par les conditions aux limites. A l'encastrement gauche ($x = 0$) :

$$y(0) = 0 \Rightarrow B = \frac{-M_0}{EI k^2} \quad (\text{C.10})$$

$$y'(0) = 0 \Rightarrow A = 0 \quad (\text{C.11})$$

A l'encastrement droit ($x = L$) :

$$y(L) = 0 \Rightarrow \cos(kL) = 1 \Rightarrow k = \frac{n\pi}{L}, n \text{ pair} \quad (\text{C.12})$$

$$y'(L) = 0 \Rightarrow \sin(kL) = 0 \Rightarrow k = \frac{n\pi}{L}, n \text{ impair} \quad (\text{C.13})$$

La valeur de n doit satisfaire les équations (C.12) et (C.13). Pour le premier mode de flambage de la poutre, n vaut 2 (figure C.2). A ce moment :

$$N_c = \frac{4\pi^2 EI}{L^2} \quad (\text{C.14})$$

qui correspond à la force à partir de laquelle la poutre flambe et nous avons :

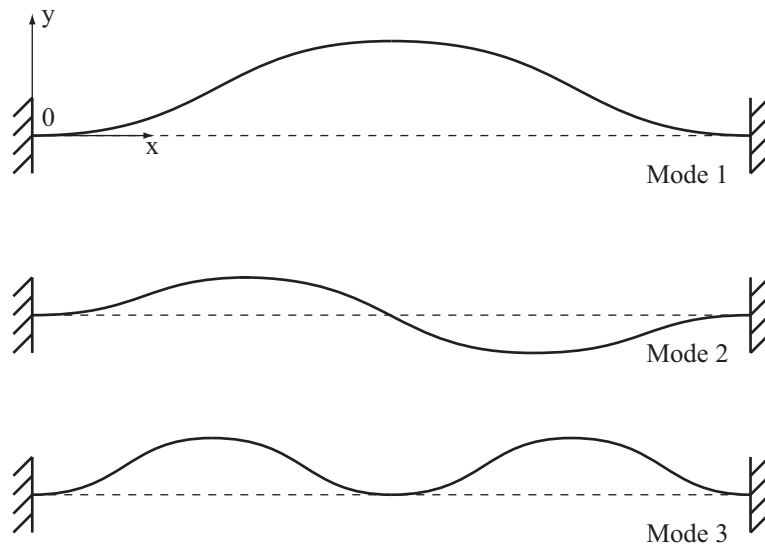


FIGURE C.2 – Schéma de différents modes de flambage d'une poutre encastree-encastree.

$$y(x) = C \left(1 - \cos \left(\frac{2\pi x}{L} \right) \right) \quad (\text{C.15})$$

$$\text{avec } C = \frac{D}{2} = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{\Delta 4 L}{\pi^2}} \quad (\text{C.16})$$

$$(\text{C.17})$$

d'où

$$y(x) = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{\Delta 4 L}{\pi^2}} \left(1 - \cos \left(\frac{2\pi x}{L} \right) \right) \quad (\text{C.18})$$

D. Equation polynomiale de la déformée d'une poutre en flambage

Tandis que la théorie sur le flambage d'une poutre bi-encastree privilégie une théorie basée sur une équation trigonométrique où :

$$y(x) = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{\Delta}{\pi^2} \frac{4L}{L}} \left(1 - \cos\left(\frac{2\pi x}{L}\right) \right) \quad (\text{D.1})$$

nous voulons savoir si l'emploi de la première théorie adaptée au cas d'une poutre flambée peut se justifier dans la suite de l'étude. Les lignes qui vont suivre sont dédiées à cette justification.

Un premier point de comparaison est l'étude de la déformée d'une poutre bi-encastree selon ces deux théories. La courbe suivante représente l'évolution du flambage d'une poutre encastree-encastree selon les deux théories envisagées.

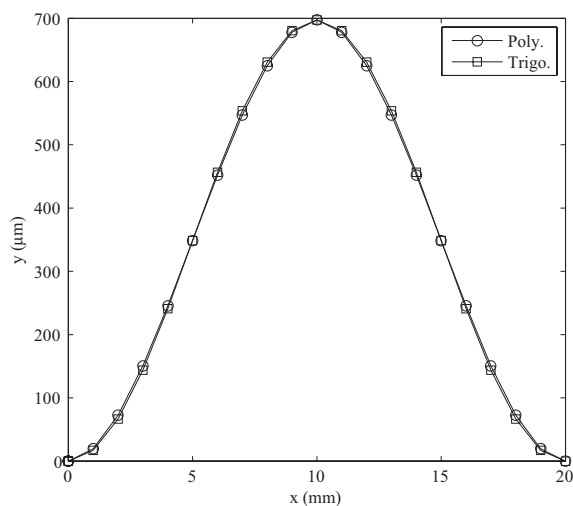


FIGURE D.1 – Déformation (flambage) d'une poutre ($L = 2\text{cm}$) selon une théorie polynomiale et une théorie trigonométrique (déplacement axial $\Delta = 60 \mu\text{m}$)

La courbe de la figure D.1 montre l'importante similitude entre les résultats de l'équation de la déformée d'une poutre bi-encastrees selon les deux théories mises en avant (polynomiale et trigonométrique). En calculant le pourcentage de différence moyen entre deux points de même

abscisse, celui-ci reste inférieur à 3%.

L'énergie de déformation mécanique contenue dans la poutre pour ces deux théories, peut aussi faire office de point de comparaison. Dans les deux cas, nous sommes en présence d'une poutre bi-encastree qui flambe lorsque la charge critique d'Euler est atteinte en laissant apparaître un déplacement axial (qui peut être négligé comparé à la longueur de la poutre). En supposant que la poutre est en flexion (la poutre ne travaille à priori pas en compression) dans les deux cas, nous pouvons calculer l'énergie mécanique de déformation (flexion) à partir du moment de flexion le long de l'axe neutre de la poutre.

Au point d'abscisse x , le moment de flexion s'écrit :

$$M(x) = EIy'' \quad (D.2)$$

L'énergie de flexion de la poutre vaut :

$$W = \frac{1}{2} \int \frac{M(x)^2}{EI} dx \quad (D.3)$$

ou encore

$$W = \frac{1}{2} EI \int y''^2 dx \quad (D.4)$$

Dans le cas de la théorie trigonométrique, nous avons :

$$y(x) = \frac{D}{2} (1 - \cos(\frac{2\pi x}{L})) \quad (D.5)$$

d'où

$$y'(x) = D\pi \frac{\sin(\frac{2\pi x}{L})}{L} \quad (D.6)$$

et donc

$$y''(x) = 2D\pi^2 \frac{\cos(\frac{2\pi x}{L})}{L^2} \quad (D.7)$$

Après intégration, l'énergie de flexion dans la poutre de longueur L est :

$$W_{flex\ trigo} = \frac{EI\pi^4 D^2}{L^3} \quad (D.8)$$

Pour le cas de la théorie polynomiale nous avons :

$$y(x) = \frac{-D}{l^3} (2x^3 - 3lx^2) \quad (D.9)$$

d'où

$$y'(x) = \frac{-D}{l^3} (6x^2 - 6lx) \quad (D.10)$$

et donc

$$y''(x) = \frac{-D}{l^3} (12x - 6l) \quad (D.11)$$

Après intégration, l'énergie de flexion dans une demie poutre de longueur L est :

$$W_{\frac{L}{2}} = \frac{6EID^2}{l^3} \quad (\text{D.12})$$

L'énergie contenue alors dans la poutre totale, à cause de la symétrie du système, est :

$$W_L = \frac{12EID^2}{l^3} \quad (\text{D.13})$$

ou encore

$$W_{flex\ poly} = \frac{96EID^2}{L^3} \quad (\text{D.14})$$

Sachant que le rapport $\frac{W_{flex\ trigo}}{W_{flex\ poly}} = \frac{\pi^4}{96} \approx 1,01$, nous remarquons que les deux théories, du point de vue énergétique sont très proches et ne sont séparées que de 1%. Ceci peut nous permettre, associé à l'étude de déformée de la poutre, de confondre ces deux théories sans trop commettre d'erreur.

Pour vérifier ce résultat, nous avons voulu confronter les résultats du flambage issus du modèle analytique avec ceux que nous pouvons obtenir par modélisation par éléments finis sous le logiciel COMSOL. La comparaison porte principalement sur la déflexion maximale d'une poutre bi-encastée et de son profil de déformation. Cette déformation est un des facteurs qui va conditionner le dimensionnement de l'actionneur.

Les caractéristiques de la poutre testée sont les suivantes :

TABLE D.1 – Caractéristiques de la poutre en flambage étudiée sous le logiciel Comsol

Longueur L	20 mm
Largeur b	3 mm
Epaisseur h	40 μm
Module d'Young E du silicium	170 MPa
Coefficient de Poisson ν	0,27
Densité ρ	2330 Kg/m ³

Nous considérons une poutre dont les caractéristiques sont données dans le tableau D.1. Cette poutre est encastée à ses deux extrémités et nous imposons un déplacement axial Δ à une de ses extrémité pour faire flamber cette poutre.

Le résultat de la simulation est obtenu suivant ces deux étapes :

- une force n'influençant pas de manière significative le flambage est appliquée au milieu de la poutre de façon transversale (direction du flambage) afin d'orienter la direction de flambage et empêcher que la poutre ne travaille uniquement en compression.
- une fois la poutre flambée, nous effectuons une deuxième simulation à partir de la solution précédemment calculée en enlevant la force utile au flambage. En comparant les résultats

de ces deux calculs, nous remarquons que la force joue un rôle absolument négligeable sur le comportement mécanique de la poutre. Le résultat de cette simulation est illustré figure D.2 où différents déplacements axiaux Δ ont été appliqués.

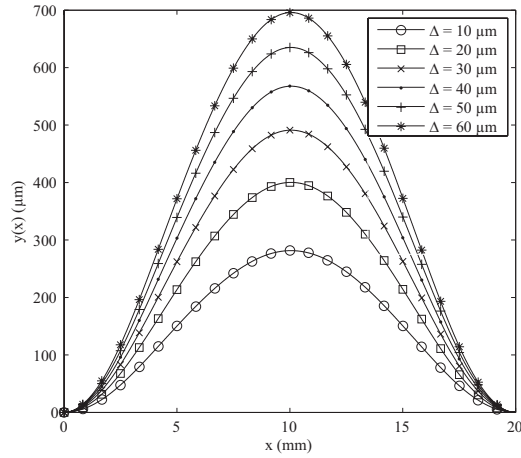


FIGURE D.2 – Evolution du flambage de la poutre pour différentes valeurs de déplacements axiaux (simulation Comsol)

Pour estimer si les résultats issus de cette simulation sont exploitables pour la suite de l'étude, des simulations faisant intervenir plusieurs déplacements axiaux ont été réalisées. Ces résultats sont ensuite comparés à ceux de la théorie.

L'application de déplacements axiaux de plus en plus importants augmente la déformée de la poutre (voir figure D.2 dont sa flèche ($x = \frac{L}{2}$)). Celle-ci est comparée à la flèche théorique et toutes deux sont représentées sur la figure D.3 qui montre une quasi parfaite correspondance entre l'amplitude maximale du flambage calculée numériquement et celle de façon théorique.

TABLE D.2 – Flèches numériques et théoriques de la poutre en flambage en fonction du déplacement axial Δ ($L = 20$ mm)

Déplacement axial Δ (μm)	Flèche numérique (μm)	Flèche théorique (μm)
10	281	285
20	400	403
30	491	493
40	567	569
50	635	637
60	696	697

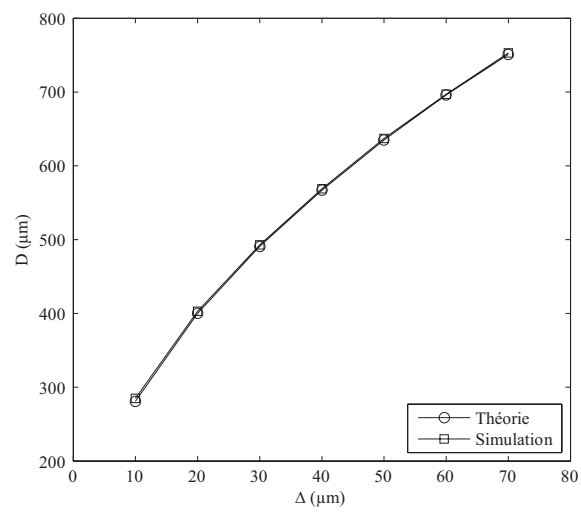


FIGURE D.3 – Evolution de la flèche de la poutre en fonction du déplacement axial Δ ($L = 20$ mm)

E. Algorithmme Matlab

E.1 Lanceur de la fonction [Energie]

Par une énumération de toutes les combinaisons possibles des positions des points remarquables (x_0, x_1, x_2, x_3) , le lanceur de la fonction « Fonction Energie » dégage la combinaison des points remarquables qui présente le minimum d'énergie de déformation mécanique.

```
%=====
% Lanceur du programme Fonction_Energie =====
%=====

global z;
global deltaL;
global Lp;
global Ls;
global bi;
global hi;
global E;
global Ic;
global EI;
global S;
global SE;
global xmin;
global xmax;
global alpha;

V=0;           % Tension aux bornes des électrodes
z=450e-6;     % Altitude de l'électrode supérieure
deltaL=35e-6; % Déplacement axial
Lp=20e-3;     % Longueur de la poutre
Ls=Lp-deltaL; % Longueur du système
bi=3e-3;      % Largeur de la poutre
```

```

hi=50e-6;      % Epaisseur de la poutre
E=169e9;      % Module d'Young
Ic=bi*hi^3/12; % Moment d'inertie
EI=E*Ic;
S=bi*hi;
SE=S*E;
xmin=1e-20;   % Abscisse min du système
xmax=Ls;      % Abscisse max du système
epsilon0=1/(36*pi*1e9); % Permittivité absolue
epsilon1=3.8; % Permittivité relative silice
epsilon2=1;   % Permittivité relative air
e1=1e-6;     % Epaisseur isolant
alpha=0.00;  % Défaut d'horizontalité

N=33;

% Estimation du temps de calcul
Estimation_durée_(minutes)=3e-5*N^(4.1263)/60

tic          % Déclenchement chrono

% Echantillonnage en N points de l'abscisse (électrode inf)
xx1=linspace(xmin,xmax,N);

Best_J=1e20; % Initialisation de la variable Energie Minimale
for i=1:N-3
    x0=xx1(i);
    for j=i+1:N-2
        x1=xx1(j);
        for m=j+1:N-1
            x2=xx1(m);
            for n=m+1:N
                x3=xx1(n);
                [Energie]=Fonction_Energie_(x0,x1,x2,x3);
                if Energie<=Best_J
                    Best_J=Energie;
                    A=x0;
                    B=x1;
                    C=x2;

```

```

                                D=x3;
                                end
                                end
                                end
                                end
                                end

%=====
% Affichage de l'énergie minimale et des points remarquables =====
%=====

Best_J
x0=A
x1=B
x2=C
x3=D

y1 = (x0*alpha+2*z+alpha*x1)*xx1.^3/(x0^3-3*x1*x0^2-x1^3+3*x0*x1^2)
-(2*x0^2*alpha+3*z*x0+2*x1*x0*alpha+3*z*x1+2*x1^2*alpha)*xx1.^2
/((-x1+x0)*(x1^2+x0^2-2*x1*x0))
+(x0^2*alpha+x1*x0*alpha+4*x1^2*alpha+6*z*x1)*x0*xx1./
((-x1+x0)*(x1^2+x0^2-2*x1*x0))
-(-z*x0+3*z*x1+2*x1^2*alpha)*x0^2/((-x1+x0)*(x1^2+x0^2-2*x1*x0));

y2 = -(alpha*x2+2*z+x3*alpha)*xx1.^3/(-3*x3*x2^2+x2^3-x3^3+3*x2*x3^2)
+(2*x2^2*alpha+3*z*x2+2*x2*x3*alpha+3*z*x3+2*x3^2*alpha)*xx1.^2/
((x2-x3)*(x2^2-2*x2*x3+x3^2))
-(4*x2^2*alpha+x2*x3*alpha+6*z*x2+x3^2*alpha)*x3*xx1./
((x2-x3)*(x2^2-2*x2*x3+x3^2))
+(2*x2^2*alpha+3*z*x2-z*x3)*x3^2/((x2-x3)*(x2^2-2*x2*x3+x3^2));

xx1=linspace(xmin,xmax,N);
figure(1)
plot(xx1(find(xx1==x0):find(xx1==x1)),y1(find(xx1==x0):find(xx1==x1)),
xx1(find(xx1==x2):find(xx1==x3)),y2(find(xx1==x2):find(xx1==x3)),
xx1,alpha*xx1+z,xx1,0*xx1,x0,0,'0',x1,alpha*x1+z,'0',x2,
alpha*x2+z,'0',x3,0,'0')
axis([xmin xmax -100e-6 600e-6])

Point_de_collage_1 = x1-x0;

```

```

Point_de_collage_2 = x3-x2;
Point_de_collage_MOY = (Point_de_collage_1+Point_de_collage_2)/2

%=====
% Contraintes max méca dans la poutre =====
%=====

SigmaMax=3*E*z*hi/(min(x1-x0,x3-x2))^2

%=====
% Energie électrostatique =====
%=====

M=200;
x11=linspace(x0,x1,M);
    for k=1:M
        % Abscisse curviligne de y en flexion => 1+racine(y')^2
        yy1(k) = 3*(x0*alpha+2*z+alpha*x1)*x11(k)^2/
(x0^3-3*x1*x0^2+3*x0*x1^2-x1^3)
-2*(2*x0^2*alpha+3*z*x0+2*x1*x0*alpha+3*z*x1+2*x1^2*alpha)*x11(k)/
((-x1+x0)*(x1^2+x0^2-2*x1*x0))+(x0^2*alpha+x1*x0*alpha+6*z*x1+4*x1^2*alpha)*x0/
((-x1+x0)*(x1^2+x0^2-2*x1*x0));
        integrale1(k) = 1/((1+(yy1(k))^2)^(1/2) * (x1-x0)/M);
    end
Lf11=sum(integrale1);

C1=epsilon0*epsilon1*bi*(x1-x0)/e1;
C2=epsilon0*epsilon2*bi*(Lf11);
Ceq=C1*C2/(C1+C2);

% Energie électrostatique contenue dans la partie courbée de gauche
We=(1/2)*Ceq*V^2

toc    % Arrêt du chrono

```

E.2 Fonction [Energie]

Pour une poutre (longueur, largeur, épaisseur, matériau, etc), une configuration de points remarquables (x_0, x_1, x_2, x_3), un déplacement axial, une hauteur de cavité donnés, etc, la fonction « [Energie]=Fonction Energie (x0,x1,x2,x3) » calcule l'énergie totale de déformation mécanique de la poutre (energie de flexion comprise dans les parties fléchies et de compression dans le reste de la poutre).

```

function [Energie]=Fonction_Energie_(x0,x1,x2,x3)

%=====
% Données numériques =====
%=====

global z;
global deltaL;
global Lp;
global Ls;
global bi;
global hi;
global E;
global Ic;
global EI;
global S;
global SE;
global xmin;
global xmax;
global alpha;

N=200;

%=====
% Calcul des énergies de flexion dans 1 et 2 =====
%=====

% Energie de flexion dans la partie 1 (partie fléchie gauche)

Ef1 = 6*EI*(x0*alpha+2*z+alpha*x1)^2*(x1^3-x0^3)
/((x0^3-3*x1*x0^2+3*x0*x1^2-x1^3)^2)
-6*EI*(2*x0^2*alpha+3*z*x0+2*x1*x0*alpha+3*z*x1+2*x1^2*alpha)
*(x0*alpha+2*z+alpha*x1)*(x1^2-x0^2)/

```

```

((-x1+x0)*(x1^2+x0^2-2*x1*x0)*(x0^3-3*x1*x0^2+3*x0*x1^2-x1^3))
+2*EI*(2*x0^2*alpha+3*z*x0+2*x1*x0*alpha+3*z*x1+2*x1^2*alpha)^2*(x1-x0)/
((-x1+x0)^2*(x1^2+x0^2-2*x1*x0)^2);

% Energie de flexion dans la partie 2 (partie fléchie droite)

Ef2 = 6*EI*(x3*alpha+2*z+alpha*x2)^2*(x3^3-x2^3)
/((x3^3-3*x2*x3^2+3*x3*x2^2-x2^3)^2)
-6*EI*(2*x3^2*alpha+3*z*x3+2*x2*x3*alpha+3*z*x2+2*x2^2*alpha)
*(x3*alpha+2*z+alpha*x2)*(x3^2-x2^2)/
((-x2+x3)*(x2^2-2*x2*x3+x3^2)*(x3^3-3*x2*x3^2+3*x3*x2^2-x2^3))
+2*EI*(2*x3^2*alpha+3*z*x3+2*x2*x3*alpha+3*z*x2+2*x2^2*alpha)^2/
((-x2+x3)*(x2^2-2*x2*x3+x3^2)^2);

%=====
% Calcul de Lf1 et Lf2 (longueur des parties fléchies 1 et 2 =====
%=====
x11=linspace(x0,x1,N); % Echantillonnage de la distance [x0,x1]
x22=linspace(x2,x3,N); % Echantillonnage de la distance [x2,x3]
for k=1:N
    % Abscisse curviligne de y en flexion => 1+racine(y')^2

    yy1(k) = 3*(x0*alpha+2*z+alpha*x1)*x11(k)^2
/(x0^3-3*x1*x0^2+3*x0*x1^2-x1^3)
-2*(2*x0^2*alpha+3*z*x0+2*x1*x0*alpha+3*z*x1+2*x1^2*alpha)*x11(k)
/((-x1+x0)*(x1^2+x0^2-2*x1*x0))
+(x0^2*alpha+x1*x0*alpha+6*z*x1+4*x1^2*alpha)*x0
/((-x1+x0)*(x1^2+x0^2-2*x1*x0));

    yy2(k) = -3*(alpha*x2+2*z+x3*alpha)*x22(k)^2
/(-3*x3*x2^2+x2^3-x3^3+3*x2*x3^2)
+2*(2*x2^2*alpha+3*z*x2+2*x2*x3*alpha+3*z*x3+2*x3^2*alpha)*x22(k)
/((x2-x3)*(x2^2-2*x2*x3+x3^2))
-(4*x2^2*alpha+x2*x3*alpha+6*z*x2+x3^2*alpha)*x3
/((x2-x3)*(x2^2-2*x2*x3+x3^2));

    integrale1(k) = (1+(yy1(k))^2)^(1/2) * (x1-x0)/N;
    integrale2(k) = (1+(yy2(k))^2)^(1/2) * (x3-x2)/N;
end
Lf1=sum(integrale1);

```

```
Lf2=sum(integrale2);
```

```
%=====
% Calcul de l'énergie de compression dans toute la poutre =====
%=====
```

```
% Calcul de la longueur de la poutre à chaque instant
```

```
Lc=(x0-xmin)+Lf1+((alpha*x2)^2+(x2-x1)^2)^(1/2)+Lf2+(xmax-x3);
```

```
Ec=(1/2)*(SE/Lp)*(Lc-Lp)^2; % Energie de compression dans toute la poutre
```

```
%=====
% Calcul de l'énergie totale =====
%=====
```

```
Energie=Ef1+Ef2+Ec;
```


F. Energie électrostatique contenue dans la partie courbée de la poutre

Etant donné que les forces électrostatiques, contenues dans les parties de la poutre plaquée aux électrodes, ne participent pas au mouvement des parties mobiles (forces perpendiculaires au déplacement), seules les forces agissant au niveau des parties déformées contribuent à la mise en mouvement de celles-ci.

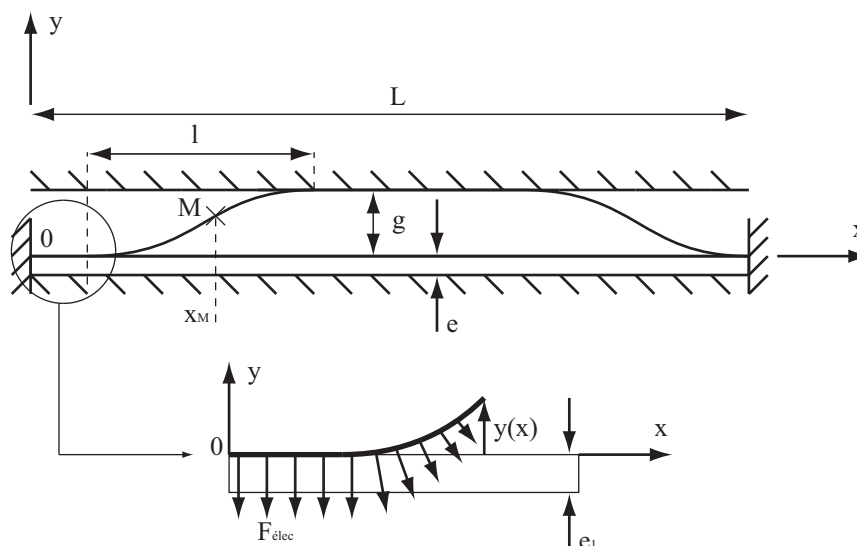


FIGURE F.1 – Localisation des forces électrostatiques au niveau de la partie courbée de la poutre

Le système peut être modélisé électriquement comme la réunion de deux condensateurs placés en série. L'un est un condensateur plan d'épaisseur e_1 et de permittivité diélectrique ε_1 propre à l'isolant utilisé. Le second est un condensateur « semi-plan » de permittivité ε_2 (air) et d'épaisseur $e_2 = y(x)$ (une des électrodes est courbée : la poutre déformée mobile). Le condensateur équivalent vaut :

$$C_{eq} = \frac{C_1 C_2}{C_1 + C_2} \text{ avec } C_i = \frac{\varepsilon_i S_i}{e_i}, \quad (\text{F.1})$$

S_i est la surface des électrodes en regard et e_i est la distance entre les électrodes.

Nous avons pour le condensateur formé par la couche isolante d'épaisseur e_1 :

$$C_1 = \frac{\varepsilon_1 S_1}{e_1}, \quad S_i \text{ avec } S_1 = bl \quad (\text{F.2})$$

et pour le condensateur formé entre la couche isolante et la poutre courbée :

$$C_2 = \varepsilon_2 b \int \frac{1}{e_2} dx, \quad \text{avec } e_2 = y(x) \quad (\text{F.3})$$

L'énergie électrostatique emmagasinée dans la partie courbée vaut :

$$W_{elec} = \frac{1}{2} C_{eq} V^2 \quad (\text{F.4})$$

Après résolution de cette équation, une première application numérique pour estimer analytiquement et rapidement la quantité d'énergie électrostatique disponible a été réalisée. Les valeurs numériques utilisées sont données dans le tableau F.1

TABLE F.1 – Valeurs numériques utilisées pour le calcul de l'énergie électrostatique

Épaisseur e_1	1 μm
Point de collage l	7 mm
Largeur de la poutre b	3 mm
Hauteur de la cavité g	450 μm
Permittivité relative de la couche isolante	3,8 (silice)
Permittivité relative de l'air	1

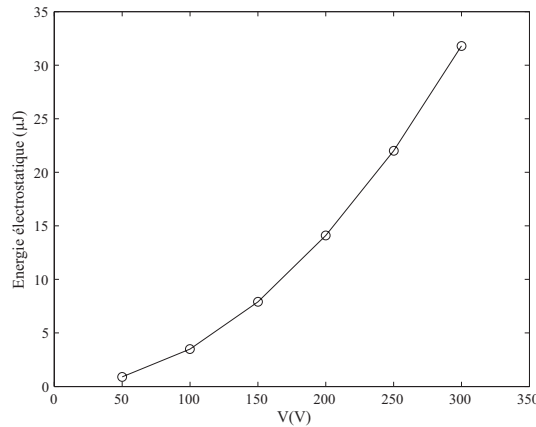


FIGURE F.2 – Evolution de l'énergie électrostatique stockée dans la partie courbée de la poutre en fonction de la tension appliquée aux bornes des électrodes

Avec les paramètres que nous nous sommes fixés (voir tableau), nous disposons dans le meilleur des cas (épaisseur d'isolant de 1 μm et tension proche du claquage électrique) d'environ 30 μJ pour agir sur le système. Si le système se retrouve dans une position d'équilibre (puit

d'énergie), l'énergie pour l'en sortir et l'emmener dans une autre ne devra pas nécessiter plus de $30 \mu\text{J}$. Il faut donc maintenant évaluer l'influence d'un défaut de fabrication (défaut de planéité de l'électrode supérieure par exemple) sur l'énergie de déformation mécanique totale de la poutre et la comparer à l'énergie électrostatique disponible.

Remarque : 98,8 % des forces électrostatiques utiles au mouvement sont contenues dans le premier dixième de la partie courbée ($l/10$) : la zone la plus proche de l'électrode inférieure. Ce qui signifie que la hauteur de la cavité importe peu dans le calcul de l'énergie électrostatique. En effet une variation de $25 \mu\text{m}$ (variation importante) de la hauteur de la cavité n'entraîne qu'une variation de moins de $8 \mu\text{J}$ pour l'énergie électrostatique. Les paramètres jouant un rôle prépondérant pour les forces électrostatiques sont principalement la nature de l'isolant (permittivité diélectrique et tension de claquage électrique) et son épaisseur.

G. Les micro-techniques de base

Les microsystèmes sur silicium sont fabriqués en utilisant les techniques héritées de la micro-électronique et qui peuvent intégrer dans une même puce des capteurs, des actionneurs et une électronique de contrôle et de traitement de l'information. Cette association augmente les performances (rapidité, fiabilité, etc.) de ces systèmes et diminue fortement les coûts de production à travers une fabrication à gros volume. Comme leur nom l'indique ces composants permettent une miniaturisation des systèmes mais ceci s'accompagne d'inconvénients comme le recours presque systématique à des substrats en silicium (en grande majorité car les équipements de fabrication sont optimisés pour ce matériaux) ou une architecture de fabrication essentiellement surfacique (étapes de fabrication composées de dépôts successifs de couche mince ou de gravure) qui empêche une fabrication plus complexe suivant les trois axes de l'espace. Ces limitations sont, pour la conception du micro-actionneur et de la micro-valve, une première difficulté à contourner.

La fabrication de microsystèmes nécessite une salle spécifique caractérisée par sa haute propreté. La propreté de cette salle que nous appelons salle blanche doit être d'autant plus élevée que les systèmes à réaliser sont petits car les particules contenues dans celle-ci peuvent affecter la fabrication des dispositifs. En effet, les poussières en suspension dans l'air peuvent se déposer sur les masques photolithographiques (ou à la surface des substrats) en causant des défauts à la surface du matériau comme un court-circuit entre deux pistes électriques. Les salles blanches, ou les zones à l'intérieur de celles-ci sont classées en fonction du niveau de propreté (10, 100, 1000, etc.) qui correspond à un nombre maximum de poussières (ne dépassant pas une certaine taille) par unité de volume. La photolithographie est peut-être l'étape qui nécessite le niveau de propreté le plus important.

Parmi les micro-techniques de salle blanche les plus usitées nous pouvons citer rapidement :

- la photolithographie (conception et fabrication de masque, enduction de résine, insolation simple et double face, développement),
- la gravure réactive ionique profondeur du silicium,
- la pulvérisation cathodique de métaux,
- le découpage à la scie de précision.

G.1 La photolithographie

La photolithographie est l'étape pendant laquelle nous transférons les motifs présents à la surface d'un masque photolithographique sur une résine photosensible recouvrant la surface du substrat de travail (silicium ou verre pour les plus courants). Les motifs sur le masque définissent les différentes zones du micro dispositif comme les zones devant accueillir une couche métallique ou les zones devant subir une gravure. Le masque photolithographique est en général une plaque de verre sur laquelle une couche de chrome a été structurée de façon à correspondre aux caractéristiques dimensionnelles du microsysteme. La structuration de la résine est obtenue au cours de l'étape de photolithographie qui consiste premièrement à insoler la résine photosensible au travers un masque et à l'aide d'une source lumineuse de longueur d'onde spécifique. Ensuite, l'étape de développement consiste à éliminer les motifs de résine (insolés ou non en fonction du type de résine) en plongeant le substrat dans une solution de développement. La résine ainsi structurée va permettre, avant d'être éliminée, de délimiter les zones devant subir un traitement particulier (dépôt ou gravure).

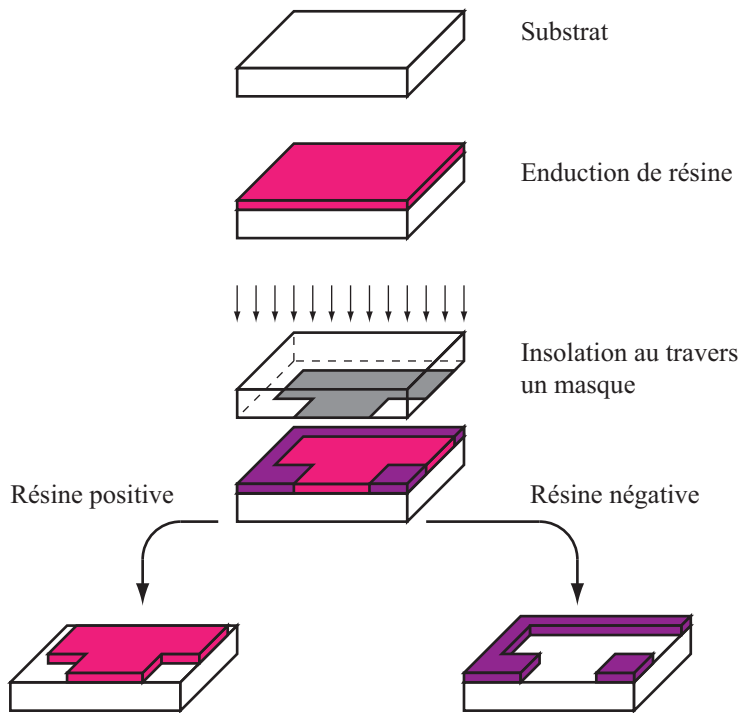


FIGURE G.1 – Détails d'une étape de photolithographie

G.2 La gravure plasma profonde du silicium (DRIE)

La gravure plasma profonde du silicium est utilisée pour obtenir une architecture qui tend à s'éloigner des propriétés surfaciques des techniques de micro-fabrication classiques afin d'obtenir des structures s'étirant verticalement, dans le plan perpendiculaire au substrat. Ce procédé de gravure fortement anisotrope (qui privilégie une direction) permet de créer des trous ou des tranchées profondes dans le substrat avec un rapport de forme très important (hauteur/largeur > 10). Deux procédés coexistent, le procédé cryogénique et le procédé Bosch. Ce dernier est basé sur l'alternance répétée de deux modes :

- un mode de gravure plasma standard basé sur le bombardement d'ions (provenant d'un gaz fluoré de type SF_x) qui arrachent de la matière au substrat (non protégée par la résine).
- et une étape de passivation chimique des flancs des structures gravées par un gaz fluoré de type C_xF_y qui empêche l'attaque des flancs par le bombardement ionique.

Chaque mode dure quelques secondes (classiquement 7s/2s) et sont répétées alternativement jusqu'à obtenir la profondeur de gravure désirée pouvant dépasser plusieurs centaines de micromètres. L'alternance des cycles de gravure et de passivation entraîne un effet de dent de scie (*scalloping*) à la paroi des structures gravées plus ou moins dérangeant suivant les besoins (figure G.2). Les flancs peuvent également présenter un profil non vertical ($88^\circ - 92^\circ$), nous parlons alors de flancs « rétrogrades ».

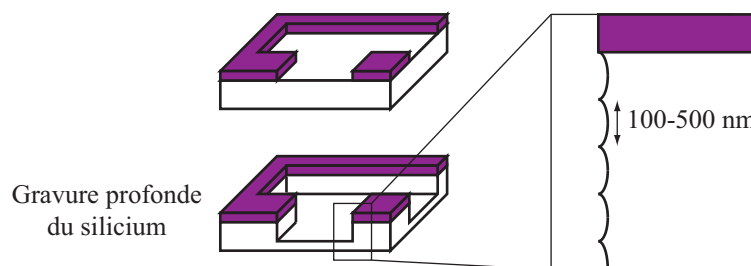


FIGURE G.2 – Gravure ionique réactive profonde du silicium

H. Masques Photolithographiques

H.1 Micro-actionneur hors plan du substrat

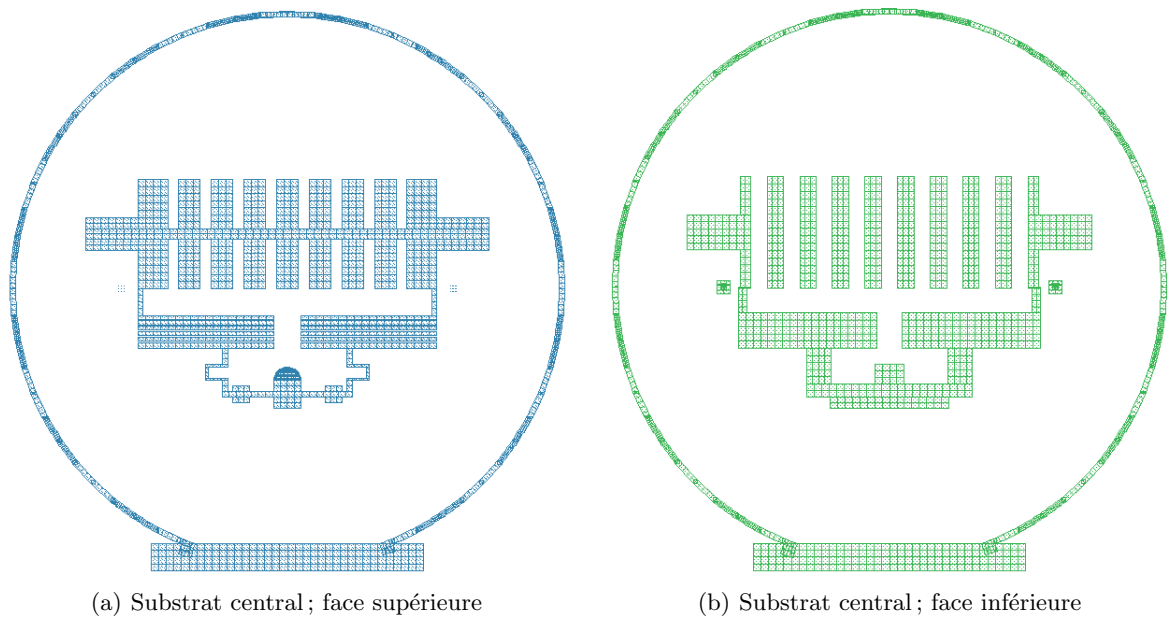


FIGURE H.1 – Masques Photolithographiques (4 pouces de diamètre) du micro-actionneur hors plan du substrat (substrat central)

H.2 Micro-valve et micro-actionneur dans le plan du substrat

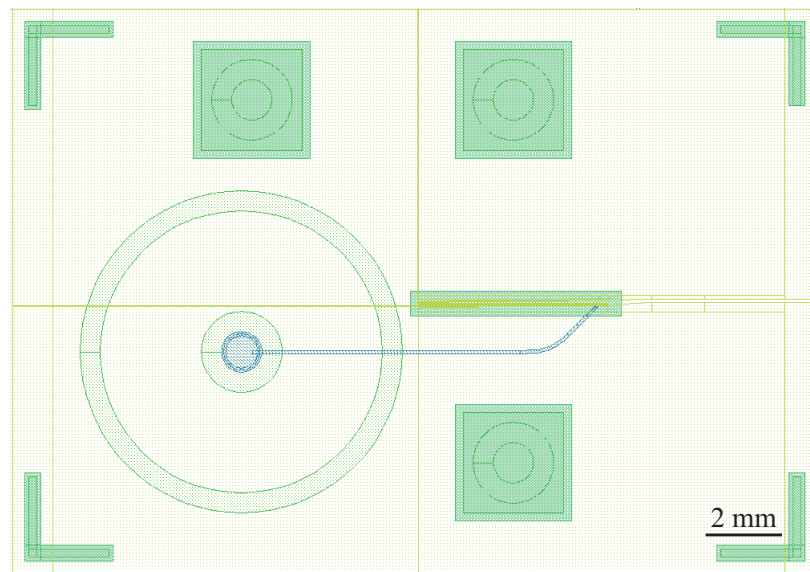


FIGURE H.2 – Masques Photolithographiques des micro-valves à base de micro-actionneurs électrostatiques à effet zipping dans le plan du substrat (détail d'une micro-valve TOR)

H.3 Matrice pneumatique

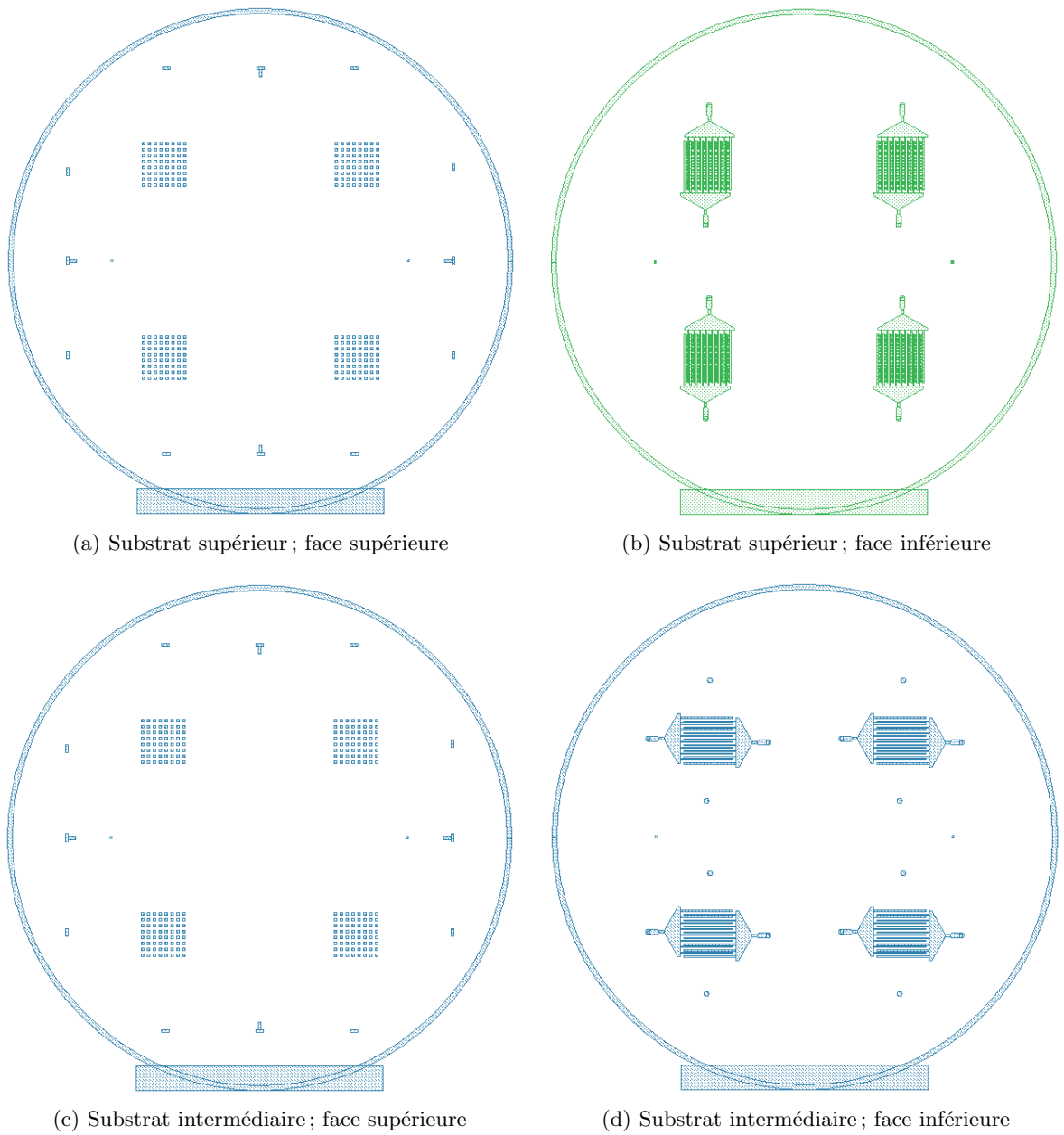


FIGURE H.3 – Masques Photolithographiques (4 pouces de diamètres de la matrice pneumatique (quatre matrices)

I. Les micro-techniques de gravure du silicium

L'étape de photolithographie effectuée (transfert des motifs d'un masque photolithographique par structuration d'une résine photosensible), il s'agit maintenant de graver les zones du substrat (nu ou métallisé) non masquées. Deux méthodes de gravure sont envisageables :

- La gravure humide chimique du silicium, de l'oxyde de silicium, des métaux, etc.
- La gravure plasma aussi appelée gravure sèche (par opposition à la gravure humide) permettant une reproduction fidèle des motifs structurés de la résine.

D'autres microtechniques pour graver le silicium existent mais elles ne rentrent pas forcément dans un processus d'étapes demandant le recours à la photolithographie ou d'autres techniques de salle blanche. Parmi ces techniques, nous pouvons citer : l'usinage laser [82] [83], l'usinage par électroérosion [11], l'usinage par faisceau d'ion focalisé (FIB pour Focused Ion Beam en anglais) [84], l'usinage par ultrason.

Les paragraphes suivants présentent les principales techniques de gravure du silicium possédant chacune leurs avantages et leurs inconvénients et pouvant servir à la réalisation d'orifices dans le silicium.

I.1 Gravure humide chimique

Tout procédé de microfabrication commence par un nettoyage du substrat et la gravure humide chimique est un bon moyen de nettoyer le substrat de départ en éliminant toute impureté présente à sa surface. Hormis cet avantage, la gravure humide chimique permet couramment d'usiner les parties du substrat non masquées (résine, métal, oxyde). Cette gravure nécessite plusieurs éléments essentiels. Dans le cas de la gravure d'un métal, un réactant (espèce chimique particulière) rentre en réaction avec le métal pour le dissoudre dans la solution de réactant où le substrat est plongé. Progressivement le métal est éliminé par réaction chimique. D'autres facteurs interviennent dans le procédé de gravure comme la température ou l'agitation mécanique de la solution chimique qui permettent respectivement d'augmenter la vitesse de gravure ou d'assurer une vitesse de gravure uniforme en acheminant constamment un réactant chimique de concentration constante à la surface de la couche à graver. Des techniques de pulvérisation de solution chimique sur la surface à graver remplacent de plus en plus les bains de réactants

(concentration de réactant constante, économie de réactant).

I.2 Gravure humide chimique du silicium

La gravure humide chimique du silicium est souvent réalisée à l'aide de solution de Tetra-MethylAmmonium hydroxyde (TMAH) ou KOH (Hydroxyde de potassium). C'est une gravure fortement anisotrope, elle dépend de l'agencement des atomes de la maille cristalline élémentaire du silicium. La vitesse de gravure est directement proportionnelle à la densité d'atomes présents dans le plan perpendiculaire à la direction d'usinage. Par exemple, dans une solution de KOH concentrée à 19% à 80°C, le plan cristallin (100) possède une vitesse de gravure plus grande que celle du plan (110) et du plan (111). Le rapport des vitesses de gravure des plans (100), (110) et (111) sont respectivement 100 :16 :1 (la vitesse de gravure, moins de quelques micromètre par minutes, selon le plan (100) est cent fois plus grande que celle suivant le plan (111) car ce plan est atomiquement plus dense que le plan (100)). En conséquence, comme les vitesses de gravure ne sont pas identiques suivant tous les plans, nous voyons apparaître des profils de gravure caractéristiques formant des angles spécifiques. Nous observons typiquement sur la figure suivante la formation d'un angle de 54,7° entre le plan d'orientation (100) et celui d'orientation (111). Inconvénients, la profondeur de gravure g va directement être liée à la largeur W_0 selon l'équation :

$$W_b = W_0 - 2g \cot(54,7^\circ) \quad (\text{I.1})$$

ou

$$W_b = W_0 - g\sqrt{2} \quad (\text{I.2})$$

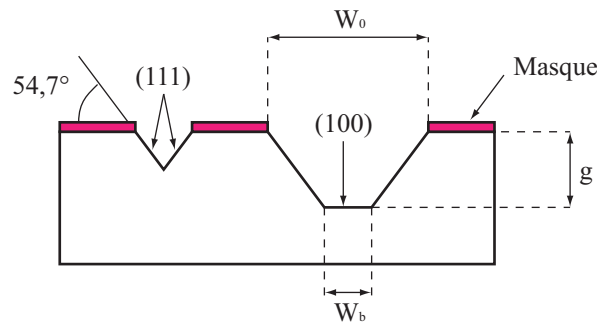


FIGURE I.1 – Schéma de l'effet des plans cristallins du silicium (orientation $\langle 100 \rangle$) au cours de la gravure humide chimique

Il existe alors un écart entre la largeur du fond de gravure et la largeur de l'ouverture du masque correspondant au motif désiré. De là, il faudra anticiper cette différence de cote dès la conception du masque ou utiliser des techniques de gravure qui s'affranchissent de ces phénomènes pour atteindre de grandes profondeurs et la largeur W_b de fond de gravure voulue.

I.3 Gravure sèche

Contrairement à la gravure humide, la gravure sèche (gravure plasma) et plus particulièrement la gravure ionique réactive profonde (DRIE pour Deep Reactive Ion Etching en anglais) permet de conserver les dimensions des ouvertures du masque au niveau de la largeur de la gravure mais aussi, comme nous l'avons vu, d'atteindre des profondeurs de gravure plus importantes sans dépendre là encore de la largeur de l'ouverture du masque (grand facteur de forme). L'alternance des cycles de la gravure (gravure par action mécanique et passivation chimique) sous un paramétrage particulier (pression, puissance, température et polarisation) permet de favoriser l'un ou l'autre de ces cycles pour obtenir des flancs plus ou moins rugueux ou plus ou moins verticaux. Néanmoins, même s'il est possible de transpercer un substrat de silicium de presque 1000 μm d'épaisseur, il n'est pas très aisé d'obtenir un trou incliné en utilisant ce procédé.

I.4 Usinage laser

Les améliorations technologiques dans le domaine des lasers permettent aujourd'hui d'atteindre des durées d'impulsion tellement petites qu'il est possible de réaliser des usinages de haute précision dans des matériaux de toutes sortes dont le silicium. Des impulsions très brèves évitent la formation de bourlets de matière à la surface de la gravure, l'apparition de fissures, de débris et de zone dégradées par un échauffement local trop important. En revanche, les profondeurs d'usinage restent superficielles (figure I.2).

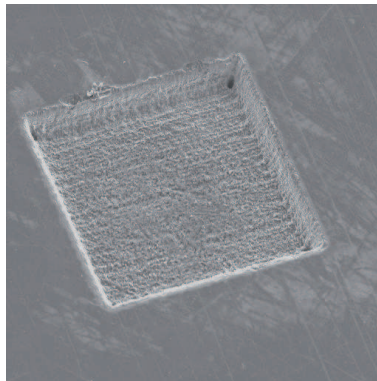


FIGURE I.2 – Image MEB de la gravure du silicium par un laser femto-seconde (profondeur $< 20 \pm 1 \mu\text{m}$, durée de l'impulsion : 500 fs, longueur d'onde : 1030 nm, fréquence : 10 KHz, puissance moyenne : 800 mW)

I.5 Usinage ultrasonore

L'usinage par ultrasons est une technique d'abrasion utilisant des grains abrasifs libres mis en mouvement par un corps vibrant à très haute fréquence (fréquence ultrasonore) : la sonotrode

(voir figure I.3). Les grains abrasifs contenus dans le fluide, dans lequel sont plongées la sonotrode et la pièce à usiner (verre, céramique, semi-conducteur, etc.), sont projetés par la sonotrode en vibration et la matière est enlevée par action mécanique.

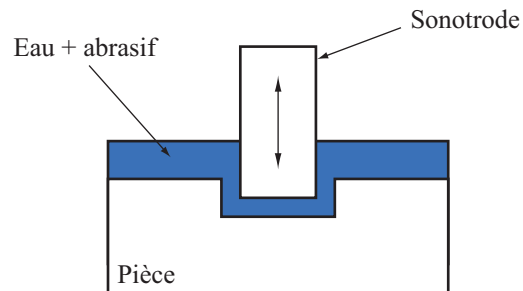


FIGURE I.3 – Schéma de principe de l'usinage ultrasonore

I.6 Electroérosion par défonçage

L'usinage par électroérosion est un procédé de fabrication utilisant la fusion, la vaporisation et l'éjection de la matière. L'usinage est réalisé à l'aide de décharge électrique se produisant au travers d'un diélectrique et entre deux électrodes : la pièce et l'outil (voir figure I.4). Ce type d'usinage est donc réservé aux matériaux conducteurs et semi conducteurs. Une forte tension appliquée entre les électrodes combinée à une faible distance entre ces dernières provoque l'apparition d'une décharge électrique frappant la pièce qui est ainsi érodé. La matière fondue est évacuée en continu par le diélectrique liquide en mouvement.

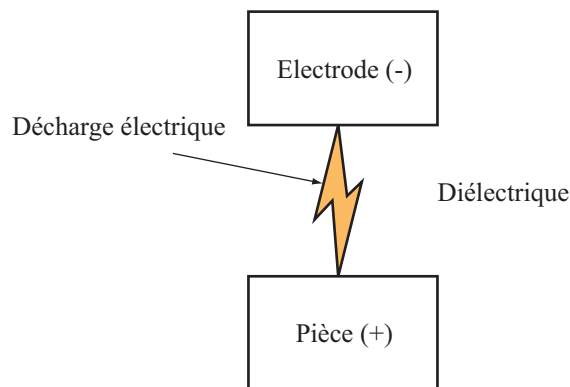


FIGURE I.4 – Schéma du principe de fonctionnement de l'électroérosion par défonçage

I.7 Electroérosion à fil

L'outil est dans ce cas un fil métallique comparable à celui d'une scie à ruban et qui est mis en translation vertical. Comme dans le cas de l'électroérosion à défonçage, l'application d'une

haute tension entre le fil et la pièce fait apparaître une décharge électrique qui fait fondre la pièce. En déplaçant la pièce ou le fil, nous procédons à un trait de découpe.

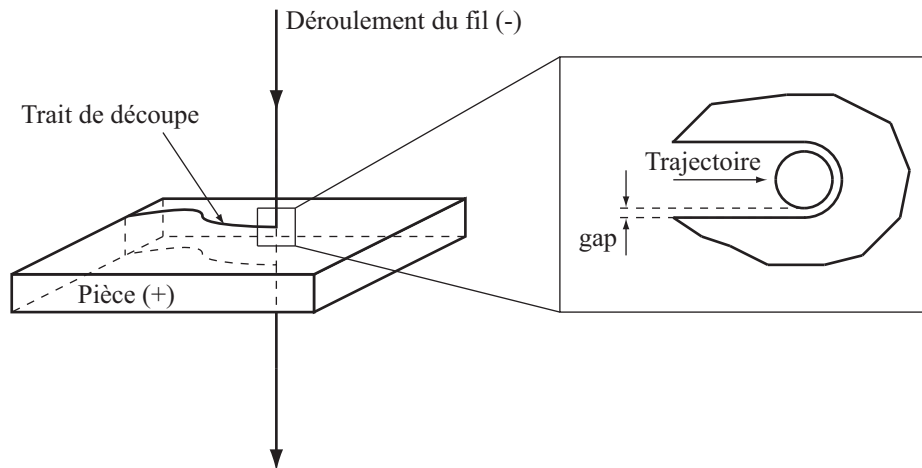


FIGURE I.5 – Schéma du principe de fonctionnement de l'électroérosion à fil

J. Pertes de charge

Les pertes de charge sont un phénomène courant dans un système fluïdique. Elles se traduisent par une chute de la pression le long des canaux fluïdiques qui dans notre cas entraîne une diminution de la vitesse du jet.

Dans notre cas de figure, le fluïde subit au moins trois types de pertes de charge :

- des pertes de charge dues aux frottements pariétaux
- des pertes de charge singulières dues au rétrécissement brusque du canal (buse d'éjection)
- des pertes de charge singulières dues au débouchement dans un canal de diamètre infini (air ambiant) correspondant à la dissipation complète de l'énergie cinétique du fluïde par les forces visqueuses.

Pour les pertes de charge associées aux frottements au niveau des parois (frottement pariétal), nous définissons un coefficient de frottement f (sans dimension) qui dépend principalement du nombre de Reynolds de l'écoulement et du coefficient de rugosité relative $\frac{\varepsilon}{d}$ des parois. ε étant la dimension des rugosités de paroi et d la taille caractéristique du canal (le diamètre pour une canalisation cylindrique).

$$f = f\left(Re, \frac{\varepsilon}{d}\right) \quad (\text{J.1})$$

Suite aux expériences de Nikuradse en 1932 et de Moody en 1944, le coefficient de frottement f est reporté dans un diagramme en fonction de $Re = \frac{\rho v d}{\mu}$ et pour diverses valeurs de $\frac{\varepsilon}{d}$.

Dans le cas d'un canal de section rectangulaire, le théorème de Bernoulli permet d'écrire que les pertes charges dues aux frottements sont de la forme :

$$\Delta P_f = \left(1 + f \frac{l}{d}\right) \frac{1}{2} \rho v^2 \quad (\text{J.2})$$

avec l la longueur du canal, d la plus petite dimension de la section du canal, v la vitesse moyenne du fluïde dans le canal et ρ la masse volumique du fluïde.

Concernant les pertes de charge singulières causées par la zone de rétrécissement, elles sont caractérisées par un coefficient k qui dépend de la forme du rétrécissement et des sections des canaux en amont et en aval du rétrécissement. Elles s'écrivent :

$$\Delta P_r = k \frac{1}{2} \rho v^2 \quad (\text{J.3})$$

La figure J.1 montre trois exemples de rétrécissement de canaux et leur coefficient k associés qui dépend de la forme du rétrécissement (les dimensions caractéristiques du canal d'alimentation sont très grandes devant celles du canal d'éjection). De la même façon, le facteur k est lié au rapport des sections des canaux en amont et en aval du rétrécissement (voir tableau J.1 qui donne le coefficient k associé à quelques valeurs de rapport A_2/A_1). A_1 étant la section du canal amont et A_2 la section du canal en aval du rétrécissement (les canaux sont supposés cylindrique).

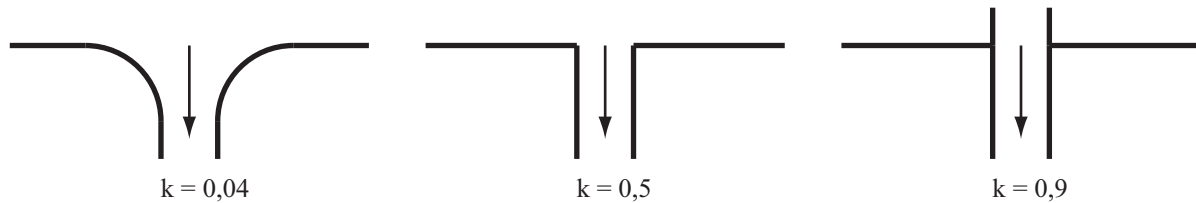


FIGURE J.1 – Coefficients k associés à différentes formes de rétrécissements brusques dans un canal

TABLE J.1 – Quelques valeurs de coefficient k en fonction du rapport des sections des canaux en amont et en aval d'un rétrécissement brusque [17]

A_2/A_1	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1
k	0,37	0,35	0,32	0,27	0,22	0,17	0,10	0,06	0,02	0

Les pertes de charge associées au débouchement dans l'air ambiant (zone située en aval de la zone de rétrécissement) peuvent quant à elles s'écrire sous la simple forme (dissipation de l'énergie cinétique) :

$$\Delta P_a = \frac{1}{2} \rho v^2 \quad (\text{J.4})$$

Les pertes de charge qui interviennent dans notre dispositif fluidique sont celles causées principalement par les frottements aux parois le long des canaux d'alimentation et par la zone de rétrécissement.

Afin d'être en mesure d'estimer la pression à appliquer à l'entrée du canal d'alimentation pour obtenir une vitesse de jet de l'ordre de 200 m/s (au niveau de la buse d'éjection), il faut déterminer les pertes de charge dans notre systèmes fluidiques en estimant le coefficient de frottement f et le coefficient k symbolisant les pertes de charge dues au rétrécissement.

Suivant le diagramme de Moody, la rugosité relative des parois des canaux et le nombre de Reynolds de l'écoulement, le coefficient f de frottement est compris entre 0,02 et 0,04. Concernant le coefficient k relatif au rétrécissement, celui-ci peut être compris entre 0,34 ($A_2/A_1 \approx 0,25$) et 0,9 (cas le plus défavorable). De là, il est possible de donner une fourchette dans laquelle la vitesse corrigée (pouvant correspondre à la vitesse réelle) se situe en fonction de la pression incidente à l'entrée du canal d'alimentation.

Connaissant les ordres de grandeur des coefficients des pertes de charge le long du canal et au niveau du rétrécissement, il est possible de calculer les vitesses corrigées se rapprochant des

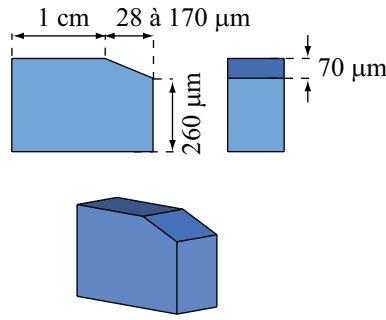


FIGURE J.2 – Schéma du dispositif fluide équivalent

TABLE J.2 – Caractéristiques du dispositif fluide et ordre de grandeur des coefficients des pertes de charge

Caractéristiques	Valeurs
Longueur l du canal fluide	1 cm
Dimension d du canal fluide	$\approx 300 \mu\text{m}$
Rugosité ε des parois du canal (gravure DRIE) (cas d'une paroi presque lisse)	$\approx 500 \text{ nm}$
Rugosité relative ε/d	1.10^{-3}
Masse volumique ρ du fluide (air)	$1,2 \text{ Kg/m}^3$
Viscosité μ du fluide	18.10^{-6} Pa.s
Vitesse v désirée de l'écoulement	$\approx 200 \text{ m/s}$
Nombre de Reynolds $Re = \frac{\rho v d}{\mu}$	6000 (écoulement turbulent)
Coefficient f de frottement	$0,02 < f < 0,04$
Coefficient k du rétrécissement	$0,34 < k < 0,9$

vitesse réelles. La différence de pression totale à établir entre l'entrée du canal d'alimentation et le milieu extérieur pour obtenir une vitesse v est :

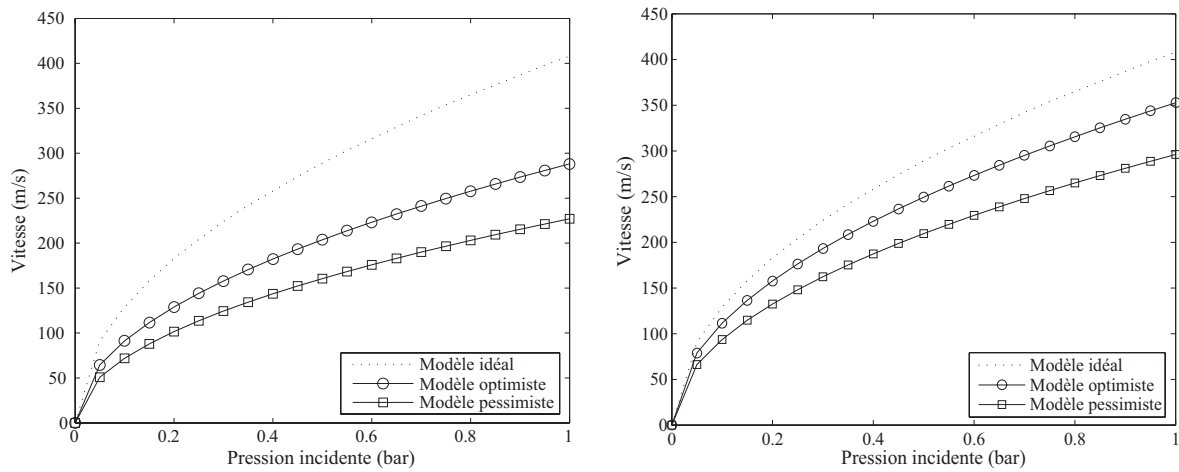
$$\Delta P_{tot} = \Delta P_f + \Delta P_r \quad (\text{J.5})$$

$$\Delta P_{tot} = \left(1 + f \frac{l}{d}\right) \frac{1}{2} \rho v^2 + k \frac{1}{2} \rho v^2 \quad (\text{J.6})$$

$$\Delta P_{tot} = \left(1 + f \frac{l}{d} + k\right) \frac{1}{2} \rho v^2 \quad (\text{J.7})$$

Deux cas sont envisageables ; un cas optimiste sous-estimant les pertes de charge ($f = 0,02$ et $k = 0,34$) et un cas pessimiste ne les sous-estimant pas ($f = 0,04$ et $k = 0,9$). Dans le meilleur des cas (modèle optimiste), l'obtention d'une vitesse de jet de 200 m/s au niveau de la buse d'éjection à lieu pour une pression incidente de 0,5 bar tandis que suivant le modèle pessimiste, il est nécessaire d'appliquer une pression de l'ordre de 0,8 bar (voir figure J.3(a)). Il se peut même qu'il faille appliquer une pression encore plus importante car à ces pertes de

charge doivent s'ajouter les effets dus à la phase de transition d'un écoulement laminaire à un écoulement turbulent. De plus, ayant considéré le fluide comme incompressible, cette étude ne fait pas intervenir les effets de détente et de compression du fluide qui influent aussi sur les variations de vitesse.



(a) Cas optimiste : $f = 0,02$ et $k = 0,34$; cas pessimiste : $f = 0,04$ et $k = 0,9$; pour un centimètre de canal d'alimentation (b) Cas optimiste : $k = 0,34$; cas pessimiste : $k = 0,9$; sans canal d'alimentation ($f = 0$)

FIGURE J.3 – Evolution de la vitesse corrigée du jet en sortie d'orifice (zone de rétrécissement) en fonction de la pression incidente et des coefficients des pertes de charge (tableau J.2)

Si le contrôle du jet d'air doit se réaliser à l'aide d'une valve, pour s'affranchir des pertes de charge le long des canaux d'alimentation, il est judicieux de placer cette valve au plus près de l'orifice d'éjection. Dans ce cas, les nouvelles vitesses corrigées, ne tenant plus compte du canal d'alimentation, sont améliorées (voir figure J.3(b)).

K. Liste des publications relatives aux travaux de thèse

Récompenses

« Mention spéciale » de la part du jury de Micronora 2010 pour un micro-convoyeur pneumatique

Articles

Design and fabrication of a new two-dimensional pneumatic micro-conveyor

R. Zeggari, R. Yahiaoui, J. Malapert and J.-F. Manceau in Sensors and Actuators : A. Physical, 164, 125-130, 2010.

Conférences

Tilted micro air jet for flow control

J. Malapert, R. Zeggari, R. Yahiaoui and J.-F. Manceau in the European COMSOL Conference in Milan, Italy, 2009.

Design and realization of a microsystem for boundary layer control

J. Malapert, R. Yahiaoui, M. Addouche, J. Bennès, J.-R. Frutos, J.-R. Coudeville, J. Thèvenet, S. Euphrasie and J.-F. Manceau in International Conference on Micro and Nanotechnologies (ICMNT-2006), Algeria, 2006.

Colloques

A New Two-Dimensional Actuator For Air Flow Micro-Manipulation

R. Yahiaoui, R. Zeggari, J. Malapert and J.-F. Manceau in 1st Workshop on hardware and software implementation and control of distributed MEMS, France, 2010.

Design and realization of silicon cantilever beams in micro actuator for boundary layer control

J. Malapert, R. Yahiaoui, M. Addouche, J.-R. Frutos, J.-R. Coudeville, J. Thèvenet and J.-F. Manceau in International Workshop on High-Aspect-Ratio Micro-Structure Technology, (HARMST-2007), France, 2007.

Conception et réalisation d'un micro-actionneur électrostatique pour le contrôle de la couche limite

J. Malapert, R. Yahiaoui, M. Addouche et J.-F. Manceau dans les Journées Nationales du Réseau Doctoral en Microélectronique (JNRDM-2007), France, 2007.

Conception et réalisation d'un microsysteme pour le contrôle de couche limite

J. Malapert, R. Yahiaoui, J.-R. Coudeville, J. Thèvenet et J.-F. Manceau dans l'Atelier LEA (Laboratoire Européen Associé) Institut Claude Nicolas Ledoux, France, 2006.

Résumé

Aujourd'hui, les micro-systèmes distribués de type MEMS (MicroElectroMechanical Systems) peuvent apporter une réponse nouvelle aux exigences de plus en plus pointues d'applications aussi innovantes que la micro-manipulation d'objet (utilisation de micro-convoyeurs pneumatiques) ou le contrôle des écoulements fluidiques (utilisation de générateurs fluidiques de vortex).

Ce manuscrit présente la conception et la réalisation, selon des techniques de micro-fabrication, d'une matrice de micro-cellules fluidiques distribuées destinée à la micro-manipulation d'objets et au contrôle d'écoulements fluidiques. Cette matrice est composée de 64 cellules fluidiques chacune capable de produire un micro-jet d'air incliné selon quatre sens de soufflage indépendants (nord, sud, est et ouest). L'inclinaison du jet selon un angle particulier est obtenue grâce à une structure fluidique particulière réalisée par gravure DRIE (Deep Reactive Ion Etching) double face du silicium. Cette matrice est en mesure de convoyer à sa surface un objet cylindrique plat de 5 mm de diamètre et 500 μm d'épaisseur. La modification de l'écoulement fluidique turbulent le long d'une rampe inclinée, par la matrice pneumatique, a été également constatée pour une fréquence de jets pulsés de 100 Hz.

Des vitesses de jets (issus d'une de ces structures fluidiques dites escalier dont la buse d'éjection présente un diamètre caractéristique moyen d'environ 180 μm) de l'ordre de 160 m/s, pour une pression d'alimentation de 0,24 MPa, ont été mesurées par PIV (Particle Image Velocimetry).

Deux micro-actionneurs électrostatiques à effet zipping de technologie MEMS ont été étudiés et fabriqués pour réaliser une micro-valve capable de contrôler l'ouverture et la fermeture d'une buse d'éjection. A vide, une fréquence d'actionnement de 1000 Hz a été mesurée sur l'un d'entre eux pour une consommation de 13 mW sous 150 V.

Ces travaux de doctorat rentrent dans le cadre du projet ANR (Agence Nationale de la Recherche) *Smart Surface* et sont aussi l'héritage des projets européens *AeroMEMS I* et *II*.

Mots clés : Micro-actionneur électrostatique, micro-jet incliné, matrice pneumatique distribuée, contrôle fluidique, micro-convoyeur.

Abstract

Today, distributed micro-systems can answer to high specifications of challenging applications such as micro-conveyance and boundary layer control in using micro-conveyor or fluidic vortex generators. Those distributed micro-device arrays are derived from MEMS (MicroElectroMechanical Systems) techniques.

This document presents a fluidic and distributed micro-systems array designed and manufactured with MEMS techniques for micro-conveyance and boundary layer control applications. It is composed of 64 fluidic cells which are able to produce a tilted micro air jet in four independent directions (north, south, east and west). We use a double side DRIE (Deep Reactive Ion Etching) micro-technique to realize a silicon fluidic structure that is able to tilt an air jet following a specific angle. This result is checked by finite element calculations and experiments. The array of fluidic cells is able to convey a 5 mm diameter and 500 μm thick object on its surface. It can also change the turbulent fluidic flow along a slope with 100 Hz pulsated air jets.

The tilted micro air jet nozzle has an average diameter of 180 μm . A 160 m/s air jet has been measured by PIV (Particle Image Velocimetry) for a 0,24 MPa upstream pressure and for a single nozzle.

Two zipping electrostatic MEMS actuators are studied and manufactured in order to make a micro-valve running a pulsated micro-air jet. One of both has an 1000 Hz actuation frequency. A 13 mW consumption has been measured with a 150 V driving voltage.

These PhD works are fund by the ANR (Agence Nationale de la Recherche) *Smart Surface* Project and by the European *AeroMEMS I* and *II* project.

Keywords : Electrostatic micro-actuator, tilted micro air jet, distributed fluidic MEMS array, flow control, micro-conveyor.