

Dispositifs fluidiques de contrôle actif d'écoulements à base de microsystèmes magnéto-électro-mécanique (MMEMS): (conception, réalisation, tests)

Romain Viard

► To cite this version:

Romain Viard. Dispositifs fluidiques de contrôle actif d'écoulements à base de microsystèmes magnétoélectro-mécanique (MMEMS): (conception, réalisation, tests). Autre. Ecole Centrale de Lille, 2010. Français. NNT: 2010ECLI0003. tel-00665215

HAL Id: tel-00665215 https://theses.hal.science/tel-00665215

Submitted on 1 Feb2012

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers. L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

ECOLE CENTRALE DE LILLE

THÈSE

Présentée en vue d'obtenir le grade de

DOCTEUR

en Micro et Nano technologies, Acoustique et Télécommunications

par

Romain V.J. Viard

DOCTORAT DÉLIVRÉ PAR L'ÉCOLE CENTRALE DE LILLE

titre de la thèse:

Dispositifs fluidiques de contrôle actif d'écoulements à base de Microsystèmes Magnéto-Electro-Mécaniques (MMEMS) (conception, réalisation, tests)

soutenue le 28 mai 2010 devant le jury d'examen:

Président	Mr Olivier LE TRAON	Département Mesures Physiques
		ONERA
Rapporteur	Mr Daniel GUYOMAR	Professeur à l'INSA de Lyon
Rapporteur	Mr Philippe DEVINANT	Professeur à l'École Polytechnique de
		l'Université d'Orléans
Examinateur	Mr Didier PAGAN	Département Aérodynamique
		MBDA FRANCE
Examinateur	Mr Jean-pierre ROSENBLUM	Département Aérodynamique Avancée
		DASSAULT AVIATION
Directeur de thèse	Mr Philippe PERNOD	Professeur à l'École Centrale de Lille
Directeur de thèse	Mr Alain MERLEN	Professeur à l'Université de Lille 1
Directeur de thèse	Mr Vladimir PREOBRAZHENSKY	Professeur à l'École Centrale de Lille
		Directeur de recherche à l'Académie des
		Sciences de Russie
Invité	Mr Abdelkrim TALBI	Maître de conférence à l'École Centrale
		de Lille
Invité	Mr Philippe GUILLEN	DAAP/ONERA

Thèse préparée au sein du Laboratoire International Associé LEMAC Institut d'Électronique, Micro-Électronique et Nanotechnologies (IEMN, UMR CNRS 8520)

Ecole Doctorale SPI 072 (Lille I, Lille III, Artois, ULCO, UVHC, EC Lille)

Cet ouvrage est dédié à la mémoire de Jean Viard et Victor Boizot

Sommaire

R	emer	cieme	nts	5
In	trod	uction		7
1	Enj	eux et	problématiques du contrôle d'écoulements	13
	1.1	Introd	luction au contrôle d'écoulements	13
		1.1.1	Exemples	17
		1.1.2	Opportunités et compromis	20
		1.1.3	Problématiques du contrôle réactif	22
		1.1.4	Problématiques de l'action distribuée	24
	1.2	Le con	ntrôle actif par jets d'air	26
		1.2.1	Principe physique des VG fluidiques	28
		1.2.2	Éléments dimensionnant pour les actionneurs fluidiques	30
	1.3	Concl	usions	35
2	Cor	nceptio	on d'un actionneur pour le contrôle par jets continus ou pulsés	37
	2.1	Défini	tion du besoin \ldots	37
		2.1.1	Cahier des charges de fonctionnement	37
		2.1.2	Choix d'une famille technologique	38
	2.2	Analy	se des solutions micro-valves de l'état de l'art	40
		2.2.1	Micro-valves d'utilisation générale	40
		2.2.2	Valves macroscopiques pour le contrôle d'écoulement	42
		2.2.3	Micro-valves pour le contrôle d'écoulements	44
	2.3	Discus	ssion des meilleures solutions pour la conception de l'actionneur \ldots .	51
		2.3.1	Choix de l'élément obturateur	51
		2.3.2	Définition d'une forme pertinente	52
		2.3.3	Quelles caractéristiques retenir pour les capteurs?	54
	2.4	Oppor	rtunités technologiques offertes par les solutions retenues	56
		2.4.1	Les microtechnologies : des techniques irremplaçables à utiliser judicieu-	
			sement	56
		2.4.2	Le magnétisme : une méthode d'actionnement adaptée à l'échelle méso-	
			scopique	57

		2.4.3	Le prototypage rapide : de nouvelles possibilités pour la fabrication aux petites échelles	59
	2.5	Concl	usions	60
3	Mic	ro-val	ves par modulation de canal : une approche hybride	61
	3.1	Le mi	crosystème	62
		3.1.1	Aspects micro-fluidiques	63
		3.1.2	Analyse des membranes annulaires	78
		3.1.3	Réalisations technologiques	92
	3.2	Les m	odes d'actionnement	96
		3.2.1	Développement d'un banc de caractérisation micro-force	96
		3.2.2	Valves continues on/off bi statiques	97
		3.2.3	Valves pulsées	100
		3.2.4	L'auto-oscillation, un mode de pulsation à haut rendement énergétique .	105
	3.3	Intégr	ation hybride	107
		3.3.1	Réalisation du packaging	108
		3.3.2	Assemblage	109
	3.4	Carac	térisation	111
	3.5	Concl	usions	114
4	Mis	e en a	euvre expérimentale du contrôle d'écoulements par jets d'air	115
	4.1	Décoll	lement sur plaque plane	115
		4.1.1	Configuration de veine	116
		4.1.2	Dispositifs d'essais	117
		4.1.3	Résultats aérodynamiques	118
	4.2	Décoll	lement dans une entrée d'air serpentine de missile	120
		4.2.1	Configuration de veine	121
		4.2.2	Dispositif d'essais	122
		4.2.3	Résultats aérodynamiques	123
	4.3	Décoll	lement sur une aile d'avion	125
		431		105
		T.O.T	Configuration de veine	125
		4.3.2	Configuration de veine	125 126
		4.3.2 4.3.3	Configuration de veine	125 126 127
	4.4	4.3.2 4.3.3 Décoll	Configuration de veine	125 126 127 129
	4.4	4.3.2 4.3.3 Décoll 4.4.1	Configuration de veine	125 126 127 129 130
	4.4	4.3.2 4.3.3 Décoll 4.4.1 4.4.2	Configuration de veine	125 126 127 129 130 132
	4.4	4.3.2 4.3.3 Décoll 4.4.1 4.4.2 4.4.3	Configuration de veine	125 126 127 129 130 132 133

		4.5.1	Configuration de veine	138
		4.5.2	Dispositif d'essais	138
		4.5.3	Résultats aéro-acoustiques	139
	4.6	Décoll	ement sur une pale de turbine	140
	4.7	Conclu	usions	141
5	Inté	gratio	n de capteurs	143
-	5.1	Capter	urs de température	144
	5.2	Capter	urs de débit à micro-fil chaud micro-suspendu	150
	5.3	Capter	urs de pression	157
		5.3.1	Capteur de pression capacitif sur PDMS	157
		5.3.2	Capteur de pression à jauge de déformation	163
		5.3.3	Capteur de pression Pirani	167
	5.4	Conclu	lsions	173
6	Syn	thèse		175
U	6 1	Exploi	tation des travaux pour la définition d'un nouvel actionneur	175
	0.1	6.1.1	Optimisation magnétique par algorithme génétique sous MATLAB.	176
		6.1.2	Réalisation d'une soupape par micro-moulage	180
		6.1.3	Fabrication d'un packaging pressurisé	182
		6.1.4	Électronique	185
	6.2	Perspe	ectives	187
		6.2.1	Alimentation inductive des systèmes de capteurs	187
		6.2.2	Intégration des capteurs dans la valve de cinquième génération.	189
		6.2.3	Récupération sans fil des données mesurées.	190
	6.3	Conclu	usions	190
7	Con	clusio	n	191
8	Ann	exes		195
U				100
Li	ste d	es figu	Ires	198
Li	ste d	es tab	leaux	205
Ré	éférei	nces bi	ibliographiques	206

Remerciements

Ce travail a été réalisé au sein du Laboratoire Européen associé en Magnéto-Acoustique non-linéaire de la Matière Condensée (LEMAC), laboratoire franco-russe, dont la partie française est située à l'institut d'Électronique, de Microélectronique et de Nanotechnologie (IEMN, CNRS/UMR 8520). Je remercie la DGA pour m'avoir témoigné sa confiance en accordant les financements sans lesquels cette thèse n'aurait pas pu être poursuivie.

Je veux tout d'abord exprimer toute ma gratitude à mes encadrants, M. Philippe Pernod et M. Vladimir Preobrazhensky, professeurs à l'École Centrale de Lille, et M. Alain Merlen, professeur à l'Université de Lille 1, pour m'avoir accueilli au sein de leur équipe. Ils m'ont fourni direction et soutien durant toute la durée de cette thèse et la richesse des travaux effectués est le fruit de la confiance qu'ils m'ont témoignée.

Cette thèse a été rendue possible également par le soutien et l'amitié de tous les membres présents et passés du LEMAC. L'environnement de recherche varié rencontré dans cette équipe a rendu mon expérience à Lille particulièrement enrichissante. Je dois remercier tout particulièrement M. Abdelkrim Talbi pour son investissement dans l'encadrement de mon travail et l'indéfectible assistance qu'il m'a apportée durant tous les temps forts de ces recherches. Je tiens aussi à remercier spécialement Olivier Ducloux, Nicolas Tiercelin, Hélène Delsarte, Leticia Gimeno, Jéremy Streque et Yannick Dusch, collègues mais avant tout amis du LEMAC, pour toute l'aide qu'ils ont pu m'apporter.

Je veux aussi exprimer ma reconnaissance à tous les personnels de l'IEMN qui ont permis ces recherches. Je remercie sincèrement M. Loic Lam et M. Abdelhakim Ramzi, techniciens en mécanique à l'Université de Lille 1, qui ont fabriqué toutes les pièces de mécaniques utilisés dans ce travail. J'associe à ces remerciements M. Simon Thomy et M. Denis Le Picart, de l'École Centrale de Lille, pour leur assistance dans les réalisations en électronique et prototypage rapide. Merci aussi Nicolas Boucart et Vincent Maurice pour votre participation aux travaux sur les structures polymères.

Ensuite je voudrais associer à ces travaux toutes les personnes qui ont participé à la réalisation des campagnes d'essais en soufflerie et avec qui je partage les résultats. En premier lieu je remercie M. Eric Garnier, ONERA Meudon, M. Didier Pagan, MBDA, M. Jean-Pierre Rosenblum, Dassault Aviation, et M. Patrick Gilliéron, Renault, qui ont dirigés les différents projets. Ensuite ma reconnaissance va à toutes les équipes des souffleries où j'ai eu la chance de travailler : le personnel de l'ONERA Lille (Marc Pruvost), le personnel de l'ONERA Modane, les membres du LEA Poitiers (Jean Tensi, Jean-Pierre Bal, Jean-Marc Breux), les membres de l'institut PRISME d'Orleans (Azedine Kourta, Régine Weber, Stephane Loyer), les membres du LMFA (Daniel Juvé, Pascal Souchotte, Thomas Castelain) et enfin Tony Arts du von Karman Institute de Bruxelles.

Enfin je ne sais comment remercier mes parents, ma sœur, ma compagne Aline et le reste de ma famille pour leurs encouragements, leur patience, leur amour et leur support indéfectible durant ces longues année d'études. Oui je pense aussi qu'il est temps que je cherche un vrai travail...

Introduction

Le monde change. Le XX^{ème} siècle a été façonné en occident par un immense progrès scientifique et une aspiration de confort et de loisir. Les technologies, les voyages, sont devenus des biens de consommation de masse entraînant une modification profonde de nos modes de vie. La consommation énergétique a explosé. Avec l'extension de ces modes de vie à une plus grande partie de la population de la planète, il est vite devenu évident que ces développements ne sont pas soutenables. Le XXI^{ème} siècle est ainsi marqué par une forte augmentation du coût de l'énergie et par un réchauffement climatique inquiétant, fruits de notre appétit insatiable d'énergie fossile. Ces deux phénomènes, spectaculaires et sur-médiatisés, ont permis d'ancrer rapidement dans la conscience collective la notion de développement durable. La sphère politique s'est donc naturellement emparée de la thématique de l'écologie, et impose désormais des normes de plus en plus restrictives en terme de protection de l'environnement.

L'industrie des transports est ainsi soumise à une pression réglementaire de plus en plus forte concernant les émissions sonores et les émissions de CO_2 de ses véhicules. Ainsi la communauté européenne fixe aujourd'hui des objectifs clairs et ambitieux aux constructeurs automobiles en termes d'émission de gaz à effet de serre : les rejets de gaz carbonique ne devront pas dépasser 120 g/km à l'horizon 2012 [1] et sans doute 90 g/km vers 2018. Pour atteindre ce résultat, des solutions de rupture doivent être imaginées, par exemple pour réduire d'au moins 20 % la traînée aérodynamique d'ici à l'échéance 2012. Avec l'arrivée au pouvoir de l'administration Obama, les USA sont en train de rejoindre l'Europe dans ce domaine. Dans le secteur aéronautique, des efforts importants sont effectués depuis les dernières décennies pour diminuer la consommation et le bruit engendré par les appareils. L'Organisation International de l'Aviation Civile (ICAO) [2, 3] impose ainsi des critères de certification sur l'émission de bruit des aéronefs qui ont déjà permis en 2006, une réduction des émissions sonores de 30 dB par rapport aux premiers avions de ligne à turboréacteurs. De plus l'explosion du coût des carburants a mis en difficulté la plupart des compagnies aériennes, les incitant à renouveler leurs flottes pour des appareils plus sobres énergétiquement. La consommation des avions devient donc un élément marketing primordial pour les constructeurs aéronautiques.

Le contexte actuel est ainsi très favorable à l'émergence au niveau industriel de technologies de rupture permettant d'obtenir les gains indispensables en terme de consommation énergétique pour les véhicules de demain. D'importants programmes de recherche sont mis en place, notamment au niveau européen, pour accompagner ces évolutions. Le programme Clean Sky [4] (2008-2014) vise par exemple une réduction de 20 - 40% des émissions de CO_2 , de 40% de NO_x , et une réduction de 30 % à 50 % du bruit émis par les avions de ligne. Cette thèse s'inscrit dans le cadre de plusieurs de ces programmes de recherche :

- programme européen FP6 ADVACT [5]: (2003-2007) piloté par Rolls Royce pour le développement d'actionneurs avancés permettant d'obtenir un changement de rupture dans les techniques utilisées pour le contrôle des systèmes de propulsion aéronautiques;
- Plan d'Étude Amont DGA ETIA (2005-2007) piloté par la société MBDA pour l'Étude de Techniques Innovantes pour l'Aéronautique, appliquées aux missiles de croisière;
- Plan d'Étude Amont DGA d'Aérodynamique et de Mécanique du vol (2004-2008) géré par Dassault Aviation;
- Projet « Aéronef à faible bruit » OSCAR/IROQUA [6] (2007-2008) financé par la Fondation de Recherche pour l'Aéronautique et l'Espace (FRAE);
- projet « Evaluation d'un réseau d'actionneurs micro-valves magnétostatiques pulsées pour la réduction de la traînée sur le corps d'Ahmed » (2008-2009) dans le cadre du CNRTr2A
 [7] : Centre National de Recherche Technologique pour l'Aérodynamique et l'Aéroacoustique des véhicules terrestres;
- travaux collaboratifs dans le cadre du GDR2502 [8] : Groupe de Recherche pour le contrôle des décollements.

Ces programmes soutiennent le développement de nouvelles technologies pour une discipline de la mécanique des fluides appelée « contrôle actif des écoulements ». Le contrôle actif n'est pas une idée nouvelle puisque des techniques de contrôle de couche limite par soufflage ou aspiration notamment ont été introduites dès les années 60 sur des avions produits en série comme le Lockheed F-104 [9]. Mais la complexité des techniques mises en jeu et la compréhension limitée des phénomènes de turbulence n'ont pas permis à l'époque l'essor de cette discipline. D'autres solutions développées comme les dispositifs hypersustentateurs, permettaient de répondre aux problématiques d'alors et l'intérêt pour le contrôle actif s'est atténué jusqu'aux années 90. A cette période, l'émergence de nouvelles techniques de visualisation et de simulation a permis une grande avancée dans la compréhension du phénomène de turbulence. Ensuite de nouveaux actionneurs, tels que les jets synthétiques, ont permis la démonstration de l'intérêt du contrôle actif pour l'aérodynamique de demain. Les applications sont multiples : la réduction de la traînée et donc de la consommation des véhicules, la réduction du bruit, l'augmentation de la portance des profils aérodynamiques et des progrès dans la sécurité des vols par un meilleur contrôle du phénomène de décrochage, une simplification des organes de navigation des appareils et donc une simplification de la conception et de la fabrication des appareils, la viabilisation de formes aérodynamiques inutilisables jusqu'à présent ...

La mise en œuvre à un niveau industriel des techniques développées pour le contrôle actif d'écoulements se heurte encore aujourd'hui à la disponibilité d'actionneurs permettant d'assurer le contrôle dans des conditions intéressantes de rendement, d'installation, de fiabilité et de maintenance. L'objectif de ce travail est de développer des micro-actionneurs fluidiques polyvalents associés en réseaux et permettant de répondre aux besoins des techniques de contrôle actif en conditions réalistes d'utilisation. Une attention particulière est apportée à la viabilité du système développé en vue d'une utilisation massive tout d'abord en soufflerie, puis éventuellement au niveau industriel. La capacité de l'actionneur à assurer des cas concrets de contrôle est démontrée au travers d'une série d'essais réalisés dans le cadre des programmes de recherche précités.

Les microtechnologies sont un domaine en plein développement avec de fortes potentialités pour la mécanique des fluides. La capacité à fabriquer des capteurs de grande sensibilité, suffisamment miniaturisés pour permettre une bonne résolution à l'échelle de la turbulence et intégrables directement en paroi, est une des applications les plus intéressantes pour ce domaine [10]. Les microtechnologies offrent également la possibilité de fabriquer des micro-actionneurs de taille compatible avec les besoins du contrôle d'écoulement et d'y intégrer des capteurs permettant d'agir en boucle fermée. De plus ces techniques de fabrication sont issues de la micro-électronique, elles sont donc collectives et permettent de produire les micro-actionneurs en masse pour un coût « réduit ». Le travail présenté ici se base sur les techniques de la microtechnologie et sur l'ensemble des ressources disponibles dans la salle blanche du laboratoire d'accueil, l'Institut d'Électronique, de Micro-électronique et de Nanotechnologie de Lille. Cependant, d'autres microtechniques sont utilisées quand elles sont plus pertinentes techniquement ou économiquement.

Parmi les démonstrations effectuées en contrôle actif d'écoulements, l'utilisation de générateurs de tourbillons fluidiques est particulièrement prometteuse. Le principe de l'actionnement consiste à souffler de petites quantités d'air (appelées « micro-jets ») à travers des trous de taille submillimétrique. Ces micro-jets viennent perturber la couche limite en générant des tourbillons longitudinaux, favorisant ainsi la ré-énergisation de l'écoulement en paroi. Il est ainsi possible en soufflant en amont du décollement de provoquer un recollement sur les écoulements situés en aval. Il a aussi été démontré qu'en utilisant des jets oscillatoires, il est possible d'exciter des fréquences sensibles de l'écoulement et de la turbulence [9]. Cependant, ces démonstrations ont été effectuées jusqu'ici avec des actionneurs macroscopiques difficilement utilisables pour des applications industrielles. **Dans ce travail, nous nous attacherons à concevoir des micro-valves miniaturisées associées en réseaux permettant de générer des jets d'air continus ou pulsés jusqu'à des fréquences de l'ordre du kilohertz et capables de caractériser l'action effectuée sur l'écoulement. Pour cela l'apport des microtechnologies est indéniable, tant du point de vue des possibilités offertes en terme de fabrication de dispositifs microscopiques que d'intégration directe de capteurs et d'électronique.**

Ces travaux ont été réalisés au sein du LEMAC, Laboratoire Européen associé en Magnéto Acoustique non linéaire de la Matière Condensée, sous la direction des professeurs Philippe Pernod, Alain Merlen et Vladimir Preobrazhensky, avec le soutien financier de la DGA. Ils sont la poursuite des travaux effectués par Olivier Ducloux durant sa thèse intitulée « *MicroSystèmes Magnéto Mécanique (MMMS) pour le contrôle actif d'écoulements aérauliques* » [11], effectuée entre 2004 et 2006.

Ce document intitulé « Dispositifs fluidiques de contrôle actif d'écoulements à base de Microsystèmes Magnéto-Electro-Mécaniques (MMEMS) (Conception, réalisation, tests) » est composé de 6 parties distinctes :

Dans un premier chapitre, nous présenterons le domaine du contrôle d'écoulements en général et quelques unes de ses applications les plus prometteuses. Une réflexion sera engagée pour essayer de dégager les problématiques de la mise en œuvre concrète des stratégies de contrôle d'écoulements dans le cadre d'applications industrielles. Nous dégagerons ensuite les principes physiques qui gouvernent le contrôle d'écoulements par jets pulsés et nous effectuerons un état de l'art des réalisations dans le domaine des vortex générateurs fluidiques.

Dans un second chapitre, un cahier des charges des micro-actionneurs souhaités sera établi. Les fonctionnalités dégagées seront ensuite comparées avec l'état de l'art des micro-valves MEMS et avec les solutions macroscopiques employées actuellement dans les essais en soufflerie. Une discussion sera menée sur les solutions techniques et physiques les plus à même de satisfaire le cahier des charges fixé et les formes générales des micro-actionneurs et des capteurs intégrés seront définies.

Le troisième chapitre constitue le cœur du travail de cette thèse. Il est consacré au développement des différents éléments du micro-actionneur générique du réseau, la micro-valve, l'actionneur magnétique et le packaging ainsi qu'au développement des outils de caractérisation. Tout d'abord des études sur l'écoulement dans le micro-canal interne à la micro-valve et sur le résonateur mécanique à base de membrane annulaire destiné à son actionnement sont menées pour dimensionner au mieux la micro-valve. Sa fabrication est ensuite détaillée. Différentes solutions d'actionnement magnétiques ou basées sur une auto-oscillation générée par un couplage fluide/structure sont ensuite étudiées. Un packaging fabriqué à partir de techniques de prototypage rapide nous permet enfin d'assembler les différentes parties du micro-actionneur et de le caractériser.

L'actionneur développé est valorisé dans le quatrième chapitre au travers de 7 campagnes d'essais en soufflerie. L'intégration des micro-valves mises en réseaux est réalisée en plaque plane, sur une entrée d'air coudée, sur une aile d'avion, sur une maquette automobile, dans les pales d'un turbocompresseur et sur une tuyère démontrant ainsi l'applicabilité des microactionneurs développés à la plupart des domaines de l'aérodynamique. L'intérêt du contrôle actif d'écoulement à base de jets pulsés générés par des MEMS est démontré dans des conditions d'écoulement réalistes pour les applications industrielles. Enfin l'expérience emmagasinée nous permet de donner des pistes de développement pour le système de contrôle actif complet afin d'améliorer le déroulement et la qualité des essais futurs.

Dans le cinquième chapitre une étude sur l'intégration bas coût de capteurs au sein même des micro-valves est conduite. Des capteurs de vitesse d'écoulement et de pression, basés sur des procédés thermiques ou sur la déformation du PDMS, sont réalisés et leurs performances comparées favorablement à l'état de l'art. Ces capteurs sont incorporés dans le micro-canal de la valve pour démontrer la faisabilité des solutions développées. L'étude nous permet de concevoir un débitmètre massique haute fréquence comportant trois capteurs (température, pression et vitesse du gaz) fabriqués simultanément durant le même procédé technologique bas coût.

Le sixième et dernier chapitre nous permet d'effectuer une synthèse de tous les travaux effectués et de définir un micro-actionneur générique optimal au regard des réalisations de cette thèse. La taille de la structure est minimisée grâce à l'optimisation de l'actionneur magnétique et l'utilisation d'une forme se rapprochant de celle des soupapes. Le capteur débitmétrique est intégré. De nouveaux procédés de fabrications plus pertinents industriellement sont introduits et la question de l'électronique accompagnant l'actionneur est abordée. Finalement des perspectives sont proposées pour l'intégration sans fil des réseaux de capteurs intégrés.

La conclusion de ce manuscrit donne l'occasion d'effectuer un rappel des principales réalisations de ce travail et de souligner leurs apports pour les communautés des microsystèmes et du contrôle d'écoulement aérodynamique.

1. Enjeux et problématiques du contrôle d'écoulements

L'objectif ambitieux de ce travail est de définir un actionneur permettant de faire aboutir à un niveau quasi-industriel les solutions offertes par le contrôle actif d'écoulement. Pour cela il est important de comprendre les problématiques concrètes rencontrées dans la mise en œuvre de ces techniques. Ce chapitre s'attachera donc tout d'abord à présenter le contrôle d'écoulement en général, ses utilisations et les stratégies d'utilisation de ses techniques. Les solutions de contrôle actif qui semblent les plus abouties seront ensuite présentées. Une réflexion menée sur les opportunités et les compromis de cette nouvelle approche de l'aérodynamique nous permettra de dégager des premiers critères de pertinences pour la définition de la forme de notre actionneur. Dans la seconde partie du texte, on étudiera les principes gouvernant le contrôle actif d'écoulements par jet d'air pour définir les paramètres physiques importants pour notre actionneur et on étudiera l'état de l'art dans le domaine des vortex générateurs fluidiques.

1.1 Introduction au contrôle d'écoulements

Le contrôle d'écoulements est une technique qui permet de manipuler un écoulement (libre ou à proximité d'une paroi) à l'aide de dispositifs (passifs ou actifs) pour y produire des changements favorables. Ces changements sont, par exemple au niveau de la couche limite, le retardement ou l'avancement de la transition laminaire/turbulent, le contrôle de la turbulence ou la prévention du décollement. Ces modifications sur l'écoulement produisent des conséquences favorables pour l'utilisateur, comme par exemple la réduction de la traînée, l'augmentation de la portance, la réduction du bruit ou l'amélioration du mélange dans la couche limite. On doit l'origine du contrôle d'écoulements à Prandtl [12], qui en 1904 introduisit le concept de couche limite d'un écoulement autour d'un obstacle solide. Il y donnait aussi une explication physique du phénomène de décollement de la couche limite et il fut le premier à proposer une solution permettant de favoriser le ré-attachement à la paroi d'un écoulement décollé.

Les écoulements peuvent être modifiés à diverses échelles. Tout d'abord à **grande échelle** il est possible de venir défléchir le flux de l'air grâce à des obstacles mécaniques macroscopiques. C'est la base même des méthodes de direction des avions grâce aux volets et aux gouvernes. Les dispositifs hypersustentateurs, dont l'origine remonte aux années 1910-1920, découlent des travaux de Page (Grande Bretagne) et de Lachmann (Allemagne) [13]. Leur principe est d'augmenter la surface de l'aile et sa courbure (parfois aussi l'angle d'attaque) pour augmenter la

portance (figure 1.1) dans les phases de vol à basse vitesse. Leur nécessité réside dans les compromis qui sont fait au niveau de l'aérodynamique dans les performances des aéronefs entre les différents régimes de vols. D'autres dispositifs comme les winglets, situés en bout d'aile, permettent d'agir sur les tourbillons marginaux pour réduire la traînée.



FIGURE 1.1 – GAUCHE : effets des volets sur le coefficient de portance [14]. DROITE : image d'un Airbus A300 avec volets Fowler, becs à fente et winglets [15].

A une échelle plus petite, au niveau de la couche limite, il est possible de venir influer sur la répartition de l'énergie dans le flux d'air dans le but de modifier l'écoulement de façon bénéfique. Il est par exemple possible d'agir sur le décollement, soit en passant d'une couche limite laminaire à une couche limite turbulente (moins sensible au décollement), soit en ré-énergisant la couche limite en introduisant directement de la quantité de mouvement ou en favorisant le mélange par le biais de tourbillons. Les générateurs de tourbillons (VG) mécaniques se présentent sous la forme de plaquettes disposées en biais par rapport à l'écoulement (figure 1.2). Ces dispositifs passifs permettent la génération de tourbillons favorisant le mélange turbulent entre l'écoulement principal et la couche limite. Cet apport supplémentaire d'énergie dans la zone de proche paroi permet de recoller ou d'éviter le décollement et d'éviter par exemple le décrochage.

A l'échelle microscopique, il est possible de venir agir sur la couche limite au niveau de la paroi pour réduire le frottement local. Deux méthodes permettent de réussir ceci. La première est de maintenir la couche limite laminaire, ce que l'on appelle le contrôle d'écoulement laminaire ou « Laminar Flow Control » (LFC) an anglais. La deuxième est de réduire la contrainte pariétale générée par la couche limite turbulente en apportant des modifications locales des propriétés de la paroi solide. Les riblets (figure 1.3) appartiennent à la deuxième catégorie. Ces dispositifs



FIGURE 1.2 – GAUCHE : principe de fonctionnement des VG [13]. DROITE : exemple de VG's sur les ailes d'un Airbus A340-600 [15].

sont simplement une série de sillons minuscules dans le sens de l'écoulement qui forment un profil en dents de scie dans la direction transversale. On l'appelle aussi effet peau de requin parce que ce type de structuration de paroi est retrouvé dans la peau des requins [16].



FIGURE 1.3 – GAUCHE : principe de fonctionnement des riblets [13]. DROITE : agrandissement des riblets fabriqués par 3M [17].

Pour chacune de ces échelles des phénomènes physiques adaptés doivent être exploités, ce qui s'accompagne d'une problématique spécifique de mise en place. Cependant les différents modes de contrôle partagent un même schéma stratégique d'utilisation, comme l'a défini Gad-el-Hak [18], que l'on représente figure 1.4.



FIGURE 1.4 – Stratégies de contrôle [18].

Chaque mode de contrôle peut ainsi être mis en place avec différents niveaux « d'intelligence » par rapport à l'écoulement. Le point clé est l'optimisation de la dépense énergétique pour sa mise en œuvre au prix d'une augmentation de la complexité technologique du système :

- un système est dit passif quand il fonctionne en permanence et ne nécessite pas d'énergie. Les systèmes passifs amènent généralement des effets collatéraux négatifs quand ils ne sont pas utiles. Par exemple, les VG mécaniques retardent le décollement ce qui accroit la portance dans les phases de décollage et d'atterrissage, mais génèrent une traînée supplémentaire significative en régime de croisière;
- un système est dit actif si il peut être mis en marche seulement quand il est nécessaire. Il nécessite donc de l'énergie pour fonctionner. Parmi les systèmes actifs on distingue :
 - les systèmes actifs au fonctionnement prédéterminés, dont la loi de commande dépend uniquement des paramètres de vol (vitesse, incidence, masse). C'est par exemple le cas des dispositifs hypersustentateurs;
 - les systèmes actifs au fonctionnement réactifs qui s'adaptent dynamiquement aux conditions des écoulements grâce à des capteurs. Le grand intérêt de cette stratégie est que l'on agit uniquement *où et quand* cela est nécessaire. Selon la forme des lois de commande on dira que le contrôle est en boucle ouverte, quand seul l'écoulement amont est pris en compte, et en boucle fermée, quand l'effet réel de l'actionneur est mesuré et pris en compte dans la consigne.

Des exemples de mise en place de ces différentes stratégies sont présentés par la suite.

1.1.1 Exemples

Il ne serait pas utile à ce point de définir, un état de l'art du contrôle d'écoulement tellement le domaine est vaste et les problématiques différentes suivant les applications. Nous nous contenterons ici de présenter quelques uns des travaux représentatifs du domaine pour servir de base à une réflexion sur leur mise en œuvre dans le cadre d'applications à l'échelle industrielle. D'autres cas pratiques seront présentés au chapitre 4.

Contrôle actif prédéterminé par surfaces à cambrure adaptative : l'adaptation des paramètres aérodynamiques d'un aéronef (figure 1.5) suivant les conditions de vol permet de réduire sensiblement la traînée aérodynamique. Le profil des ailes est par exemple défini pour fournir la portance nécessaire à l'avion quand il emporte sa charge maximale. Durant une mission, le besoin en portance évolue fortement avec le régime de vol (décollage/croisière/atterrissage) et avec le poids de l'appareil. Les ailes à cambrure adaptative permettent de faire varier le profil de l'aile pour adapter la portance et minimiser la traînée induite par les ailes. Les premiers becs et bords de fuites adaptatifs ont été réalisés dans les années 80 à base de mécanismes traditionnels. La complexité des systèmes et le surplus de poids embarqué compromettaient le rendement. Plus récemment, les efforts de recherche se sont portés sur de nouvelles structures hautement déformables dites « compliant structures » (figure 1.6) actionnées par des matériaux actifs permettant de concevoir des surfaces adaptatives sans mécanismes et qui nécessitent donc un encombrement et un poids réduits.



FIGURE 1.5 – Bord de fuite déformable développé dans les années 80 pour le F-111 à base de mécanismes traditionnels [19].



FIGURE 1.6 – Bord de fuite déformable conçu en 2002 à base de structures déformables dites « compliant structure » permettant une déflexion de $\pm 10^{\circ}$ et une torsion de 3° par mètre du volet [19].

Contrôle actif des décollements en boucle fermée par jets synthétiques : le décollement est une séparation de l'écoulement depuis une surface solide (figure 1.8) qui génère une forte perte d'énergie et limite en pratique de nombreux dispositifs aérodynamiques (ailes, entrées d'air de réacteurs ...). La suppression de ce phénomène est activement recherchée depuis près d'un siècle car elle est potentiellement très rentable dans un grand nombre d'applications. Greenblatt et Wygnanski [9] ont démontré en 2000 qu'il est possible de rattacher efficacement les écoulements décollés grâce à une excitation périodique des fréquences caractéristiques du sillage et de la couche limite. Cattafesta et al. [20] ont appliqué cette solution sur un profil NACA 0025 (figure 1.7 et 1.8) à l'aide de jets synthétiques et ont optimisé la performance énergétique du contrôle grâce à une rétroaction entre le signal de commande et les mesures de portance et de traînée réalisées par une balance. Ils ont démontré ainsi un gain optimal d'un facteur 2 à 3 du rapport portance/traînée à 20° d'incidence et une optimisation du rendement énergétique du ré-attachement.

Contrôle actif en boucle ouverte de turbulence grâce à une matrice actionneurs / capteurs MEMS : le développement des microtechnologies rend possible la vérification de phénomènes de contrôle jusqu'ici seulement observés en simulation. Il a ainsi été proposé qu'il soit possible de réduire le frottement turbulent en agissant de façon réactive sur les tourbillons quasi-longitudinaux de proche paroi [21] et sur les « streaks » de surfrottement induits, de façon à réduire l'intensité tourbillonnaire. La réalisation pratique de cette forme de contrôle actif nécessite des matrices aussi larges que possible d'actionneurs et de capteurs couplés (figure 1.9), de tailles submillimétriques correspondant à la taille des structures turbulentes à la paroi, et commandées réactivement par des algorithmes de contrôle. Kasagi et al. [22] ont ainsi été les premiers à démontrer une réduction du frottement turbulent de près de 7 % grâce à une matrice



FIGURE 1.7 – Profil NACA 0025 équipé de 4 jets synthétiques situés près du bord d'attaque (# 1 et # 2) et au point d'épaisseur maximale de l'aile (# 3 et # 4) inclinée à 20° en incidence. Le système est contrôlé en boucle fermée par rapport à des mesures de type pesée [20].



FIGURE 1.8 – Visualisation de l'écoulement décollé (à gauche) et ré-attaché (à droite) par l'action des jets synthétiques [20].

de capteurs de frottement pariétal à film chaud et d'actionneurs magnétiques. Cette forme de contrôle est évidemment très complexe à mettre en place et reste un défi technologique pour la fabrication des matrices d'actionneurs [21, 23, 24].



FIGURE 1.9 – Schéma et réalisation d'une matrice de 48 actionneurs et capteurs de frottement pariétal réalisée en technologies MEMS par Kasagi et al. [25].

1.1.2 Opportunités et compromis

L'analyse de l'intérêt réel des technologies de contrôle d'écoulement est probablement un problème encore plus compliqué que le contrôle d'écoulement lui-même. A notre connaissance aucun travail scientifique n'a été publié récemment sur le sujet. Viard [26] montre sur un modèle numérique de missile de croisière (figure 1.10) couplant un simulateur de propulsion et un modèle aérodynamique que l'implantation directe des technologies de contrôle d'écoulements existantes sur un missile conçu pour fonctionner sans contrôle ne permet pas d'obtenir des gains de performances assez significatifs, une fois des pénalités réalistes appliquées (figure 1.11), pour une mise en œuvre industrielle.

Les problèmes sont multiples :

- il est difficile de quantifier exactement le coût énergétique et le bénéfice apporté par un système. Il dépend fortement du véhicule considéré et de son régime d'utilisation, de l'énergie embarquée disponible, de comment l'énergie est prélevée ...
- les phénomènes de déperdition énergétique sur des écoulements réels 3D sont généralement non-linéairement couplés entre eux alors que les mécanismes de contrôle et leurs effets sont principalement quantifiés dans la littérature pour un seul phénomène et sur un écoulement 2D. De plus l'effet produit peut être dans l'absolu très important, par exemple une réduction de 40 % du frottement turbulent sur une aile, mais rester peu significatif à l'échelle des pertes totales sur le véhicule;



FIGURE 1.10 – Schéma du modèle mis en place par Viard [26] pour l'estimation des gains possibles sur un missile de croisière générique.



FIGURE 1.11 – Diagramme des gains simulés sur le domaine de vol d'un missile générique équipé de système de contrôle de décollement, de frottement, de vrillage et cambrure adaptatifs [26].

Romain VIARD

- l'implantation directe de technologies de contrôle sur des éléments aérodynamiques conçus pour avoir des performances raisonnables sans contrôle conduit logiquement à des gains en performance faibles. Dans l'exemple du missile précédent, l'entrée d'air du missile n'avait jamais de rendement inférieur à 0.94 sans contrôle, la marge de progrès était donc relativement faible. Les éléments aérodynamiques doivent donc être spécialement développés en prenant en compte une technologie de contrôle pour que l'impact soit important. Le gain réel n'est donc pas toujours un gain en performance aérodynamique mais un gain en masse, en volume, en complexité ou en furtivité;
- l'impact des systèmes doit être évalué sur l'ensemble des modes de fonctionnement des véhicules et sur l'ensemble de leur durée de vie. Chaque type de véhicule à un cycle d'utilisation et d'entretien propre qui influe sur le rendement d'un système de contrôle d'écoulements. On comprend aisément qu'un même système installé sur un missile qui a une durée de vie de quelques dizaines de secondes ou sur un avion qui est en service durant des dizaines d'années et qui est révisé régulièrement n'aura pas le même coût global. Le temps effectif de fonctionnement des systèmes de contrôle est aussi à prendre en compte : un système utile seulement sur autoroute pour une voiture ou au décollage pour un avion n'a pas le même impact global qu'un système fonctionnant en régime de croisière;
- l'impact des systèmes dépasse aussi souvent le cadre de l'aérodynamique et peut avoir des répercussions sur le fonctionnement des motorisations;
- il est difficile d'estimer le coût financier de fabrication et d'installation de ces systèmes à grande échelle.

L'analyse de l'intérêt et des compromis dans l'application des technologies de contrôle d'écoulements nécessite donc la mise en place de modèles extrêmement complexes, travail qui reste aujourd'hui à accomplir. Il n'existe probablement pas de réponse universelle pour ce qui est de la technologie la plus intéressante ou la plus viable au point de vue industriel. Il n'est donc pas évident de définir la pertinence d'un actionneur en se basant sur la pertinence d'un type donné de contrôle. Seules des estimations très grossières sont disponibles pour orienter les choix. A titre d'exemple, la puissance mesurée pour assurer le contrôle du décollement sur lunette arrière d'une géométrie simplifiée d'automobile [27] associée à la réduction de traînée mesurée dans la meilleure configuration montre qu'il est possible de réduire de 2500 Watt la puissance aérodynamique d'un véhicule réel à 130 km/h en délivrant 50 Watt à des actionneurs de type jets synthétiques.

1.1.3 Problématiques du contrôle réactif

Les techniques de contrôle réactif permettent d'optimiser le rendement énergétique des modes de contrôle actif au prix d'une complexité technologique plus importante car ils nécessitent l'utilisation de capteurs. L'exemple précédent du contrôle de décollement réalisé par

Cattafesta [20] montre bien tout l'intérêt fondamental de ce mode de contrôle. L'intérêt industriel est lui beaucoup plus discutable. Les deux problématiques rencontrées pour le contrôle réactif sont :

- quelles sont les mesures à effectuer pour qualifier le phénomène que l'on veut contrôler dans l'écoulement et quels sont les moyens à disposition?
- quelle loi de commande faut-il utiliser?

Ces deux questions ont des réponses tout à fait différentes suivant que l'on considère un essai en soufflerie ou une application réelle. Les principales différences naissent des contraintes environnementales sur les systèmes, des différences de fiabilités requises et de la complexité admissible des systèmes.

Acquisition des grandeurs aérodynamiques

L'identification des structures présentes dans l'écoulement est un problème extrêmement différent suivant que l'on travaille en simulation [28], en soufflerie ou sur un véhicule en conditions réelles. A l'échelle globale, on peut mesurer la portance ou la traînée :

- de façon directe en soufflerie grâce à des mesures de pesée. C'est la solution utilisée par Cattafesta [20];
- de façon indirecte seulement sur un véhicule réel, en mesurant la consommation ou la déformation des ailes par exemple.

A l'échelle locale, principalement deux types de mesures peuvent être effectuées : des mesures de pression ou des mesures de vitesse.

- en soufflerie tout un arsenal de capteurs et de techniques est à disposition. Patel et al. [29] démontrent qu'il est possible d'identifier le décrochage d'une aile grâce à un unique capteur de pression instationnaire en guettant l'apparition de fluctuations anormales de pression. Seifert [30] démontre qu'il est possible de localiser le point de décollement sur une aile grâce à une série de films chauds en mesurant l'équilibre entre les structures turbulentes de petites et grandes tailles dans la couche limite. Alam [31] et Liu [32] mesurent aussi la position du décollement par film chaud en relevant complètement le profil de frottement pariétal sur la paroi. D'autres techniques comme la PIV ou le sondage par fil chaud peuvent tout aussi bien être utilisées;
- sur un véhicule réel les moyens à disposition sont beaucoup plus limités. Les capteurs de surface comme les films chauds sont trop fragiles et sensibles à l'humidité pour une utilisation à long terme en extérieur. Les techniques de visualisation disponibles en laboratoire ne sont évidemment pas envisageables. La capacité d'acquisition et de traitement de données instationnaires à haute fréquence est aussi plus limitée. L'utilisation de capteurs de pression instationnaires sous la surface du profil est possible mais soumise aux mêmes problèmes que ceux rencontrés avec les tubes Pitot mesurant la vitesse des avions

de ligne (gel notamment).

Lois de commande des réseaux d'actionneurs fluidiques

On a vu que la commande des systèmes réactifs de contrôle d'écoulement pouvait être de plusieurs types : ouverte ou en boucle fermée. En boucle fermée, il est possible d'utiliser des lois adaptatives de commande à base d'algorithmes génétiques [28], de réseaux de neurones ou d'autres méthodes d'optimisation [20] et d'asservissement [32]. Ces méthodes se sont montrées efficaces en soufflerie pour optimiser le rendement énergétique des actionneurs de contrôle actif d'écoulement et permettent d'explorer efficacement les couplages non-linéaires présents dans l'écoulement. Ces démonstrations sont effectuées en soufflerie sur des points stationnaires. Pour une application industrielle la stabilité des algorithmes de contrôle face à un écoulement réel et leur robustesse en cas de défaillance de capteurs reste à démontrer.

L'utilisation de capteurs intégrés aux actionneurs peut permettre de réduire la complexité d'installation d'un système de contrôle réactif d'écoulement. La capacité d'intégrer directement des capteurs est l'un des avantages des technologies MEMS. Deux types de mesures sont imaginables : la caractérisation directe de l'action effectuée par l'actionneur et la mesure de caractéristiques de l'écoulement.

La caractérisation directe du fonctionnement de l'actionneur est évidemment d'un grand intérêt aussi bien au niveau expérimental pour affiner la précision des essais qu'au niveau industriel comme outil de diagnostique du fonctionnement. Des jets synthétiques instrumentés sont ainsi utilisés par Glezer [33].

La caractérisation de l'écoulement au niveau de l'actionneur pour le contrôle réactif n'a été démontrée que pour les dispositifs de contrôle de turbulence [22]. L'opportunité d'intégrer à ce niveau pour les autres applications, par exemple un capteur de pression instationnaire pour sonder l'écoulement, reste à démontrer.

1.1.4 Problématiques de l'action distribuée

A toutes les échelles, le contrôle actif d'écoulements est caractérisé par un actionnement distribué, que ce soit pour déformer en continu une grosse structure ou pour effectuer une action localisée. Suivant les applications, l'actionnement doit être réparti sur le corps de façon différente. Il peut être soit localisé en un point ou une ligne bien précis, soit couvrir de façon continue une zone plus vaste. On a vu précédemment qu'il n'est pas encore possible d'analyser précisément qu'elles sont les applications les plus rentables, mais il est logique de penser que les applications rentables seront celles produisant un maximum d'effet direct ou indirect pour un minimum de complexité. Les principes de contrôle qui trouveront une application industrielle concerneront donc probablement des phénomènes physiques d'écoulements bien localisés sur la plage de fonctionnement du véhicule sur lequel ils seront utilisés. On peut alors dégager plusieurs opportunités :

- décollement sur arête : pour un écoulement libre, un profil à rayon de courbure lentement variable connaîtra un décollement progressif en fonction de la vitesse et de l'incidence difficilement contrôlable en un seul point. Un certain nombre d'applications réelles présentent des arêtes plus ou moins vives provoquant le décollement. C'est le cas par exemple :
 - des arêtes structurelles : bords d'attaque et de fuite des ailes, volets, carrosseries automobiles, fonds de caisse;
 - des arêtes fonctionnelles : principalement utilisées en furtivité pour minimiser la réflexion des ondes radars;
- décollement dans les écoulements internes : dans les écoulements de conduite les gradients de pression sont fortement contraints par la géométrie. Les décollements ont donc une position plus stable. C'est le cas par exemple des entrées d'air;
- manœuvrabilité : les applications de manœuvres actives [34, 35, 36] ne nécessitent pas forcement de contrôler des phénomènes déjà présents dans l'écoulement. La génération de nouvelles structures permet de modifier la répartition des forces aérodynamiques et peut donc servir à diriger le véhicule. La contrainte de localisation devient donc principalement liée à la capacité de générer des structures dans l'écoulement sur l'ensemble du domaine de fonctionnement (écoulement attaché).

L'implantation concrète des actionneurs se heurte à 3 principaux problèmes : la modification de la surface pour accueillir l'actionneur, son alimentation et sa commande.

Les actionneurs interagissent avec l'écoulement, il doivent de facto être à son contact. Trois cas sont alors possibles : émergeant en surface, affleurant en surface ou sous la surface. Dans l'optique de minimiser leur influence quand ils ne fonctionnent pas, les actionneurs seront préférentiellement non émergeant en permanence. Ceci implique que l'action sera effectuée à travers la paroi. Cela va donc impacter fortement la fabrication du corps du véhicule : il présentera un usinage au niveau de chaque actionneur, des jointures, des assemblages supplémentaires.

L'alimentation énergétique est une question clef dans la mise en place d'un système de contrôle. Elle peut être de nature soit électrique, soit pneumatique, soit une combinaison des deux. La disponibilité de l'énergie électrique n'est souvent plus un problème sur les véhicules modernes qui laissent une part de plus en plus grande aux moteurs électriques. La nécessité d'une alimentation pneumatique s'avère quant-à elle plus pénalisante. Deux sources pneumatiques sont possibles : il est possible de prélever l'air directement dans l'écoulement en utilisant des différences de pression naturellement présentes (pression d'arrêt au bord d'attaque par exemple [37]) ou d'utiliser un compresseur pneumatique. La question de la tuyauterie nécessaire pour acheminer et répartir de l'air sous pression sur une vaste zone de la carrosserie est l'une des

sources de difficultés de programmes tels que le F-104 ou le MIG-21 [9]. L'alimentation du système de capteurs et d'actionneurs doit être conçue la plus uniforme possible pour limiter tant le nombre de générateurs que de câbles et de tuyaux.

La commande des actionneurs et la récupération des informations des capteurs est elle aussi source de complexité technique, dans le câblage, l'acquisition et le traitement des données. Un compromis doit être trouvé entre l'adaptabilité du contrôle et la complexité de la commande. Ceci peut impacter fortement la conception des actionneurs, car si chaque actionneur n'est pas commandé individuellement, l'actionnement peut probablement être effectué à une échelle supérieure. On peut citer comme exemple les générateurs de tourbillons fluidiques à jet continu : si une rangée de 100 VG est nécessaire, est-il utile de commander séparément les 100 avec 100 mini valves, ou 10*10 à l'aide de 10 valves plus importantes en amont? L'utilisation de communication sans fil pour les actionneurs et les capteurs pourrait aussi permettre de «simplifier» la mise en place. L'analyse de la fiabilité du système ne se limite plus à la fiabilité d'un actionneur individuel, mais à celui du réseau complet : la densité minimale d'actionneurs fonctionnels permettant d'assurer le contrôle, les compensations à apporter pour corriger les défaillances individuelles sont autant de paramètre supplémentaires à maîtriser. En conclusion, la pertinence d'un actionneur ne doit donc pas être défini au niveau individuel mais au niveau du réseau complet et suivant les caractéristiques d'un véhicule. La complexité de mise en place des réseaux de grands nombres d'actionneurs et de capteurs impose de rechercher des systèmes minimalistes, intégrés, de faible impact structurel, communiquant intelligemment en réseau. La photo suivante (figure 1.12) tirée d'un essai sur le corps de Ahmed présenté au chapitre 4 illustre la complexité, même sur un modèle réduit, d'un système de contrôle par jets pulsés ou chaque élément est indépendant.

1.2 Le contrôle actif par jets d'air

L'utilisation d'air pour manipuler un écoulement a été introduite par Prandtl [12] pour améliorer le rendement des diffuseurs coniques. On distingue 2 grandes catégories de contrôle utilisant de l'air : le contrôle de couche limite traditionnel (BLC) (souvent référé comme « soufflage continu ») consiste à ajouter ou à retirer une grande quantité de masse et de quantité de mouvement dans l'écoulement de façon continue au moyen du soufflage ou de l'aspiration au travers de fentes ou de surfaces poreuses. C'est une méthode de manipulation directe au fonctionnement faiblement non-linéaire. Il a été mis en place dans un certain nombre d'applications industrielles, mais les pénalités associées à la tuyauterie et aux compresseurs indispensables, réduisent considérablement le rendement global du système. A l'opposé, le contrôle d'écoulement par excitation [9] consiste lui à générer ou amplifier des structures turbulentes qui vont agir sur la couche limite par mélange turbulent. C'est une méthode de manipulation indirecte,



FIGURE 1.12 – Intérieur du corps de Ahmed instrumenté avec 20 micro-valves, 2 chambres d'alimentation pneumatique et 50 prises de pressions.

amplifiant les mécanismes de mélanges non-linéaires, qui nécessite des quantités d'air beaucoup plus réduites, d'au moins 1 à 2 ordres de grandeur.

Le contrôle d'écoulement par excitation est subdivisé en 2 catégories suivant le type de structures turbulentes manipulé. Le contrôle par stimulation des instabilités naturelles de la couche limite repose sur la manipulation des larges structures cohérentes 2D dites « spanwise » (transverses, dans le sens de l'envergure) qui sont la source naturelle principale de mélange dans la couche limite sur les écoulements 2D. Le flux d'air peut ainsi être excité le long de fentes 2D par des jets d'air synthétiques à débit massique nul sur des fréquences sensibles qui vont soit promouvoir un mélange optimal, soit interférer avec la génération des larges structures cohérentes (LCS) naturelles qui provoquent des phénomènes nuisibles (explosion de bulles de décollement, résonance de Kevin-Helmhotz). Le phénomène de résonance avec les instabilités permet de minimiser l'amplitude de l'excitation fluidique. Le contrôle par augmentation du mélange turbulent repose quant-à lui sur la génération de structures turbulentes tourbillonnaires 3D dites « streamwise » (longitudinales, dans le sens de l'écoulement). Le soufflage parallèle à l'écoulement ne génère pas efficacement de tourbillons. En revanche si le soufflage continu est effectué avec une composante perpendiculaire à l'écoulement, des tourbillons semblables à ceux produits par des VG mécaniques sont formés; on parle de **générateurs de tourbillons flui-**

diques. (Ce mode de soufflage continu se différencie du soufflage continu tangentiel traditionnel car on agit non pas en augmentant la quantité de mouvement du fluide directement, mais par le biais du mélange, l'effet produit est donc fortement non-linéaire!)

Le couplage d'un générateur de tourbillons et d'une excitation oscillatoire permet de coupler les deux phénomènes. McManus [38] a été le premier à démontrer un effet positif de la pulsation de VG fluidiques pour le recollement de l'air sur une aile d'avion. Cet effet a aussi été démontré pour des régimes transsoniques [39] et avec des générateurs de tourbillons mécaniques actifs [40]. Ce type d'action s'obtient facilement à l'aide de jets d'air pulsés au travers de trous circulaires de petites dimensions. Il se prête donc bien à l'utilisation de mini-actionneurs de type MEMS.

1.2.1 Principe physique des VG fluidiques

L'interaction d'un jet d'air avec un écoulement transverse est un problème fondamental aux applications importantes en combustion et propulsion. L'essentiel de la littérature [41, 42, 43, 44, 45, 46, 47] est concentré sur l'étude du soufflage dans les couches limites sans gradient de pression pour étudier la formation de tourbillons longitudinaux. L'air injecté interagit avec l'écoulement par le biais de l'entraînement turbulent autour de la zone de blocage générée. La nature exacte du jet est donc de première importance pour quantifier l'effet produit et ce paramètre rend très difficile les comparaisons entre les expériences présentes dans la littérature. Le jet continu peut être :

- laminaire, il se développe alors dans une première phase sous la forme d'un cône laminaire puis s'épanouit pleinement dans une deuxième phase turbulente. Seule la phase turbulente contribue efficacement au mélange dans la couche limite [48];
- complètement turbulent.

Dans le cas d'un jet oscillatoire, la formation éventuelle d'anneaux turbulents en fonction des paramètres de soufflage modifie profondément l'interaction avec le flux d'air, en permettant d'augmenter le mélange et en augmentant la profondeur de pénétration du jet. Les jets synthétiques [49] sont ainsi beaucoup plus efficaces que les jets continus pour augmenter le mélange turbulent. Il est possible d'obtenir les mêmes structures d'anneaux sur des jets pulsés [50] mais les caractéristiques de jets requises sont difficilement compatibles, dans l'air, avec les valves macroscopiques disponibles. Cet effet est fonction du nombre de Stokes du jet défini par la suite.

Quand le soufflage est effectué dans le sens de l'écoulement, une paire de tourbillons faibles contrarotatifs est formée. Si la symétrie est brisée en introduisant un angle de dérapage par rapport à l'écoulement, un tourbillon primaire beaucoup plus intense et un tourbillon secondaire plus faible sont formés. Khan et Johnston explique la formation de ce tourbillon [42] par l'enroulement/balayage de l'écoulement transverse autour de la face supérieur du jet par entraînement turbulent. Ce mécanisme est à la base des VG fluidiques.



FIGURE 1.13 – Schéma de VG fluidiques co-rotatifs (gauche) et contrarotatifs (droite) [51].

Les VG fluidiques (figure 1.13) sont définis par un ensemble relativement important de paramètres : diamètre du trou de soufflage rapporté à la taille de la couche limite, l'orientation du jet par rapport à l'écoulement transverse défini par l'angle d'incidence et l'angle de dérapage, la périodicité spatiale des jets, la configuration co-rotative ou contrarotative du réseau, la vitesse relative du jet, les nombres de Reynolds et de Stokes, le coefficient de moment ainsi que les éventuels paramètres de pulsation, fréquence, rapport cyclique et phase. Une étude chiffrée de ces paramètres est détaillée par la suite. Ils influent sur le comportement des VG à différentes échelles :

- en champ proche, le comportement individuel de chaque VG est indépendant. Les paramètres importants sont ceux affectant la génération des tourbillons : orientation et taille, vitesse du soufflage, pulsation. Ils permettent d'influer sur l'intensité et sur la position par rapport au mur du tourbillon généré [52, 53, 54], qui vont définir la longueur et l'intensité du mélange turbulent derrière l'actionneur. Le trou de soufflage doit avoir une taille minimale pour pouvoir générer le tourbillon [47] et être de diamètre inférieur à l'épaisseur de couche limite locale pour que l'orientation du jet ait un effet visible sur la couche limite. La vorticité du tourbillon est principalement fonction de la vitesse du jet [45, 55] et de la pulsation [56, 57]. Le tourbillon généré doit rester dans la couche limite à proximité du mur pour l'énergiser de façon efficace;
- en champ lointain, l'arrangement des trous de soufflage permet d'influer sur l'évolution des structures tourbillonnaires et d'amplifier leurs effets individuels [58, 59, 51, 60]. Les arrangements contrarotatifs permettent d'obtenir un mélange maximal pour un débit d'air minimal, en dissociant les effets d'injection d'écoulement à haute énergie vers la couche limite et d'éjection de l'écoulement de basse énergie. L'interaction entre les tourbillons en arrangement co-rotatif permet lui de les maintenir en proche paroi. La distance entre les trous doit être optimisée pour permettre le développement longitudinal des tourbillons et maximiser leur interaction. Dans les cas ou une pulsation est appliquée, les différents trains de tourbillons interagissent entre eux si la fréquence est assez élevée et la structure tourbillonnaire formée devient quasi permanente [57]. Le temps de réponse du contrôle dépend aussi de l'arrangement choisi [54], les configurations contrarotatives répondant

plus rapidement que les configurations co-rotatives. L'effet éventuel du déphasage entre les jets de trous adjacents n'a lui jamais été étudié.

<u>1.2.2 Éléments dimensionnant pour les actionneurs</u> fluidiques

La comparaison des différents essais de l'état de l'art est une tache très ardue tant les configurations sont différentes. Récemment, Stanislas et al. [58, 59, 51, 56, 57] ont utilisé une configuration de veine développée dans le cadre du projet européen AEROMEMS 2 pour optimiser et comparer les effets de VG mécaniques et fluidiques. Cette configuration stable permet de mieux analyser les différences entre ces différents systèmes. L'état de l'art dans le domaine des VG fluidiques continus [51] et pulsés [57] est d'ailleurs repris de leurs travaux. Les paramètres géométriques utilisés sont décrits dans les tableaux 1.1 et 1.2 et représentés figure 1.13.

TABLE 1.1 – Comparatif de différentes configurations de VG fluidiques continus dans la littérature. Issu de [51].

Configura	ation	VG type	$lpha(^\circ)$	$\beta(^{\circ})$	Φ/δ	λ/Φ	L/Φ	V_{Re}
Lin [61]	APGBL	CoR	$90{\pm}30$	20 ± 5	0.024	38.4	-	6.8
	(Ramp)							
Johnston [44]	APGBL	CtR	90	45	0.42	32	16	1
	(Ramp)	CoR				16		
Johnston [45]	ZPGBL	Single jet	45 - 90	45	0.45	-	-	1.3
Selby $[62]$	APGBL	CtR	90	45	0.024	77	38	6.8
	(Ramp)	CoR	60	15		38		
Zhang [63]	ZPGBL	Single jet	45	45	0.43	-	-	1
Khan $[42]$	ZPGBL	Single jet	60	30	0.5	-	-	1.5
Stanislas [59,	APGBL	CoR	45 - 90	45	0.024 - 0.036	16.7-6	-	1.6 - 4.7
51]	(Bump)	CtR				32	8-32	

ZPGBL: zero pressure gradient boundary layer, APGBL: adverse pressure gradient boundary layer V_{Re} : velocity ratio, CoR: Co rotatif, CtR: Contrarotatif

Ortmanns and si	guration	ΔC	nb.	$\alpha^{(\circ)}$	$\beta(^{\circ})$	$\Phi(mm)$	λ/Φ	V_{Re}	DC(%)	f(Hz)
Ortmanns and sir		type	jets							
Kähler [52] δ :	ngle pulsed jet in a TBL $= 14mm$	N/A	1	$0 {\rightarrow} 180$	30→90	1 2	N/A	P_{inlet} fixed	50	$10 \rightarrow 150$
Shapiro et al. [64] ac flo	coustically forced jet in cros- ow	N/A	Н	0	06	7.62	N/A	$2.6 \rightarrow 4.0$	$10{ ightarrow}50$	$73.5 \rightarrow 151$
Tilmann et al. [55] siı Tl	ngle pulsed jet in a ZPG BL	N/A	1	06	45	10	N/A	$1.4 \rightarrow 4.6$	$15 \rightarrow 100$	$7.5 \rightarrow 30$
Magill and McMa- pu nus [65, 66] ty	ılsed jet array on a proto- pe aircraft config	CoR	4	90	45	3.22.4	31.2528.75	$0 \rightarrow 10$ $0 \rightarrow 20$	25	$10 \rightarrow 300$
Magill and McMa- pu nus [65, 67]	ilsed jets on airfoil model	CoR	5	06	45	pprox 2.5	≈ 30	$\leqslant 10$	25	< 500
Hermanson et al. sin [68] δ :	ngle pulsed jet in crossflow = $6.4mm$	N/A	Н	0	06	13	N/A	P_{inlet} fixed	16, 33, 50	$0.5 { ightarrow} 10$
Suzuki et al. [69] sin Tj δ	ngle pulsed jet in a ZPG BL = 27mm	N/A		06	45	10	N/A	$1 \rightarrow 2$	50→75	$5 \rightarrow 15$
Johari and McMa- sii nus [47] T	ngle pulsed jet in a ZPG BL = 34mm	N/A	-	06	45	1.4, 3.9 10.25	N/A	1, 3, 5	25, 50	oı ₩
McManus et al. [38] pu δ :	ilsed jet array in APG TBL = $0.5 \rightarrow 1mm$	CoR	e	06	45	0	ъ	$0.1{ o}10$	50	$30 \rightarrow 500$
Dano et al. [70] sii	ngle pulsed jet in crossflow	N/A	1	0	45	10	N/A	3.4	12.5, 50, 100	1, 5
Bons et al. [71, 72] pu	ulsed jets on turbine blade	CoR	I	90	30	-1	10	$\leqslant 4$	$1,5,10\\25,50,100$	< 100
Hansen and Bons pu [73] Tl	ılsed jets in ZPG and APG BL	CoR	I	06	30	4	10	2, 2.5	25,100	ഹ
Kostas et al. [57] pu δ :	alsed jets in APG TBL = 150mm	CtR CoR	4 6	± 135 90	45	9	32 6	3 2.3	$3 \rightarrow 100$	$2 \rightarrow 40$
Taille et autres paramètres géométriques : La taille du trou de soufflage ne semble pas être un paramètre très sensible [51, 57] tant qu'elle est suffisante pour générer des tourbillons et ne représente qu'une fraction de la couche limite (<50%). En pratique :

$$200\mu m < d < 2mm$$

La périodicité spatiale optimale des jets pour maximiser l'interaction entre les jets adjacents semble comprise dans la gamme :

$$10 \, d < L < 30 \, d$$

L'orientation des jets [74] est un paramètre bien admis. Les angles d'incidence et de dérapage optimaux sont compris dans les gammes :

$$30^{\circ} < incidence < 45^{\circ}$$

 $45^{\circ} < d\acute{e}rapage < 90^{\circ}$

Débit/vitesse : La vitesse relative du jet V_{Re} par rapport à l'écoulement infini est principalement utilisée pour définir l'intensité de l'action du contrôle. On a typiquement :

$$1.5 < V_{Re} < 5 \, voire \, 10$$

Le coefficient de débit C_q représente le débit de l'actionneur adimensionné par l'écoulement infini. Il correspond à l'injection de masse dans l'écoulement extérieur à contrôler.

(1.1)
$$\mathbf{C}_{\mathbf{q}} = \frac{\rho_j h_j \frac{1}{T} \int\limits_0^T u_j(t) \mathrm{d}t}{\rho_{\infty} c U_{\infty}}$$

Avec : h_j la largeur de la fente en 2D ou la surface de l'actionneur en 3D, $u_j(t)$ la vitesse instationnaire du jet (T la période du jet), c une longueur caractéristique du contrôle sur le corps (longueur de soufflage).

Le coefficient de quantité de mouvement C_{μ} représente la quantité de mouvement injectée adimensionnée par la pression dynamique de l'écoulement rapporté à la longueur caractéristique du corps portant :

(1.2)
$$\mathbf{C}_{\mu} = \frac{\rho_j h_j \frac{1}{T} \int_{0}^{T} u_j^2(t) dt}{\frac{1}{2} \rho_{\infty} c U_{\infty}^2}$$

Ce coefficient de quantité de mouvement est couramment utilisé comme un paramètre décrivant l'énergie demandée par le contrôle. On cherche à réduire au maximum le paramètre \mathbf{C}_{μ} dans une application de contrôle d'écoulement. En revanche au niveau des micro-actionneurs, le problème est souvent de maximiser le \mathbf{C}_{μ} car ce paramètre décrit l'impact du jet sur l'écoulement, notamment en maximisant le rendement.

Fréquence : La fréquence réduite, noté \mathbf{F}^+ , représente un nombre de Strouhal de l'actionneur, une fréquence adimensionnée par un temps de propagation sur le corps portant plongé dans l'écoulement infini :

(1.3)
$$\mathbf{F}^+ = \frac{f_{act} X_{te}}{U_{\infty}}$$

Avec : X_{te} la longueur caractéristique de la zone à contrôler, U_{∞} la vitesse de l'écoulement à l'infini et f_{act} la fréquence de pulsation du micro-jet.

Dans le cas de l'excitation d'instabilités turbulentes 2D pour contrôler une zone décollée de longueur X_{te} , un $\mathbf{F}^+ = o(1)$ (F^+ de l'ordre de 1) est souvent optimal (figure 1.14) [9, 75]. Ce paramètre est assez souvent contesté, le choix subjectif du paramètre géométrique X_{te} entraînant une assez grande dispersion dans les résultats de la littérature. Physiquement, ce résultat peut être interprété comme le fait que les structures cohérentes de périodicité spatiale de l'ordre de la taille de la zone à contrôler assurent le mixage turbulent le plus efficace. Ce paramètre est moins pertinent dans le cas des VG, mais le résultat $\mathbf{F}^+ = o(1)$ est confirmé dans quelques cas [40]. Une comparaison plus physique des longueurs de mélange turbulent des structures générées serait nécessaire pour une meilleure analyse.



FIGURE 1.14 – GAUCHE : influence sur la portance d'un profil NACA 0015 de la fréquence réduite d'excitation du soufflage au bord d'attaque [76]. DROITE : coefficient de moment minimal pour le recollement sur un aileron défléchi en fonction de la fréquence réduite [77].

Le choix de fréquences réduites $\mathbf{F}^+ = o(1)$, principalement pour les applications de contrôle de décollement, conduit pour les actionneurs à des fréquences de fonctionnement dans la gamme [0-500Hz] [57] pour les applications aéronautiques subsoniques.

D'autres échelles de turbulence peuvent s'avérer pertinentes pour assurer des cas de contrôle. Glezer [78] démontre que l'utilisation de jets synthétiques à $\mathbf{F}^+ = o(10)$ permet d'interférer avec la génération naturelle de larges structures cohérentes par des phénomènes de dissipation. Cela conduit donc à des fréquences de fonctionnement dans la gamme [0 - 5 kHz] pour les actionneurs.

Le contrôle de bruit aérodynamique requiert également une excitation dans la gamme de fréquence audible à contrôler, typiquement $[0 - 10 \, kHz]$.

Nombre de Stokes : Le nombre de Stokes représente un nombre de Strouhal du jet, c'est-àdire la longueur moyenne des jets d'air émis adimensionnée par le diamètre du jet. Ce nombre permet de décrire la formation de structures annulaires en sortie de jet et donc de décrire l'interaction entre le jet libre et l'écoulement transverse.

(1.4)
$$\mathbf{S} = \frac{1}{d} \frac{1}{A} \int_{0}^{\tau} \int_{A} u_j(t) \mathrm{d}A \mathrm{d}t$$

Avec d le diamètre du jet, T la période temporelle et A l'aire de la buse ($A = \pi d^2/4$ dans le cas circulaire)

L'étude des structures formées par des jets synthétiques [49] ou par des jets pulsés [50] soufflant perpendiculairement dans l'écoulement transverse est documentée dans la littérature. Cependant ces études ne sont pas directement représentatives des jets utilisés dans les applications de VG fluidiques, les études se concentrant sur l'interaction du jet avec l'écoulement libre. On peut néanmoins reprendre à titre indicatif dans le tableau 1.3 les critères de formations de structures annulaires issues des travaux de Johari [50].

stroke ratio	flow structure
$L/d < \sim 4 - 6$	compact vortex rings
$\sim 4 - 6 < L/d < \sim 20$	vortex rings $+$ trailing column
$\sim 20 < L/d < \sim 50$	turbulent puffs
$L/d > \sim 50$	interrupted steady jet segments

TABLE 1.3 – Effet du nombre de Stokes sur la structure du jet pulsé [50].

Si l'on considère un jet laminaire de vitesse V_{max} sortant d'un trou circulaire, émis selon une structure temporelle de type créneau de fréquence F et de taux de cycle τ , on obtient le critère de formation suivant :

(1.5)
$$\mathbf{S} = \frac{V_{max}\tau}{2Fd}$$

Les jets pulsés acquièrent une structure d'écoulement différente de celles des jets continus si $\mathbf{S} < 50$ (table 1.3). Pour $\mathbf{S} = 50$ on peut donc définir une fréquence limite d'apparition des structures annulaires caractéristiques du jet pulsé :

$$(1.6) \ \mathbf{F_{lim}} = \frac{V_{max}\tau}{100d}$$

Dans nos configurations, l'ordre de grandeur de \mathbf{F}_{lim} sera de 100 Hz pour des valeurs types telles que $V_{max} = 100 \, m/s$, $\tau = 0.1$, $d = 0.001 \, m$. Cette fréquence est largement supérieure à la plupart des configurations publiées (tableau 1.1 et 1.2) (sauf [38]). Dans les essais de contrôle de décollement cela explique que l'effet mesuré semble souvent analogue à celui d'un jet continu hormis durant les transitoires.

1.3 Conclusions

Ce premier chapitre d'introduction au contrôle actif des écoulements nous a permis de dégager les principales opportunités offertes par cette technologie nouvelle et de mettre en lumière la grande difficulté de leur conception et de leur mise en œuvre dans le cadre d'applications industrielles. Un compromis doit être trouvé entre les performances de ces systèmes et leur complexité technologique. Pour cela, l'examen de la pertinence des choix réalisés dans le développement des actionneurs, qui réalisent ces contrôles d'écoulements, doit être effectué au niveau du réseau complet en considérant leur installation, leur alimentation, leur cycle de vie et leur impact au niveau du véhicule complet. La rentabilité d'un système de contrôle peut également nécessiter une révision complète des règles de design aérodynamique des véhicules, en concentrant la sensibilité de l'écoulement à contrôler sur des zones bien définies qui permettent d'obtenir un impact maximal des actionneurs et une complexité minimale.

Parmi toutes les technologies de contrôles testées jusqu'à présent par la communauté scientifique, l'utilisation de générateurs de tourbillons fluidiques pulsés est particulièrement prometteuse. Pour cette application, l'utilisation de micro-jets d'air émis depuis des trous inclinés en incidence et en dérapage par rapport à l'écoulement apparait optimale. Une étude bibliographique sur ce type de contrôle nous a permis de dégager les paramètres importants de ce type de système. Les contraintes dimensionnelles et de performances qui en découlent pour les actionneurs vont être utilisées au chapitre suivant pour la conception d'un générateur de micro-jets d'air pulsés adapté.

2. Conception d'un actionneur pour le contrôle par jets continus ou pulsés

L'analyse des problématiques du contrôle d'écoulements nous a permis de dégager un certain nombre de points clefs pour le fonctionnement et le dimensionnement des actionneurs. Ces paramètres vont être rassemblés sous la forme d'un cahier des charges à remplir pour satisfaire les besoins d'un système réaliste de contrôle d'écoulements par générateurs de tourbillons fluidiques actifs. L'analyse des solutions existantes dans la littérature va permettre de confronter la réalité des solutions micro-valves MEMS avec les exigences d'une application aérodynamique réaliste. Des choix technologiques seront alors effectués qui devront définir la forme globale d'un actionneur pertinent industriellement pour cette application.

2.1 Définition du besoin

La définition d'un objet pertinent à une application nécessite l'analyse approfondie de toutes les contraintes de fonctionnement et de réalisation qu'il doit remplir. Le besoin est défini en prenant en compte l'ensemble de l'environnement du système développé et permet de comprendre comment interagissent les différentes composantes d'un système. L'objectif poursuivi ici n'étant pas le simple développement d'un démonstrateur d'actionneur unique mais la mise en œuvre d'un système complet et réaliste, l'étude des besoins doit permettre de différencier des solutions qui ne soient pas simplement des démonstrateurs technologiques mais aussi des possibilités pertinentes au niveau de l'application.

2.1.1 Cahier des charges de fonctionnement

Il est possible de représenter les contraintes de fonctionnement définies précédemment sous la forme d'un schéma bloc mettant en relation le système développé et son environnement par la biais de fonctions hiérarchisées à remplir. La figure 2.1 s'attache à séparer les fonctions qui relèvent de l'actionneur individuel de celles qui doivent être gérées au niveau du réseau d'actionneurs.

Le système doit principalement :

- FP1 : générer des jets d'air continus ou pulsés à partir d'une source d'alimentation pneumatique dans des conditions compatibles avec les besoins du contrôle d'écoulements;
- **FP2** : mesurer l'action effectuée sur l'écoulement.



FIGURE 2.1 – Définition des fonctions du système de micro-valves.

D'autres fonctionnalités complémentaires doivent aussi être assurées. Le système doit aussi :

- FC1 : s'installer simplement sur des profils aérodynamiques, de façon étanche ;
- FC2 : être commandable par un système électronique, échanger des informations avec le système de commande et permettre de faire varier simplement le plus grand nombre possible de paramètres de fonctionnement;
- FC3 : avoir un effet sur l'écoulement fiable et reproductible;
- **FC4** : être alimenté en énergie électrique et pneumatique de la façon la plus simple, homogène et économique possible;
- FC5 : résister à l'environnement d'un véhicule réel;
- FC6 : communiquer de façon intelligente en réseau.

Des précisions sur certaines de ces fonction sont apportées à ce point dans le tableau 2.1.

2.1.2 Choix d'une famille technologique

Les besoins définis au paragraphe précédent imposent un certain nombre de contraintes qui vont orienter les choix technologiques à effectuer :

 la capacité d'usinage d'éléments millimétriques. La dimension maximale de l'actionneur étant de l'ordre de 10 mm, peu de technologies de la mécanique traditionnelle sont applicables. Les microtechniques, les technologies microsystèmes, les technologies de prototypage rapide sont utilisables;

ED1	Diamètre de trou	1mm
LLT L	Taille maximale de l'actionneur (périodicité spatiale)	10mm
	Fréquence	0 - 1 kHz
	Taux de cycle	10%-90%
$\mathbf{FC2}$	Vitesse de jet	50 - 200 m/s
	Phase	$0 - 180^{\circ}$
	Orientation des jets	$0-90^{\circ}$
EC4	Puissance électrique	1 W
rU4	Pression pneumatique	1 bar
	Température (application «froide»)	$-60^{\circ}C; 100^{\circ}C$
FC5	Température (application «chaude»)	450°C; 600°C
	Vibration	-
	Déformation des profils	-
	Pollution	Poussière/eau
	Gel	-

TABLE 2.1 – Estimation des fonctionnalités à remplir.

- la fabrication massive de mini actionneurs nécessite des procédés d'usinage collectif. A cette échelle, les technologies de la micro-électronique semblent une réponse naturelle. Cependant la taille importante des dispositifs limite le nombre d'actionneurs réalisés par substrat et donc l'intérêt économique. De plus des technologies tels que le micro-moulage ou la découpe par pressage sont des techniques d'usinage collective utilisables à ces échelles;
- la nécessité d'incorporer de l'électronique pour intégrer des capteurs et leur électronique de traitement induit l'utilisation au moins partielle de microtechnologies;
- l'obligation de comporter des éléments mécaniques traditionnels pour assurer la fixation et la connectique sur les profils aérodynamiques implique l'utilisation d'un packaging « sophistiqué », réalisé par des moyens non microtechnologiques (probablement micromoulage). En effet les matériaux cristallins utilisés en microtechnologies sont fragiles à la rupture cristalline (clivage) et les structures électroniques doivent être protégées. Dans la plupart des applications des microtechnologies, les réalisations sont de nature « électronique » (montés sur carte électronique, échangeant des signaux électriques ou lumineux) et le packaging est passif (thermo moulé) et n'est souvent pas pris en compte dans le développement en laboratoire. Ici le système est de nature « mécanique », monté directement sur des composants mécaniques, et échange de la matière avec l'environnement, la packaging est donc actif. Dès lors que l'utilisation d'un composant non microtechnologique est obligatoire, il faut mettre en concurrence la technologie utilisée pour le packaging

[79, 80] et les microtechnologies pour s'assurer de la pertinence des réalisations. De tels systèmes seront dit « hybrides », car mélangeant différents types de technologies.

2.2 Analyse des solutions micro-valves de l'état de l'art

2.2.1 Micro-valves d'utilisation générale

La réalisation d'une valve MEMS est devenue une figure de style classique pour les microtechnologues. Le problème de la manipulation des fluides aux petites échelles est non seulement d'un grand intérêt pratique, mais c'est aussi une application qui nécessite la génération de grandes forces et déplacements, la prise en compte des questions d'étanchéité et de robustesse, d'interfaçage avec le milieu extérieur ... C'est donc un défi technologique complet. La première valve MEMS réalisée en silicium est attribuée à Terry et al. [81] en 1978, et des dizaines d'autres ont été fabriquées depuis utilisant tous les principes physiques d'actionnement disponibles (tableau 2.2). La confrontation directe de leurs caractéristiques au cahier des charges défini précédemment ne serait pas « juste » car chacune de ces valves a été développée dans un but différent, on examinera donc dans un premier temps les caractéristiques générales des micro-valves à gaz pour comprendre les principes mis en jeu et les performances maximales atteintes, puis on regardera en détail celles consacrées au contrôle d'écoulement aérodynamique par jet pulsé.

Ahn présente une revue encore plus étendue des différents types de micro-valves [83], détaillant les valves passives et celles pour liquides. Si l'on dresse un bilan des caractéristiques de ces valves, on s'aperçoit qu'elles sont caractérisées par une forte perte de charge liée à la taille des orifices et des canaux utilisés et au couple déplacement/force qu'il est possible de générer. En conséquence les débits générés sont trop faibles, les pertes fluidiques trop importantes pour les applications de contrôle d'écoulements. Un point commun de ces dispositifs est que l'action est effectuée hors plan du substrat, en opposition à la pression. La taille des dispositifs est en général juste compatible avec le cahier des charges que l'on s'est fixé, elle est fréquemment de l'ordre de $10 * 10 mm^2$. Le comportement fréquentiel n'est souvent pas considéré important pour les applications visées, et la limite fréquentielle d'utilisation est faible devant nos besoins. Les valves électrostatiques développées semblent donner les meilleures performances, surtout quand une pression importante est utilisable. Malgré l'affirmation que l'intégration de capteur est «facile», l'utilisation de capteur reste rare et se limite à la mesure de la pression et de la température.

Parmi les réalisations les plus intéressantes, on note que l'utilisation de plusieurs microdispositifs en parallèle au lieu du même dispositif plus gros permet d'augmenter les débits

Famille	Référence	Elément actif	Débit max (L/min)	Pression max (kPa)	Taille mini (mm)	${\rm Volume}\;(mm^3)$	Fréq max (Hz)	énergie	Type	Capteur intégré
	[84]	Diaphragme bimétallique	0.085	200	5	25	-	1 W	M-P	Ν
	[85]	Membrane silicium + ex- pansion fluide	2	700	15	22000	2	2 W	М	Ν
	[85]	Diaphragme bimétallique	0.1	175	25	6000	10	0.5 W	M-P	Ν
	[85, 86]	SMA + ressort	6	560	20	-	10	0.3W	M-P	Ν
	[85]	Diaphragme bimétallique	1	1000	20	2300	5	1 W	M-P	Ν
nique	[87, 88]	Membrane silicone + ex- pansion fluide	2	200	5	50	0.1	0.28 W	M-P	Ν
thern	[89]	Membrane silicone + ex- pansion fluide	1	350	25	85000	2	1.5 W	M-P	Pression Temp
	[90]	Paraffine + diaphragme parvlène	0.005	100	10	100	30	0.05 W	M-P	N
	[91, 92]	Pentane + diaphragme si- licium + verrou électro-	0.1	100	12	150	0.01	0.5 W	M-P- B	Pression
	[0.0]	statique	0.00	70	0	50	20	0 1 117	Ъſ	NT
	[93]	SMA C'N	0.02	70	3	50	30	0.1 W	M	N
	[94]	25 poutres SiN	0.15	20	3.0 C	10	-	30 V 70 V	M-P	N N
ar	[95] [06]	Film en 5 25 manhong SiN	- 0.15	-	0	30 100	-	10 V	M M D	IN N
tiq	[90]	25 memoranes 5m	0.10	1600	10 6	200	-	-	M-F	IN N
sta	[97, 79]	20 Donta TaSiN	1	200	0	200	500	0.005 60 V	M-F	IN N
tro	[90] [00]	20 Fonts Tabin Diaphragma giligium	0.05	500	2 5	4 50	3000	00 V 250 V	M-r M D	IN N
lect	[99]	óquilibrago prossion	-	500	9	50	-	330 V	101-1	IN
•	[100]	Poutre SIN	0.045	900	2	4	50	136 V	м	Ν
	[100]	Poutre + bimétal	3.5	100	$\frac{2}{25}$	-10	-	-	-	N
	[101]	Membrane silicone + fer-	-	50	7	1029	_	0.5 A	В	N
е	[10-]	rite		00	•	1010		0.011	2	1.
iqu	[103]	Poutre parylène + aimant	0.0001	10	9	100	20	0.2 W	В	Ν
nét	[104]	Membrane silicium $+$	-	-	-	-	-	-	-	Ν
lag		NiFe								
ц	[105]	Electroaimant macro	-	500	10	2000	-	12 W	10	Ν
								(0.1s)	stables	
zo	[106]	1 membrane Si + action- neur piezo macro	0.085	75	10	2000	-	100 V	M-P	Ν
piéz (10)	[107]	1 membrane Si + action- neur piezo macro	0.2	50	20	4000	-	40 V	M-P	Pression Temp

TABLE 2.2 – État de l'art des micro-valves (additionnel:[82, 83]).

M: Monostable, P: proportionnel, B: Bistable

traités [94, 96, 98] et de contrôler le débit de façon progressive. C'est une approche à privilégier en microsystème. La compensation du dispositif en pression [99] permet de réduire les forces à fournir. Plusieurs phénomènes physiques différents peuvent être utilisés [91] pour générer le mouvement et le verrouillage afin de limiter la consommation énergétique. Un fonctionnement bistable n'est obtenu que pour les systèmes magnétiques, même si il serait possible en pratique de le faire mécaniquement [108]. Enfin l'utilisation de matériaux polymères souples [88], non traditionnelle en microsystème, permet d'augmenter les débattements des systèmes.

2.2.2 Valves macroscopiques pour le contrôle d'écoulement

Des valves spécifiques doivent donc être développées pour les applications de contrôle actif d'écoulement. Jusqu'à présent pour ces applications, les aérodynamiciens [38, 51, 109] ont eu recourt principalement à des valves à solénoïde de technologie entièrement macroscopique pour leurs essais en soufflerie (figures 2.3 et 2.4). Le principe de ces valves est l'échange d'énergie stockée entre un circuit magnétique et un ressort mécanique. Une partie du circuit magnétique, mobile, vient obturer le canal fluidique (figure 2.2).



FIGURE 2.2 – Architecture d'une valve à solénoïde [110].

Ces dispositifs sont limités en fréquence principalement par le temps d'énergisation du circuit magnétique [110] et en taille par l'usinage par des moyens traditionnels des circuits fluidiques et magnétiques. Néanmoins la taille minimale de ces dispositifs rejoint celle de certains dispositifs microtechnologiques ($22 * 27 * 10 mm^3$ [110]). Les performances obtenues sont souvent compatibles avec les besoins des essais en soufflerie, le tableau 2.3 reprend les informations disponibles.

L'encombrement, les performances fréquentielles et le coût de ces dispositifs ne permettent pas d'envisager leur implémentation industrielle sur des véhicules pour des applications de contrôle d'écoulements répartis. Depuis moins d'une dizaine d'année, des chercheurs essayent



FIGURE 2.3 – Valve développée par la NASA pour le contrôle d'écoulement par jet pulsé tangentiel [109].



FIGURE 2.4 – Valves FESTO-MH2 [112] utilisées par Stanislas et al. [56].

famil	le référence	Débit max (<i>L/min</i>	$\begin{array}{c} {\rm Pression} \\ {\rm max} \\ {\rm)} \left(kPa \right) \end{array}$	Taille mini (<i>mm</i>)	Volume (mm ³)	${f Fr}{f e}{f q} \ {f max} \ (Hz)$	énergie	Taux de cycle	Capteur intégré
pique	McManus [38]	10 - 20	-	-	-	500	-	-	Ν
rosco] ide	Kegerise [109]	250m/s	-	60	-	200	-	20 - 100%	Ν
e mac olénoi	Jensen [110]	-	700	22	5000	110	1.2 W	-	Ν
étique à s	Nitsche [111]	-	-	115	265000	-	-	-	Ν
magn	Stanislas [56]	100	800	10	2500	100	5 W	25 - 75%	Ν

TABLE 2.3 – Performances des valves à solénoïde utilisées en soufflerie.

donc de réaliser des micro-actionneurs capables de remplir ces cahiers des charges. Quatre de ces dispositifs vont maintenant être présentés.

2.2.3 Micro-valves pour le contrôle d'écoulements

Les deux premiers dispositifs présentés ci-après fonctionnent sur un principe électrostatique. On a vu précédemment que les micro-valves électrostatiques offrent de bonnes performances, surtout quand une forte pression d'alimentation est disponible. Ceci provient de la nature des forces électrostatiques, qui sont des forces surfaciques de proximité, ce qui limite généralement le débattement des éléments mobiles. Les 2 structures suivantes utilisent des structures mécaniques évoluées pour contourner ce problème et réduire la perte de charge.

Le premier dispositif développé par Frutos [113] est une valve zip hybride avec un film en S similaire à celles développées par Shikida [95] dans les années 90. La réalisation ne met pas en œuvre de procédés microtechnologiques. Le dispositif de test (figure 2.5) contient 15 actionneurs pour une dimension de $65 * 13 * 4 mm^3$, donc environ $5 * 13 * 4 mm^3$ par actionneur ce qui est intéressant. Les orifices ont un diamètre de $400 \mu m$ et sont orientés à 45° , la configuration retenue est donc obligatoirement affleurante en surface de veine de soufflerie.

Des tests en régime continu pour une pression appliquée de 27 kPa donnent des vitesses supérieures à 100 m/s pour le jet. Dans ces conditions une ouverture/fermeture en statique est obtenue pour une tension d'alimentation de 700 V. En mode pulsé les performances sont plus réduites : 15 m/s avec une pression de 5 kPa pour des fréquences dans la gamme [0; 250 Hz].

Cet actionneur est donc intéressant du point de vue des performances statiques et des dimensions, et sa fabrication est relativement simple, peu coûteuse et parallélisable. Le com-



FIGURE 2.5 – Architecture de la valve zip et photo du prototype réalisé [113].

portement dynamique est plus limité. D'un point de vue pratique, la sensibilité du dispositif à un environnement réel, notamment l'humidité, est problématique.

Le deuxième dispositif, développé par la société FLOWDIT [80], utilise un «élément moteur» à base de peignes inter digités (figure 2.6 à gauche) pour mettre en mouvement un élément obturateur dans le plan du substrat. C'est la grande originalité du dispositif, actionnement et obturation sont séparés ce qui permet d'augmenter le débattement et d'utiliser des structures mécaniques évoluées. La partie active (oscillateur linéaire) est entièrement microsystème, mais un packaging assez compliqué est utilisé ce qui porte la taille finale à $20 * 20 * 20 mm^3$ pour 3 valves.

La puissance consommée est très faible de l'ordre du 1 mW, la section de sortie est de $0.6 * 1.8 mm^2$, et des vitesses de l'ordre de 30 m/s sont atteintes jusqu'à 100 Hz. Les peignes sont isolés de l'écoulement ce qui limite les problèmes liés à l'environnement. Les performances de l'élément moteur sont limitées par le principe physique et la taille des peignes utilisés mais l'utilisation de structures d'obturation plus performantes (figure 2.7) permet d'augmenter les caractéristiques [114] de la valve (50 m/s; 400 Hz). Ce dispositif est techniquement le plus «évolué» de la littérature.

Le troisième dispositif, présenté par Warsop [115, 116] pour BAE systems, repose sur l'utilisation d'une poutre de relativement grande dimension pour obtenir des déplacements importants, actionnée par un film piézoélectrique. Le dispositif est seulement partiellement réalisé par des moyens microtechnologiques pour le moment, les poutres sont notamment découpées au laser à partir de substrat de PZT. La partie active du dispositif mesure $5 * 2 mm^2$.

L'orifice de sortie est incliné à 45° et est de diamètre 200 μ m. L'intérêt de réaliser un guidage aussi court (L/D=1) au niveau du microsystème, sans prendre en compte le packaging qui devra



FIGURE 2.6 – GAUCHE : images du microsystème et de la structure de peignes. DROITE : packaging comportant 3 valves assemblées et séparées [80].



FIGURE 2.7 – L'obturation de 4 orifices est obtenue à partir d'un élément rotatif [114]. 2 ouvertures/fermetures sont obtenues par période ce qui permet de doubler la fréquence max.



FIGURE 2.8 – Schéma de principe de la micro-valve présenté par Warsop [116] et photo du prototype réalisé.

être rajouté ni le montage sur l'élément aérodynamique n'est pas évident. L'opportunité de tout réaliser en microtechnologie non plus, des films épais de matériaux piézo-électriques n'étant pas faciles à déposer et à micro-usiner... Une voie de fabrication entièrement hybride et collective serait probablement très performante. La taille réelle d'un dispositif unique fini approcherait $10 * 6 * 2 mm^3$ ce qui est intéressant.

Les performances annoncées sont quelques peu étonnantes (figure 2.9), un jet supersonique étant généré sur un orifice cylindrique de 200 μ m pour 1 bar ... (conditions quasi-isentropiques)



FIGURE 2.9 – Caractérisation fréquentielle de la micro-valve réalisée par Warsop [116].

Elles sont probablement surestimées de 20 à 50 %, en lien avec la difficulté d'effectuer des mesures à ces échelles. Néanmoins une bande passante entre 500 Hz et 1 kHz est obtenue pour une consommation de 50 mW et des jets de vitesse supérieure à 100 m/s ce qui est très impressionnant.

Le quatrième et dernier dispositif présenté, développé par Ducloux et al. [11, 117, 118, 119, 120, 121] à l'Institut d'Electronique Micro-électronique et Nanotechnologie (IEMN/LEMAC) de Lille, repose sur la modulation d'un canal microfluidique par une membrane annulaire très déformable en PDMS. La forme générale du dispositif (figure 2.10) est inspirée des travaux de Böhm [102]. L'architecture de la micro-valve est entièrement micro-usinée en silicium et se compose d'un canal muni d'une série d'obstacles, que l'on appellera « murs », et d'une membrane flexible équipée d'un îlot en silicium pour venir obstruer le canal. La valve mesure $10*15*1 mm^3$ sans packaging et lorsque l'actionnement n'a pas été intégré. L'orifice de sortie est de section $1.5*1.5 mm^2$.



FIGURE 2.10 – Schéma de principe de la micro-valve développée par Ducloux et al. [11] et photos de réalisations.

L'originalité de ces travaux repose sur la capacité d'actionner de deux façons différentes le dispositif, ce qui permet d'adresser des plages fréquentielles différentes. Le premier actionnement est de type électromagnétique et s'appuie sur l'utilisation du couplage entre un aimant positionné sur l'îlot et une bobine positionnée au dessus de l'aimant.

Dans cette configuration (figure 2.11) des vitesses de l'ordre de 100 m/s sont obtenues pour 50 kPa sur la plage fréquentielle 150 - 700 Hz environ et pour un courant de 500 mA (2 W). Une modulation complète du jet n'est obtenue qu'à la résonance mécanique de la membrane.

Le deuxième mode d'actionnement (figure 2.12) est à plus haute fréquence (1 kHz à 2.7 kHz) et la nouveauté est qu'il repose sur un couplage fluide structure [118] entre l'écoulement dans le canal et la membrane en raison de la présence des murs internes. Cet actionnement ne nécessite pas d'énergie supplémentaire pour le contrôle de la valve autre que l'alimentation en pression. Des vitesses atteignant 100 m/s sont obtenues avec ce mode d'actionnement.

La nature purement mécanique et passive du microsystème et les dimensions des éléments de la valve posent la question de la justification du procédé microtechnologique. Certains éléments



FIGURE 2.11 – Caractérisation de la micro-valve développée par Ducloux et al., actionnée magnétiquement [11].



FIGURE 2.12 – Actionnement par auto oscillation [118] de la micro-valve développée par Ducloux et al.

microfluidiques pourraient probablement être réalisés par micro-moulage dans le packaging. Cette valve permet de manipuler le plus grand débit de gaz de toutes les micro-valves présentées pour une taille comparable. L'actionnement par auto oscillation permet d'atteindre la gamme de jets pulsés où la nature du jet n'est plus simplement celle d'un jet continu par segment, mais comporte des anneaux turbulents (nombre de Stokes de l'ordre de 5 - 10). Quand elle est actionnée magnéto-statiquement, c'est aussi la valve qui consomme le plus d'énergie, l'action étant effectuée contre la pression sur une surface relativement grande, et par un procédé magnétique qui nécessite un courant important donc génère une dissipation thermique importante comparée à des dispositifs électrostatiques. Le tableau 2.4 suivant résume les caractéristiques des micro-valves développées pour le contrôle d'écoulements.

famille	référence	Débit	Pression	Taille	Volume	Fréq	énergie	Taux	Capteur
		max	max	mini	(mm^3)	max		$\mathbf{d}\mathbf{e}$	intégré
		(L/min)	(kPa)	(mm)		(Hz)		cycle	
électro	Frutos	15m/s	27	5	260	250	700V	-	Ν
statique	[113]	0.1							
	FLOWDIT	30m/s	20	20	8000	100	1mW	-	Ν
	[80]	2		(7mm)	(2300)				
piézo	Warsop	200m/s	100	5	100	500 -	50mW	-	Ν
électrique	[116]	0.4				1000			
magnétique	Ducloux	100m/s	50	10	3000	700	2 W	-	Ν
	[11]	10							
couplage	Ducloux	100m/s	50	10	150	2700	0	Ν	Ν
mécanique	[118]	10							

TABLE 2.4 – Performances des micro-valves développées pour le contrôle de décollements.

En comparaison avec les autres micro-valves de la littérature, ces valves spécialement développées pour le contrôle d'écoulements présentent une perte de charge beaucoup plus faible (débit important à faible pression), une fréquence maximale d'utilisation plus haute pour une taille comparable. Pour réaliser ceci des structures à grande déformation sont utilisées. Les compromis réalisés ont une conséquence : ces quatre valves n'ont pas de fonctionnement proportionnel rapporté (variation du débit d'air en continu par la commande électrique). Elles agissent plus comme des modulateurs de débit que comme des régulateurs de débit, celui-ci étant alors commandé par la pression d'alimentation. En conséquence, la vitesse de jet du dispositif n'est plus un paramètre de contrôle de l'actionneur, mais un paramètre du réseau par le biais du réseau d'alimentation pneumatique.

Si maintenant on compare ces valves avec le cahier des charges représenté figure 2.1, on constate que seule la fonction principale de génération de jets pulsés est traitée. Aucun contrôle de l'effet de l'actionneur n'est apporté. L'aspect intégration n'est abordé que dans le système de FLOWDIT, et sous une forme primaire (une réflexion plus approfondie semble être réalisée dans les générations de valves actuellement en développement). L'étude de la compatibilité des systèmes avec les conditions d'utilisation réaliste n'est pas non plus abordée, ni même les études de fiabilité et durée de vie. Un travail important doit donc encore être réalisé avant d'obtenir un dispositif répondant aux exigences d'une application industrielle de contrôle d'écoulements.

2.3 Discussion des meilleures solutions pour la conception de l'actionneur

L'étude bibliographique réalisée a permis de mettre en évidence la multiplicité des techniques utilisables pour réaliser une micro-valve. Une discussion sur les caractéristiques de l'élément actif, de la forme globale et des données physiques à acquérir est nécessaire pour définir une solution permettant de répondre à tous les critères dégagés jusqu'ici.

2.3.1 Choix de l'élément obturateur

Le cœur d'une valve est son élément actif, ou élément obturateur, qui vient modifier localement une partie de la canalisation pour modifier l'écoulement fluidique. Cet élément actif est mis en mouvement par un mécanisme physique d'actionnement. Le choix de ces deux caractéristiques définit le principe physique de la valve.

Élément actif

Le choix de l'élément obturateur actif va définir l'amplitude d'ouverture du canal réalisable et donc définir le débit maximum pouvant traverser la valve. Pour les applications de contrôle fluidique d'écoulement, un débit important est nécessaire à faible pression, l'élément actif doit donc avoir une amplitude de déplacement importante, de l'ordre de la centaine de micromètre au minimum.

L'utilisation d'un élément mobile est une réponse naturelle quand on cherche à obtenir de tels déplacements, cette solution est d'ailleurs employée par FLOWDIT avec un déplacement linéaire [80] et rotatif [114]. Un travail important a été réalisé dans la communauté MEMS pour développer des micro-moteurs [122, 123] et micro-turbines [124, 125], la principale difficulté étant de gérer les problèmes de frottements et d'adhésion. Ce type de solution n'a pas été retenu car il semble difficile de concilier les problèmes d'étanchéité, de frottement, des hautes fréquences, et les conditions environnementales des valves (poussière, échauffement, humidité).

Des éléments déformables, principalement hors plan, sont classiquement utilisés pour éviter les problèmes liés aux frottements. Les plus fréquemment utilisés sont les poutres [116], les ressorts [126] et les membranes [11]. Pour obtenir les grandes déflexions nécessaires, il est indispensable soit d'utiliser des éléments de relativement grandes dimensions, soit d'utiliser des matériaux très souples. Le comportement fréquentiel de ces éléments sera fortement contraint par les fréquences de résonances des structures. L'utilisation de membranes siliconées a été retenue, dans la continuation des travaux de Ducloux et al., car elles offrent une combinaison intéressante de grandes déflexions, étanchéité, fréquences de résonances moyennes (de l'ordre de quelques centaines de Hertz), « robustesse » et d'un encombrement réduit.

Principe d'actionnement

Les avantages et les inconvénients des différents principes d'actionnement sont largement étudiés dans la littérature [10, 123, 127, 126, 128]. Les figures 2.13 et 2.14 permettent de comparer entre eux les différents principes physiques d'actionnement et de les situer par rapport aux besoins :

 $200 \,\mu m - 100 \,mN - 1000 \,Hz$

Ces besoins se situent à l'interface entre les mondes MEMS et macroscopiques, et seules des solutions de type SMA (Shape memory alloy) ou électromagnétiques semblent y répondre. Si on confronte ces solutions au choix effectué d'utiliser des membranes souples polymères, les solutions électromagnétiques offrent l'avantage de fournir un actionnement à distance plus aisé à mettre en œuvre sur des polymères et une meilleure réponse fréquentielle. La position du trio de valeurs $200 \ \mu m - 100 \ m N - 1000 \ Hz$ sur les figures précédentes, à l'interface MEMS/macro, laisse présager qu'il sera difficile de définir une solution purement microsystème. Il faudra donc travailler dans les tailles intermédiaires, domaine des actionneurs hybrides.

2.3.2 Définition d'une forme pertinente

Les micro-valves pour le contrôle d'écoulement sont destinées à être montées directement sur des profils aérodynamiques. Cela influe forcément sur la forme globale du dispositif comparée à une valve montée sur une carte de circuit imprimé ou dans un circuit d'alimentation pneumatique [112]. Un premier constat est que la multiplication de petits usinages très précis (trous ou fentes de 1 mm par exemple) sur un profil aérodynamique de grande dimension est très contraignant. Deuxièmement la réalisation de surfaces parfaitement planes et de bon état de surface pour assurer l'étanchéité entre la valve et le profil l'est également. Enfin il n'est pas industriellement imaginable d'ajuster la forme du dispositif pour chaque profil. Quatre facteurs principaux sont alors à prendre en compte pour définir la forme globale du dispositif :

- le guidage des micro-jets jusqu'à l'écoulement libre, qui doit s'effectuer le plus simplement possible (usinages sur le profil aérodynamique), avec peu de pertes de charge (maximisation de la vitesse) mais avec une longueur de canal de l'ordre de trois fois le diamètre hydraulique pour assurer une bonne concentration du jet de sortie et qui va permettre de définir des paramètres primordiaux de contrôle (angles d'incidence et de dérapage, diamètre de trou);
- la fixation des micro-valves sur le profil, qui peut nécessiter un ajustement positionnel précis pour minimiser les pertes hydrauliques aux interfaces. La fixation de petits dispositifs est souvent encombrante et fragile (vis, petits filetages facilement abîmés en cas d'effort important);



FIGURE 2.13 – Caractéristique déplacement/force des différents types d'actionnement MEMS (en noir) et macroscopique (en vert) [128]. Le point rouge représente le besoin exprimé : $200 \ \mu m - 100 \ m N$



FIGURE 2.14 – Caractéristique déplacement/fréquence des différents types d'actionnement MEMS (en noir) et macroscopique (en vert) [128]. Le cercle rouge représente le besoin exprimé : $200 \ \mu m - 1000 \ Hz$

Romain VIARD

- l'étanchéité nécessaire pour minimiser l'énergie hydraulique est un vrai problème, au niveau de la micro-valve comme au niveau de l'interface avec le profil. Une intervention humaine est généralement nécessaire sur des connecteurs de grande dimension pour assurer l'étanchéité, même sur des assemblages comportant des filetages type gaz (G1/4 par exemple). Des joints et du ruban téflon sont ainsi fréquemment rajoutés. Une telle intervention, valve par valve, n'est pas vraiment envisageable durant le montage sur un profil aérodynamique réel;
- l'alimentation pneumatique sera préférentiellement effectuée par des tuyaux quand un faible nombre de dispositifs est utilisé car cela permet un meilleur contrôle individuel. Mais dans le cas d'un grand réseau de micro-valves, l'utilisation d'un environnement pressurisé est préférable pour ne pas générer des forêts de câbles et de tuyaux. La valve et les éventuels capteurs qu'elle comporte doivent donc être adaptables à ces deux situations (important par exemple dans le cas de l'utilisation de capteurs de pressions différentiels).

L'utilisation d'une fixation par assemblage cylindrique parait une solution raisonnable car elle permet un usinage simple sur le profil (trou de diamètre relativement important), un centrage automatique et la possibilité de réaliser facilement des assemblages étanches. La partie finale du guidage du micro-jet doit être réalisée dans le profil, sous peine de devoir adapter le packaging du dispositif à la courbure particulière de chaque profil. La fixation peut alors facilement être réalisée par collage, ou en force dans un joint sur le modèle des embases pneumatiques à connexion rapide (un filetage peut aussi être utilisé si le conduit de guidage du micro-jet est axial, ce qui est normalement le cas si les angles d'incidences et de dérapage du micro-jet sont définis par un conduit sur le profil et non dans la micro-valve). La forme ainsi définie permet « simplement » de définir les paramètres de réseau pour une expérience de contrôle actif d'écoulement. On constate que cette forme est très différente de celles retenues par FLOWDIT [80], Frutos [113], Warsop [116] et Ducloux [11].

2.3.3 Quelles caractéristiques retenir pour les capteurs?

Les possibilités offertes par les capteurs MEMS pour la métrologie des écoulements sont extensivement décrites par Gad-el-Hak [10] et Chih-Ming Ho [129]. Ces derniers montrent que les propriétés physiques des écoulements sont majoritairement monitorables grâce à ces dispositifs. L'utilité d'intégrer des capteurs dans une micro-valve pour le contrôle d'écoulement reste à discuter.

Est-il possible de venir caractériser l'écoulement extérieur au niveau des trous de soufflage dans les applications de contrôle de décollement? Il semblerait possible de l'envisager en monitorant le spectre fréquentiel de l'écoulement par exemple, mais il faudrait parvenir à découpler cette mesure du bruit généré par les micro-jets eux-mêmes.

Est-il utile de caractériser les micro-jets en fonctionnement? Sur une expérience académique, ajouter des paramètres de mesure est toujours enrichissant et il fait peu de doute que la connaissance exacte de la nature des micro-jets soit d'une grande importance pour la compréhension des phénomènes physiques et la comparaison avec les simulations numériques. Pour une utilisation industrielle, il est peu probable qu'autant d'informations soient utilisées en temps réel au niveau global. Il est en revanche important de pouvoir contrôler le bon fonctionnement des dispositifs. De plus les conditions d'alimentation sur un réseau de micro-valves peuvent être non homogènes et la caractérisation des micro-jets peut alors être utilisée localement pour ajuster la commande et uniformiser les micro-jets produits.

On peut ainsi conclure qu'il est utile de caractériser l'écoulement produit par la micro-valve. La caractérisation complète nécessite 3 mesures : température, vitesse instationnaire (au minimum être capable de monitorer les jets pulsés), pression. La fonction principale de la micro-valve étant l'actionneur, il faut que l'intégration s'effectue sans augmentation de la taille de l'actionneur, sans remettre en cause sa robustesse, sans faire exploser son coût de fabrication, ni générer de câblage et d'électronique prohibitifs, être compatible avec le procédé de fabrication et les capteurs doivent pouvoir supporter les conditions de fonctionnement difficiles. Plusieurs points semblent donc importants :

- minimiser le nombre de matériaux actifs pour les 3 capteurs, et si possible utiliser des matériaux déjà présents dans le micro-actionneur (polymère souple par exemple);
- unifier le principe physique de mesure pour essayer de réduire l'électronique de traitement ;
- fabriquer tous les capteurs avec un même procédé technologique et parallèlement;
- unifier les conditions d'alimentation électrique;
- utiliser des capteurs très sensibles, auto compensés, pour minimiser la qualité de l'électronique de traitement à ajouter;
- intégrer si possible l'électronique de traitement pour réduire l'espace occupé et le câblage;
- éventuellement, intégrer une communication sans fil.

Nous avons donc décidé de ne pas utiliser de matériaux actifs supplémentaires, type piézoélectrique par exemple, d'utiliser des procédés compatible CMOS, des procédés de mesures résistifs principalement ou capacitifs, et d'utiliser si possible les propriétés de déformations des polymères souples comme élément sensible.

2.4 Opportunités technologiques offertes par les solutions retenues

La discussion précédente nous a permis de retenir l'utilisation d'une solution microsystème utilisant un principe d'actionnement magnétique dans la conception de notre micro-actionneur. Il est également apparu que des éléments macroscopiques fabriqués par des technologies traditionnelles devront probablement être utilisés. L'examen des possibilités offertes par ces différentes technologies est nécessaire pour comprendre ce qu'il est possible de réaliser.

<u>2.4.1 Les microtechnologies : des techniques irremplaçables</u> à utiliser judicieusement

Les microtechnologies regroupent un vaste ensemble de techniques planaires issues de la micro-électronique et de techniques de micro-usinages. Elles permettent de réaliser des structures 2D allant de tailles micrométriques à millimétriques par une combinaison d'ajouts et de retraits localisés de matière sur un substrat plat. Ces techniques sont mises en œuvre dans des environnements dépoussiérés appelés salles blanches et nécessitent des équipements très perfectionnés, donc coûteux. Elles sont donc réservées à des applications qu'il n'est pas possible de fabriquer par des méthodes traditionnelles (par exemple un capteur intégrant de l'électronique, ou une matrice de micro-miroirs hautement intégrée) et qui peuvent être produites en de nombreux exemplaires sur un même substrat pour réduire le coût de fabrication de chaque dispositif (pièces de micro-mécanique telles que des engrenages de montres). Parmi l'éventail de techniques utilisables, on trouve :

- la lithographie, optique ou électronique, qui est l'outil de base permettant de définir des motifs;
- les techniques de dépôt ou de croissance de matériau : spincoat, évaporation, pulvérisation, électrolyse;
- les techniques de micro-usinage pour retirer de la matière : gravure chimique, gravure physique par plasma.

Ces techniques ne permettent généralement pas de travailler sur de fortes épaisseurs ni sur des structures réellement en trois dimensions, et paradoxalement il est souvent plus facile de réaliser de petites structures que des grandes. Des techniques de fabrications traditionnelles peuvent être adaptées à ces échelles pour élargir le domaine des structures réalisables, notamment le moulage (on parlera de micro-moulage) et la gravure par laser.

<u>2.4.2 Le magnétisme : une méthode d'actionnement adaptée</u> à l'échelle mésoscopique

Les actionneurs électromagnétiques [131] occupent une place prépondérante dans le monde macroscopique. Cet attrait pour les systèmes basés sur l'électromagnétisme est théoriquement encore valable aux échelles des microsystèmes [122, 130, 132]. Les systèmes magnéto-statiques atteignent potentiellement des densités d'énergies supérieures aux systèmes électrostatiques pour des déplacements supérieurs à 2 μ m et les règles de réductions d'échelles à courant constant sont plutôt en faveur des microsystèmes magnétiques (figure 2.15). Des densités impulsionnelles de courant très supérieures à celles utilisables dans les actionneurs macroscopiques sont même possibles dans les micro-bobines grâce à l'amélioration du rapport surface/volume des fils ce qui améliore encore l'efficacité des micro-actionneurs magnétiques. Pourtant leur part dans le monde des microsystèmes reste faible.

Les mémoires magnétiques ont permis le développement des techniques de dépôt des matériaux magnétiques. De nombreux matériaux à base de Fe, Ni, Pt, Co, Cu sont utilisables de façon standard en microtechnologies. La faiblesse de la part des microsystèmes magnétiques ne s'explique donc pas plus par une physique défavorable que par une absence de matériaux ou de techniques utilisables.

Les freins au développement des solutions microsystèmes magnétiques sont multiples :

- les interactions magnétiques sont plus complexes que les interactions électriques et souvent



FIGURE 2.15 – GAUCHE : les systèmes magnétiques sont potentiellement supérieurs aux systèmes électrostatiques pour des déplacements supérieurs à $2 \mu m$ [130]. DROITE : les règles de réduction d'échelles à courant constant sont favorables aux interactions magnétiques [122]. Elles deviennent même très favorables si on prend en compte l'augmentation du courant admissible dans les micro-bobines.

elles sont faiblement traitées dans les cursus universitaires;

- le fer est un polluant en micro-électronique et les fondeurs sont réticents à en utiliser. Le même problème est rencontré au niveau des salles blanches de recherche, où des équipements dédiés au traitement des structures comportant du fer doivent être utilisés;
- les structures des actionneurs magnétiques macroscopiques sont 3D, basés sur l'enchevêtrement de matériaux électriquement conducteurs et de matériaux de fortes perméabilités. Ces structures sont très difficilement adaptables aux procédés de fabrication 2D des microtechnologies et les procédés résultants sont longs et coûteux.
- les structures magnétiques sont particulièrement avantageuses pour les micro-actionneurs nécessitant de grands déplacements, de l'ordre de 100 μ m. Pour réaliser de tels actionneurs des matériaux magnétiques de fortes épaisseurs (100 μ m) sont nécessaires. A ces échelles de nouveaux problèmes sont rencontrés :
 - les matériaux durs (aimants) sont très difficilement déposés en fortes épaisseurs [133]. Il est souvent plus facile et économique de reporter des aimants macroscopiques que d'en faire croitre. Ce procédé est d'ailleurs retenu en microtechnique dans la fabrication des montres;
 - les matériaux doux sont généralement de qualités similaires en couches minces [134, 135, 136, 137] et en matériaux massifs. En revanche il est souvent rapporté une dégradation de leurs performances avec l'augmentation de l'épaisseur des films électrodéposés [138];
 - les matériaux magnétiques sont donc difficiles à produire aux échelles où ils seraient les plus efficaces.
- il est plus difficile technologiquement de générer des flux magnétiques constants de fortes intensités dans les MEMS que dans les systèmes macroscopiques, car les bobinages [139, 140, 141] sont beaucoup plus difficiles à réaliser.

L'exploitation du potentiel des systèmes magnétiques est donc très difficile en microtechnologies. Pour des déplacements de l'ordre de 100 μ m, les structures d'actionnement traditionnelles [142, 143] peuvent être utilisées mais en utilisant des méthodes de fabrications hybrides (report d'aimants et de bobines). Pour des déplacements de l'ordre de 10 μ m, les systèmes magnétiques entrent en concurrence avec les méthodes d'actionnement électrostatiques. Les structures traditionnelles sont alors trop compliquées à réaliser par rapport à leurs équivalents électriques et de nouvelles structures devront probablement être imaginées :

- n'utilisant pas de flux magnétique continu généré par un courant électrique pour ne pas avoir à fabriquer de bobinages importants;
- s'appuyant sur les phénomènes de bistabilité magnétique [144, 145, 146, 122, 147] (circuit polarisé par des aimants fixes, éventuellement macroscopiques);
- utilisant soit une impulsion de courant pour basculer entre les deux états stables, soit une

variation des propriétés d'un matériau magnétique actif (variation d'anisotropie de forme par la modulation des contraintes, de la perméabilité par effet thermique [148], inversion de la direction de polarisation, effets magnétostrictifs non-linéaires obtenus à la Transition de Réorientation de Spin [149] ...).

2.4.3 Le prototypage rapide : de nouvelles possibilités pour la fabrication aux petites échelles

Le prototypage rapide [150] regroupe un ensemble d'outils permettant de construire couche par couche un objet à partir d'un modèle informatique CAO. Les principales techniques sont :

- la stéréolithographie (réalisation d'un modèle 3D par couches successives 2D) associée à un LASER. Il existe deux méthodes bien connues. Le modèle est découpé en couches 2D dont la résolution est choisie. Un LASER balaye chaque couche successivement soit dans un bain de plastique liquide et le polymérise (on parle de photopolymérisation, sigle SLA en anglais), soit dans un bac de plastique en fine poudre et le fritte (on parle de frittage sélectif, fusion des grains de cette poudre plastique, sigle SLS en anglais). Le procédé est optique;
- l'impression 3D : dépôt mécanique de matière plastique par couches successives. La machine dépose un fil de plastique fondu par l'intermédiaire d'une buse. Le procédé est mécanique;
- la Construction Laser Additive Directe (CLAD) : fusion de poudres métalliques injectées coaxialement à un faisceau laser de puissance pour réaliser des dépôts métalliques par couches successives. Le procédé est optique.

Ces techniques procédant par ajout de matière permettent de réaliser simplement et rapidement des modèles aux formes extrêmement complexes (inclusion, cavité...), irréalisables par des procédés tels que l'usinage par exemple. Quand le principe d'usinage est optique (SLA, SLS, CLAD), une résolution inférieure à la centaine de microns est classiquement obtenue. Les pièces fabriquées sont généralement en plastique, mais de nouveaux matériaux sont progressivement utilisés, notamment métalliques et magnétiques (par CLAD [150]).

Le prototypage rapide est donc un outil précieux pour le développement des structures mécaniques entourant les microsystèmes, notamment dans la réalisation des packagings. Il peut être également utilisé pour réaliser des moules microscopiques permettant de structurer des polymères souples, ce qui remplace avantageusement les moules micro-usinés en silicium dans le cas de grosses structures.

L'adaptation des techniques du prototypage rapide à la fabrication directe des microsystèmes [151] (amélioration de la résolution jusqu'à des échelles micrométriques) sera probablement un axe de recherches important dans le futur. Le balayage par un laser d'un substrat recouvert de résine photosensible peut par exemple remplacer l'utilisation des masques de chrome en lithographie optique (le procédé se rapproche alors de la lithographie électronique). L'utilisation d'un procédé de frittage de poudres métalliques par LASER pourrait permettre de réaliser des micro-structures magnétiques complexes si l'utilisation simultanée d'une poudre métallique magnétique (contenant du fer), d'une poudre métallique conductrice (cuivre) et d'un plastique isolant devient possible.

2.5 Conclusions

Un cahier des charges des micro-actionneurs pour le contrôle actif d'écoulements par génération fluidique pulsée de tourbillons a été établi. Une étude bibliographique complète des solutions micro-valves a permis de constater que les exigences de ces systèmes sont loin d'être satisfaites par les systèmes de l'état de l'art, même si certaines micro-valves spécialement développées à cet effet présentent des performances prometteuses.

Une discussion technique et physique a été menée pour dégager des caractéristiques génériques pertinentes pour l'actionneur que nous allons fabriquer dans le prochain chapitre. Il apparait qu'un système hybride, combinant des éléments MEMS de micro-fluidique et de micromécanique à un actionneur magnétique macroscopique offre les meilleures opportunités pour satisfaire le cahier des charges. L'utilisation de membranes siliconées pour obturer un microcanal est retenue, ainsi que l'incorporation d'un système de capteurs MEMS (température, pression, vitesse) permettant de mesurer les jets pulsés produits. Il apparait également intéressant d'explorer les possibilités offertes par les technologies du prototypage rapide pour réaliser le packaging indispensable à l'assemblage du système, et d'intégrer l'ensemble dans une forme cylindrique facilement insérable sur les profils aérodynamiques.

3. Micro-valves par modulation de canal : une approche hybride

Les études sur les conditions de contrôle d'écoulements par jets pulsés et sur la conception d'un micro-actionneur pour satisfaire ces conditions de contrôle, réalisées aux chapitres précédents, nous ont permis de dresser les principales caractéristiques du système que nous développerons dans ce chapitre. Ainsi, le micro-actionneur développé sera hybride, c'est à dire qu'il combinera des éléments de micro-mécanique réalisés par des technologies MEMS avec un actionneur magnétique macroscopique bas coût. Nous nous intéresserons ici exclusivement à la génération des jets d'air pulsés qui est la fonction première de l'actionneur, le développement de capteurs permettant la caractérisation interne des jets produits étant abordé au chapitre 5.

L'étude portera tout d'abord sur le microsystème composant le micro-actionneur. Une analyse par simulation numérique de l'écoulement du gaz au travers de la micro-valve permettra de maximiser son rendement fluidique pour atteindre les performances requises pour les applications de contrôle d'écoulements. Un modèle analytique sera proposé pour maitriser les conditions de l'écoulement dans le micro-canal qui permet l'écoulement du gaz au travers la valve. L'élément obturateur défini dans l'étude préliminaire, un résonateur à membrane annulaire, est ensuite modélisé mécaniquement et sa matière constitutive caractérisée. Un procédé technologique reposant sur les techniques des microtechnologies est enfin développé pour fabriquer la micro-valve.

La seconde partie de l'étude est consacrée aux modes d'actionnement de notre système. Deux actionneurs magnétiques, le premier de type électroaimant à reluctance variable et le second utilisant l'interaction directe entre le champ magnétique généré par une bobine et un aimant, sont modélisés. Ils permettent respectivement d'actionner la valve en régime continu bistable et pulsé jusqu'à des fréquences de l'ordre de 500 Hz. Nous verrons ensuite qu'un couplage fluide/structure existant entre l'écoulement dans le micro-canal et le résonateur à membrane annulaire permet, dans certaines conditions, d'obtenir une pulsation naturelle à haute fréquence.

Finalement un packaging, permettant d'assembler les deux composants de l'actionneur, est fabriqué pour permettre la caractérisation du système. Ce packaging tire profit des possibilités offertes par le prototypage rapide pour la réalisation de formes complexes aux échelles millimétriques. Pour assurer que cette pièce mécanique est compatible avec les contraintes économiques auxquelles nous soumet le cahier des charges, elle est produite par moulage sous vide dans un moule silicone, ce qui constitue un procédé industriel couramment utilisé pour la production de pièces en moyenne série. Le micro-actionneur ainsi assemblé est caractérisé et ses performances s'avèrent très satisfaisantes vis-à-vis des objectifs fixés.

Pour chacune de ces études, l'accent est porté sur les moyens de caractérisation qui ont été développés dans le cadre de ces travaux.

La réalisation d'essais en soufflerie, qui seront présentés au chapitre suivant, a fortement impacté le déroulement de cette thèse, nécessitant le développement de plusieurs générations d'actionneurs de plus en plus aboutis. Lorsque cela est utile pour illustrer les progrès réalisés, des éléments de ces différentes générations d'actionneurs sont comparés; on nommera alors chaque génération d'actionneur du nom du projet dans lequel cette valve a été utilisée en soufflerie, ce qui permettra de faire simplement le lien entre les actionneurs et les essais réalisés. Ainsi la première génération de valve, issue des travaux de Ducloux et al. [11], sera appelée «ADVACT». Les générations suivantes seront nommées «ETIA», «DASSAULT» et enfin la dernière «CNRT».

3.1 Le microsystème

Le microsystème fabriqué est une micro-valve, c'est à dire un dispositif mécanique permettant de contrôler un flux d'air à partir d'une source de pression. Il va donc comporter un canal fluidique permettant le passage d'un flux de gaz et un élément mobile permettant d'agir sur la géométrie du canal et donc sur le flux. Le principe de fonctionnement de notre micro-valve est décrit sur la figure 3.1. Un micro-canal obturé par une série de murs est gravé sur silicium. Au niveau de ces murs, un îlot solide, qui est monté sur une membrane déformable, permet de moduler l'épaisseur du micro-canal. La membrane PDMS se gonfle sous l'effet de la pression interne du canal et l'îlot solide se déplace verticalement, ouvrant ainsi le canal et permettant l'écoulement de l'air. En appuyant sur l'îlot rigide, la membrane est pressée sur les murs et donc le micro-canal est fermé.

> Mode « ouvert » Mode « fermé » Légend : PDMS Silicium force

Dans cette configuration, le premier avantage est que la partie pneumatique de l'actionneur

FIGURE 3.1 – Principe de la micro-valve par modulation de canal. L'application d'une force sur la membrane de PDMS permet d'obturer le micro-canal par contact sur les murs micro-usinés.

est entièrement comprise dans le microsystème et donc parfaitement maîtrisée d'un point de vue géométrique. L'écoulement est 2D et bien contrôlé. La partie de la micro-valve à actionner est totalement accessible. Le trou de sortie est sur la face opposée et peut donc être directement monté sur la surface du profil aérodynamique à contrôler. En revanche comme la surface de la membrane déformable est grande, la force résultante des efforts de pression est importante et en conséquence l'effort à exercer pour fermer la micro-valve est important.

Dans cette partie, nous allons tout d'abord étudier l'écoulement dans le micro-canal par simulation numérique sous FLUENT afin d'améliorer le rendement pneumatique de la valve. Une attention particulière sera apportée à l'écoulement sous la membrane pour essayer de modéliser l'interaction entre l'écoulement et la membrane par le biais de la perte de charge. Ensuite on s'intéressera au résonateur annulaire à membrane silicone formé par la membrane déformable rigidifiée en son centre par l'îlot. Le matériau utilisé pour la membrane sera caractérisé et un modèle mécanique équivalent sera donné. La dynamique du système sera calculée pour estimer la bande passante et donc déterminer sa fréquence maximale d'utilisation. Enfin on décrira les procédés de fabrication utilisés pour fabriquer le microsystème.

3.1.1 Aspects micro-fluidiques

Développement d'un banc de caractérisation aéraulique

La caractérisation des micro-jets d'air pulsés à haute vitesse est complexe. Les moyens de caractérisation disponibles en mécanique des fluides sont adaptés aux écoulements macroscopiques et il n'existe pratiquement pas de solutions commerciales réellement adaptées aux besoins de la micro-fluidique. Les techniques de visualisation à ces échelles sont encore du domaine de la recherche [152, 153, 154, 155], et la fiabilité des caractérisations de dispositifs effectuées dans la littérature est souvent sujette à caution [116].

Pour faciliter et fiabiliser la caractérisation de nos dispositifs, nous avons mis en place un banc de caractérisation micro-aéraulique entièrement automatisé (figure 3.2).

Un système de distribution pneumatique multivoie (figure 3.3) a été spécialement développé pour assurer une alimentation homogène des réseaux de micro-valves. La pression d'alimentation est mesurée directement en amont des dispositifs et est utilisée pour asservir le modulateur de pression électronique qui contrôle l'alimentation en air comprimé. L'air est filtré pour éliminer les particules et l'humidité qui pourraient dégrader les outils de mesures et encrasser les dispositifs. Une perte de charge importante sous la forme de mousse a été ajoutée dans la chambre pour homogénéiser et stabiliser l'écoulement, augmenter la pression de sortie du modulateur (cela permet de ne pas travailler sur un point de fonctionnement basse pression/fort débit qui



FIGURE 3.2 – Photo du banc de caractérisation micro-aéraulique. Le détail des équipements est donné table 3.1.

Repère	Matériel	Gamme d'utilisation
	Modulateur de pression BOSCH REXROTH	0-6 Bars
1	Référence R414002401	0-140L/min
	Capteur de pression relatif RADIOSPARES	
2	Référence 2200RGA6001A3UA002	0-6 Bars
	Débitmètre à Air VÖGTLIN Instruments	
3	Référence 117102-482477-Air-14	0-14L/min
	Référence 124541-493796-Air-150	0-150L/min
	Bloc Fil Chaud Streamline DANTEC 2 voies	
4	Référence 90N10 Frame - CTA modules 90C10	20kHz
	Fils chaud DANTEC $1.5 mm$	
5	Référence 9055P0111	Calibré $0-250m/s$
	Cartes d'acquisition NATIONAL INSTRUMENT	
6	Référence SCB-68	
Ī	Référence USB-9162	100 kHz
	Amplificateur de puissance BRÜEL&KJAER	DC - 15 kHz
8	Référence 2719	Charge min $0.8\Omega - 180 VA$

TABLE 3.1 – Équipements du banc de caractérisation micro-aéraulique.

est peu précisément contrôlé) et éviter les rétroactions déstabilisantes entre les fluctuations de pressions générées par les micro-valves et l'asservissement interne du modulateur.

La mesure des caractéristiques du jet est effectuée de deux façons différentes simultanément. Le débit moyen est mesuré en amont par un débitmètre électronique commercial à élément chauffant et la vitesse instantanée est mesurée en aval du trou de sortie grâce à un système commercial d'anémométrie par fil chaud. Tous deux sont calibrés au plus juste pour couvrir la gamme de caractéristiques de nos dispositifs. Le fil chaud utilisé, de longueur 1.5 mm, est d'une taille supérieure au trou de sortie et ne permet de mesurer que la vitesse moyenne (spatialement) d'éjection. Le fil chaud est monté sur un banc de déplacement micrométrique 3D permettant d'ajuster précisément la position du fil par rapport au jet. Le fil est placé dans l'axe du jet et à environ 1 mm du trou de soufflage situé sur une plaque de mesure assurant le guidage de l'air et sur laquelle une valve est fixée.

L'alimentation électrique est fournie par un générateur de fonction dont le signal est amplifié par un amplificateur de courant spécialement adapté aux très faibles charges.

Une interface Labview spécialement développée permet de contrôler tous ces systèmes et de mesurer simultanément (en phase) la pression moyenne d'alimentation, le débit moyen, la vitesse de jet instantanée et l'intensité instantanée du courant de commande. Cette interface permet d'effectuer automatiquement des cycles de mesures et de moyenner les résultats pour une meilleure représentativité et reproductibilité des performances mesurées. Toutes les caractérisations présentées par la suite sont effectuées par le biais de ce système.

Validation des modèles de simulation sous FLUENT

La physique des micro-écoulements gazeux diffère sensiblement de celle des écoulements macroscopiques par l'augmentation de l'importance des forces de frottement (viscosité) et par la mise en défaut éventuelle du comportement de milieu continu du fluide. Gad-el-Hak [156] détaille les caractéristiques des écoulements dans les microsystèmes.

Pour déterminer les conditions de simulations de l'écoulement dans les micro-valves, le régime d'écoulement doit être tout d'abord déterminé au travers du nombre de Knudsen.

(3.1)
$$K_n = \frac{\lambda}{L}$$
 $\lambda = \frac{\eta}{\rho} \sqrt{\frac{\pi}{2RT}}$ $R = 287 J/kg/K$

Avec λ le libre parcours moyen des molécules de fluides, η la viscosité dynamique du fluide, ρ et T sa densité et sa température et L une dimension caractéristique de l'écoulement.

Le diamètre hydraulique du micro-canal peut être utilisé pour l'adimensionnement des grandeurs fluidiques. Soit A l'aire de la section du canal, P son périmètre, d et h sa largeur et sa hauteur, on a :

(3.2)
$$D_h = \frac{4A}{P} = \frac{2dh}{d+h}$$

Romain VIARD



FIGURE 3.3 – Photos d'une nourrice de distribution pneumatique démontée (à gauche) et intégrée avec un capteur et un limiteur de pression (à droite).



FIGURE 3.4 – Schéma de fonctionnement du banc micro-aéraulique.

Pour l'air à 20°C et pour un micro-canal de 3 * 0.38 mm on obtient :

$$\lambda = 0.06 \,\mu m$$
$$D_h = 674 \,\mu m$$
$$K_n \simeq 10^{-4}$$

$Kn \leqslant 10^{-3}$	Régime continu (Eq. de N-S). Condition d'adhérence aux pa-
	rois applicable (non glissement)
$10^{-3}\leqslant\!\!Kn\!\leqslant10^{-1}$	Régime continu (Eq. de N-S). Condition d'adhérence aux pa-
	rois non applicable (glissement)
$10^{-1}\leqslant\!\!Kn\!\leqslant10$	Régime de transition
Kn > 10	Ecoulement moléculaire libre

D'après le tableau 3.2 l'écoulement dans le micro-canal peut donc être considéré comme continu et les équations de Navier-Stokes (N-S) utilisées dans les logiciels de simulations fluidiques tel que FLUENT peuvent être appliquées, en utilisant des conditions de non glissement en paroi.

Ensuite, la nature laminaire ou turbulente de l'écoulement est donnée par le nombre de Reynolds :

$$(3.3) \quad R_e = \frac{\rho UL}{\eta}$$

Pour de l'air à 20 °C, $\eta=1.78\,10^{-5}\,\rm Pa.s$, $\rho=1.225\,\rm g/L,$ et en prenant $D_{\rm h}=674\,\mu\rm m$ et $U=100\,\rm m/s,$ on obtient :

$$R_e = 4600$$

Ceci correspond normalement à un écoulement laminaire ($R_e < 2000$) ou transitionnel ($R_e < 6000$). Cependant une transition précoce [157, 158, 155] vers un régime turbulent est possible dans les micro-canaux à cause de la rugosité ou de la géométrie. Pour déterminer le modèle de simulation à utiliser, nous avons donc effectué une visualisation du jet en sortie de valve par ombroscopie (figure 3.5). A basse pression, on constate que le jet se développe dans sa première phase par un cône laminaire. L'écoulement dans la micro-valve est donc laminaire dans ces conditions. En revanche on constate qu'à la pression différentielle d'alimentation $\Delta P = 0.2$ bass


FIGURE 3.5 – Visualisation ombroscopique du jet continu en sortie de micro-valve pour une pression d'alimentation différentielles de 0.05 bar (à gauche) et 0.2 bar (à droite). On constate sur la première image que le jet comporte un cône laminaire alors qu'il est pleinement turbulent sur la deuxième.

le jet est complètement turbulent, il est donc possible que l'écoulement soit turbulent dans le micro-canal.

Les simulations numériques 3D sous FLUENT sont donc effectuées avec un modèle Navier-Stokes (solver « Density Based ») sans glissement en paroi et un modèle $k - \epsilon$ pour la viscosité (modèle « Realizable » et « Enhanced Wall Treatment »). L'air est modélisé comme un gaz parfait compressible car l'écoulement peut atteindre des nombres de Mach (M_a) supérieurs à 0.5 dans le micro-canal.

(3.4)
$$M_a = \frac{U}{C_{gaz}}$$
 $C_{gaz} = \sqrt{\gamma RT}$ $\gamma = 1.4$

L'utilisation du modèle amélioré de paroi impose de choisir avec attention la taille de la première maille (2 y) du maillage utilisé. En effet FLUENT utilise la loi logarithmique pour une première maille centrée dans la gamme $30 < y^+ < 300$ et l'équation de sous couche visqueuse pour $y^+ < 30$ (figure 3.6). Cependant les valeurs $5 < y^+ < 30$ doivent être évitées car ces modèles ne s'appliquent pas dans cette zone. On a :

(3.5)
$$y^+ = \frac{\rho y U_\tau}{\eta}$$
 $U\tau = U_e \sqrt{\frac{\bar{C}_f}{2}}$

où \bar{C}_f est donné par la loi de Blasius :

(3.6)
$$\bar{C}_f = 0.0791 R_e^{-1/4}$$

Pour $R_e = 4600$ et $U_e = 100 m/s$, les valeurs correspondant à $y^+ = 1$, $y^+ = 5$ et $y^+ = 30$ sont alors :

$$2y = 4.2 \,\mu m, \, 2y = 21 \,\mu m \,\mathrm{et} \, 2y = 127 \,\mu m$$

Compte tenu l'épaisseur du micro-canal simulé, un maillage avec une taille de première maille situé entre 4 et 20 μm doit donc être choisi. Un maillage structuré (figure 3.7) est réalisé sous Gambit modélisant la moitié du micro-canal, en exploitant les propriétés de symétrie. L'étude de convergence exposé figure 3.6 montre que le résultat de la simulation (ici le débit du micro-canal) est bien convergé dès $y^+ = 5$. Un maillage à $y^+ = 1$ est retenu car il représente plus finement les zones de décollements présentes au niveau des murs du micro-canal.



FIGURE 3.6 – GAUCHE : structure de la couche limite [159]. DROITE : étude de convergence en maillage.



FIGURE 3.7 – Maillage structuré 3D utilisé pour les simulations FLUENT, comportant 640200 éléments, permettant de simuler l'écoulement dans le micro-canal de génération DASSAULT. La zone recouvrant le trou de sortie et la membrane est représentée.

Pour vérifier la validité des simulations effectuées, des micro-valves à membranes silicium rigides, permettant d'obtenir une ouverture de micro-canal de hauteur contrôlée, indépendante de la pression, ont été fabriquées. Ces dispositifs sont représentés figure 3.8. Une ouverture de membrane de $220 \,\mu m$ a été reproduite par gravure KOH du silicium. La comparaison entre les débits simulés et mesurés sur les 3 géométries différentes de canaux est donnée figure 3.9. Elle montre un accord relativement bon avec l'expérience. La différence de pertes de charge à haute pression pourrait s'expliquer par la présence de fuites dans le circuit pneumatique entre la valve et le débitmètre.



FIGURE 3.8 – Micro-valve à membrane rigide en silicium réalisée pour effectuer des mesures de débits pour la comparaison avec les simulations FLUENT. GAUCHE : schéma montrant le canal avec une ouverture de membrane fixe de 220 µm. DROITE : photo de réalisation sur les 3 générations de canaux.



FIGURE 3.9 – GAUCHE : comparaison entre les simulations effectuées sous FLUENT et les mesures débitmétriques sur les différentes géométries. DROITE : influence de la géométrie modélisée.

Après avoir validé le modèle fluidique de simulation sous FLUENT, nous avons utilisé ce modèle pour améliorer le rendement fluidique de la micro-valve en cherchant à réduire les pertes de charge générées dans le micro-canal aux niveaux des trous d'entrée et de sortie et de la membrane.

Réduction de la perte de charge sous FLUENT

Pour optimiser les performances des micro-valves et ainsi obtenir des micro-jets d'air en sortie de plus grande vitesse pour une même pression d'alimentation, il est nécessaire de réduire les pertes de charge singulières dans le micro-canal aux niveaux des coudes d'entrée et de sortie et au niveau de la membrane. Cette amélioration de la géométrie du micro-canal se fait sous la contrainte du cahier des charges qui impose une section fluidique de l'ordre de 1 mm^2 et de l'intégration avec l'électroaimant, qui impose la distance entre le trou d'entrée d'air et la membrane ainsi que la taille de la membrane.

La réduction de ces pertes de charge est recherchée de façon itérative en éliminant progressivement les décollements et les recirculations à l'intérieur du micro-canal. Le tableau 3.3 présente l'évolution des pertes de charges singulières (normalisée par rapport à la vitesse dans le micro-canal : Q/A_{canal} , Q étant le débit et A_{canal} la section du micro-canal) pour les trois géométries dans les trois blocs, entrée - membrane - sortie, qui compose le micro-canal. Elles sont obtenues en calculant la différence de pression totale moyenne entre l'entrée et la sortie de chaque bloc, en fonction du débit, puis interpolant la caractéristique $\Delta P_{totale}(Q)$ résultante par un polynôme d'ordre 2. On suppose alors qu'à basse pression d'alimentation, l'écoulement peut être considéré comme laminaire et que le coefficient linéaire du polynôme s'identifie aux pertes de charges régulières et le coefficient quadratique aux pertes de charges singulières. Cette approximation suppose également que les pertes de charges singulières des 3 tronçons de canal sont indépendantes.

La perte de charge singulière [160, 161] est définie par :

(3.7)
$$\Delta P = \frac{1}{2} \rho U^2 Ks = \frac{1}{2} \rho \left(\frac{Q}{A_{canal}}\right)^2 Ks \left(\frac{A_{canal}}{A}\right)^2 = \frac{1}{2} \rho \left(\frac{Q}{A_{canal}}\right)^2 Ks'$$

où Ks' est le coefficient de perte de charge singulière ramené à la pression cinétique dans le micro-canal et Q le débit (la section de $3 * 0.38 mm^2$ est inchangée dans les 3 géométries) et A

TABLE 3.3 – Pertes de charge dans les 3 tronçons de la micro-valve, pour chaque génération développée. La première ligne représente le coefficient quadratique de perte de charge en $(Pa/(L/min)^2)$ et la seconde ligne le coefficient de perte de charge Ks' [160].

10000 9000 8000 - etia etia 0 0 0 2 - etia dass 7000 - etia dass 7000 - etia 3000 - etia - e	ct ault 4 5 débit (L/min)		35000 30000 25000 (a) 20000 (b) 20000 (c) 30000 (c) 20000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) 30000 (c) (c) (c) (c) (c) (c) (c) (c)	act sault 4 5 débit (L/min)		16000 - etia 14000 - etia 12000 - etia 12000 - etia 12000 - etia 12000 - etia 12000 - etia 10000	act sault 4 5 débit (L/min)	
	Entrée			Membrane))		Sortie	
Advact	Etia	Dassault	Advact	Etia	Dassault	Advact	Etia	Dassault
91.1	63.8	17.2	435	309	216	177	293	168
0.696	0.487	0.131	3.32	2.36	1.65	1.354	2.24	1.28

la section du canal au niveau de la perte de charge. Celui-ci est donné pour chaque bloc dans la table 3.3. La perte de charge singulière totale du micro-canal est alors donnée par :

(3.8)
$$\Delta P = \frac{1}{2} \rho \left(\frac{Q}{A_{canal}}\right)^2 \left(Ks'_{entrée} + Ks'_{membrane} + Ks'_{sortie}\right)$$

Les améliorations successives de la géométrie ont permis de faire passer le coefficient de pertes de charge singulières de 5.366 à 3.061 soit une réduction de 43% des pertes de charge singulières.

La perte de charge régulière de la micro-valve n'est pas un paramètre facile à améliorer car elle dépend principalement de l'épaisseur du micro-canal (contraint par l'épaisseur des substrats utilisés et par les techniques de gravure) et de sa longueur (contrainte par l'intégration de la bobine et de l'alimentation fluidique). Les pertes de charge régulières dépendent du facteur de forme $\lambda = d/h$ du canal et sont données dans le cas laminaire par [160] :

(3.9)
$$si \quad 1 < \lambda < 4.5$$
 $\Delta P = Kr Q = 32\eta \frac{L}{d h D_h^2} Q$ loi de "Hagen – Poiseuille"

(3.10)
$$si \quad \lambda > 4.5 \qquad \Delta P = Kr Q = 12\eta \frac{L}{d h^3} Q$$
 loi de "Navier – Stokes"

avec L la longueur du canal, d sa largeur et h son épaisseur.

Les pertes de charge régulières de la micro-valve peuvent être assimilées à celles du microcanal car les trous d'entrée et de sortie sont d'une très faible épaisseur devant leur diamètre hydraulique. Le tableau 3.4 donne la comparaison entre les pertes de charges régulières simulées et calculées analytiquement.

TABLE 3.4 – Coefficient de pertes de charges régulière $(Pa.(L/min)^{-1})$ pour chaque génération développée.

	Advact	Etia	Dassault
Simulation	1576	1758	1250
Analytique	216	248	183

L'écart entre les valeurs analytiques et simulées est très important. Cette erreur peut être induite par la méthode artificielle utilisée pour identifier les pertes de charges régulières et singulières. On remarque également sur la figure 3.9 que les simulations surestiment la perte de charge dans le micro-canal. Cependant les formules analytiques, qui se basent sur un écoulement homogène sur une section de canalisation (symétries ...), sous-estiment également la perte de charge régulière dans notre cas où la forme de l'écoulement est très perturbée par la présence

des murs et où les gradients de vitesses sont donc beaucoup plus importants. On constate néanmoins que les coefficients simulés sont approximativement proportionnels à la longueur des canaux de chaque génération de micro-valve, ils correspondent donc bien à une perte de charge régulière.

La caractéristique pression/débit de la micro-valve est approximée par la relation de Bernoulli :

(3.11)
$$P_0 + \frac{\rho_0}{2}U_0^2 = P_1 + \frac{\rho_1}{2}U_1^2 + \Delta P_{totale\ 0\to 1}$$

En supposant qu'ici $U_0 = 0$, $P_1 = 0$, $\rho = cste$, on obtient :

$$(3.12) P_0 = Kr_{canal} Q + \frac{\rho}{2} \left[\left(\frac{(Ks'_{entr\acute{e}} + Ks'_{membrane} + Ks'_{sortie})}{A^2_{canal}} \right) + \left(\frac{1}{A^2_{sortie}} \right) \right] Q^2$$

La plage de vitesse $V_{moy} - V_{max}$, dans laquelle doit se situer la vitesse mesurée par le fil chaud, est représentée figure 3.10. On observe bien une augmentation de la vitesse d'éjection de l'air, consécutive aux améliorations de la géométrie.

L'évolution de la répartition des vitesses et des pressions dans les 3 générations est visible sur les figures 3.11 à 3.13. On observe que la détente du gaz, la zone où le fluide effectue sa conversion pression/vitesse, est situé principalement au niveau du premier mur du micro-canal.



FIGURE 3.10 – Plages de vitesses de sortie $[V_{moy}; V_{max}]$ simulées pour chacune des géométries. L'amélioration itérative de la forme du micro-canal permet une augmentation de près de 50 % de la vitesse d'éjection de l'air.

Sur les figures suivantes on a représenté 1 plan de coupe vertical médian du micro-canal et 2 plans de coupes horizontaux au niveaux de la sortie et du plan médian du canal principal.



FIGURE 3.11 – Répartition des pressions et des vitesses dans les valves génération ADVACT.



FIGURE 3.12 – Répartition des pressions et des vitesses dans les valves génération ETIA.



FIGURE 3.13 – Répartition des pressions et des vitesses dans les valves génération DASSAULT.

L'amélioration successive de la forme de l'entrée du canal permet d'augmenter la pression statique au niveau du premier mur et donc d'augmenter l'énergie disponible pour accélérer le fluide. Lorsque la vitesse de l'écoulement augmente, les pertes de charges deviennent plus importantes, il est donc primordial de réduire la longueur de cette zone comme on l'observe sur ces figures.

Modélisation analytique de la perte de charge sous la membrane

L'analyse de l'écoulement sous la membrane est cruciale. Elle permet de comprendre d'une part la fermeture du micro-canal et donc la dynamique de l'extinction du jet, et d'autre part d'étudier l'évolution de la répartition des pressions sous la membrane qui est un facteur primordial dans l'étude du résonateur qu'il soit actionné ou auto-oscillant. Pour cela une étude est menée grâce à des simulations de mécanique des fluides sous FLUENT en 2D et 3D dans le but d'en déduire un modèle analytique représentant l'écoulement dans cette partie de la microvalve. La simulation est effectuée sur la membrane seule pour obtenir un résultat indépendant de la forme des trous d'entrée et de sortie de la micro-valve. Les paramètres de simulations (maillage, turbulence ...) sont conservés.

Les figures 3.14 et 3.15 représentent l'évolution des pertes de charges singulières et régulières, définies comme précédemment, en fonction de la hauteur h d'ouverture de la membrane (par rapport au sommet des murs) et de l'angle d'inclinaison α (par rapport à l'horizontal) de l'îlot solide. D'après les valeurs numériques des pertes de charges linéïques et quadratiques extraites des simulations, on peut affirmer que les pertes de charges quadratiques régissent l'évolution de la pression sous la membrane et on négligera les pertes de charges linéïques dans la suite. On va tout d'abord décrire de manière phénoménologique l'évolution du flux pour ensuite modéliser l'évolution de la pression et de la vitesse sous la membrane. Le flux d'air rencontre :



– premièrement le premier mur du micro-canal (à droite sur la figure 3.14) qui constitue

FIGURE 3.14 – Simulation sous FLUENT de l'écoulement sous la membrane pour les ouvertures et inclinaisons $h = 170 \,\mu m$ et $\alpha = 0$ puis $h = 170 \,\mu m$ et $\alpha = 3^{\circ}$.



FIGURE 3.15 – Évolution des coefficients de perte de charge sous la membrane en fonction de la hauteur d'ouverture et de l'inclinaison de la membrane.

en général une brusque réduction de section du canal fluidique de rapport (hauteur du canal)/(hauteur de membrane sur le premier mur);

- deuxièmement le fluide subit une brusque augmentation de section alors qu'il pénètre dans la chambre entre les deux murs. La pression statique dans cette chambre est constante. Le flux d'air ralentit par élargissement du jet et une vitesse homogène sur toute la section serait atteinte en aval après une dizaine de diamètres hydrauliques si un deuxième mur n'était pas présent. Le rapport d'expansion est donc donné par (hauteur de membrane sur le premier mur)/(hauteur du jet d'air juste avant le deuxième mur);
- troisièmement, le flux d'air rencontre donc un deuxième mur qui constitue une seconde réduction de la section fluidique. Le rapport des deux sections sera donc donné par (hauteur de membrane sur le deuxième mur)/(hauteur du jet d'air juste avant le deuxième mur);
- quatrièmement, le flux d'air est soumis à une augmentation finale de section de rapport (hauteur de membrane sur le deuxième mur)/(hauteur du canal).

Il y a donc dans ce canal relativement simple, qui ne comporte que 2 murs, 4 sources de pertes de charges singulières différentes. Deux de ces sources de pertes de charges dépendent uniquement du mur où elles sont générées et les deux autres s'expliquent par une interférence entre l'écoulement sur les deux murs.

Pour obtenir une modélisation analytique de cet écoulement, nous avons tout d'abord déterminé les relations donnant les coefficients de pertes de charges singulières pour un élargissement et pour un rétrécissement par simulation numérique 2D sous FLUENT sur une marche simple de hauteur $380 \,\mu m$, en corrélant linéairement la chute de pression totale avec le carré de la vitesse sur la marche. Dans le cas où le flux d'air descend la marche (élargissement), nous avons également déduit la longueur de recollement en aval du mur (le critère utilisé est l'inversion de



FIGURE 3.16 – GAUCHE: coefficients de pertes de charge singulières simulés sous FLUENT sur une marche de hauteur 380 μ m, pour une expansion et une contraction du fluide. DROITE: position du point de recollement sur la même marche dans le cas de l'élargissement de la section du canal.

la vitesse axiale V_x à une distance de 20 μm du mur du canal, en aval de la marche). Les données extraites de ces simulations sont fournies figure 3.16. Soit $\beta < 1$ le coefficient de contraction du fluide, ces trois paramètres sont corrélés par les fonctions suivantes :

(3.13)
$$\begin{cases} \text{expansion} : K_{exp} = 1.172 \,\beta^2 - 2.422 \,\beta + 1.373 \approx (\beta - 1)^2 \\ \text{contraction} : K_{con} = \frac{12.6}{1 + 13.2 \,\beta + 13.4 \,\beta^2} \\ \text{recollement} : L_{reco} = 0.0003 \, (U^2 \, H)^{0.25} \end{cases}$$

À partir de ces simulations, on constate que les pertes de charges singulières consécutives à une contraction sont notablement plus élevées que pour les formules classiques [160, 162], alors que les pertes de charges consécutives à une expansion sont relativement classiques. Concernant la longueur de recollement en aval d'une marche, une longueur proportionnelle au nombre de Reynolds sur la marche est parfois proposée. Une relation de ce type n'offre ici qu'une approximation grossière de la valeur obtenue.

Le coefficient de pertes de charges singulières peut-être écrit sous une forme unifiée en corrélant ensemble les pertes de charges pour les expansions et les contractions en fonction de la section d'entrée A_e et de la section de sortie A_s . Le coefficient de pertes de charges singulières K est alors obtenu par la formule unique:

(3.14)
$$K(A_e, A_s) = \frac{1.16 x^3 - 2.38 x^2 + 0.89 x + 0.33}{x^3 - 1.33 x^2 + 1.07 x - 0.026}$$
; $x = \frac{A_s}{A_e}$



FIGURE 3.17 – Paramétrage géométrique du micro-canal sous la membrane.

En se basant sur la paramétrage défini figure 3.17, la perte de charges singulière totale du micro-canal est donnée par:

(3.15)
$$\Delta P_{sing} = \frac{\rho Q^2}{2} \sum_{i=1}^n \left[\frac{K(S'_{i-1}, S_i) + K(S_i, S'_i)}{S_i^2} \right] = \frac{\rho}{2} K_{tot} \frac{Q^2}{S_0^2}$$

avec K_{tot} le coefficient de pertes de charges singulières total sous la membrane défini tel que sur la figure 3.15.

(3.16)
$$K_{tot} = S_0^2 \sum_{i=1}^n \left[\frac{K(S'_{i-1}, S_i) + K(S_i, S'_i)}{S_i^2} \right]$$

avec

(3.17)
$$\begin{cases} S_i = h - \alpha x_i \\ S'_i = S_i + \min((x_{i+1} - x_i) \frac{S_0 S_1^{0.25}}{0.0003 Q^{0.5}}, S_0) \approx S_i + \lambda (x_{i+1} - x_i) + o(Q) \end{cases}$$

Ces formules pourront être utilisées pour analyser l'interaction entre la répartition de pression sous la membrane et son mouvement.

3.1.2 Analyse des membranes annulaires

Caractérisation des polymères utilisés

Les silicones [163] (ou polysiloxanes) constituent la branche la plus importante des dérivés organosiliciques. Ces polymères sont caractérisés par la présence dans leur molécule, en plus de la liaison silicium-carbone, de la liaison silicium-oxygène. Cette dernière est à l'origine de leur nom : silicones, contraction de silicon ketones, par analogie avec les cétones. L'architecture moléculaire peut être représentée par la répétition d'un motif unitaire de formule :



Suivant la nature des fonctions organiques (R) rattachées au silicium et suivant les conditions de fabrication, les produits obtenus sont extrêmement variés : huiles, gommes, pâtes et graisses, élastomères, résines. Les silicones trouvent leurs premières applications durant la Seconde Guerre mondiale sous l'impulsion de la société américaine Dow Corning, qui est toujours le principal fabricant actuellement. Par rapport aux élastomères organiques traditionnels, les silicones présentent des avantages déterminants :

- une décroissance plus faible de leurs propriétés mécaniques avec la température. Si les caoutchoucs organiques ont en général des propriétés mécaniques à température ambiante trois fois plus élevées que les caoutchoucs de silicones, ces derniers conservent, au-delà de 120 °C et jusqu'à 220 °C, une résistance à la rupture en traction trois fois plus élevée que leurs homologues organiques;
- un domaine de température d'utilisation plus large (-50 °C à +220 °C), qui résulte de la tenue thermique précédente, mais également de leur faible température de transition vitreuse. Dans ce domaine de température d'utilisation, compte tenu de l'absence de changement d'état, les silicones manifestent une évolution très faible de leurs principales propriétés physiques (propriétés rhéologiques, propriétés diélectriques, capacité thermique ...);
- une bonne stabilité au vieillissement, qui résulte bien sûr de leur inertie chimique, de leur stabilité thermo- et photo-oxydative, mais également de l'absence de double liaison résiduelle après vulcanisation;
- la possibilité, moyennant l'utilisation de silices suffisamment fines, de préparer des articles transparents, utilisables essentiellement pour les applications alimentaires et paramédicales.

Les silicones sont utilisées depuis le fin des années 90 en microtechnologies [164], principalement en micro-fluidique. La formulation principalement utilisée est le *Sylgard 184* produit par Dow Corning [165], pour ses propriétés de haute déformabilité [88, 166], transparence, hydrophobicité, résistance aux produits chimiques [167] et bio-compatibilité [168].

Ducloux et al. utilisent le silicone Sylgard 184 (que l'on nommera dans la suite par PDMS) pour la réalisation de leurs membranes. L'utilisation de ce polydiméthylsiloxane est désormais bien maitrisée en microtechnologie et il répond parfaitement à de nombreuses applications. En revanche sa résistance au déchirement est faible ce qui est un problème majeur pour les membranes des micro-valves qui sont soumises à un cisaillement important le long des arêtes en silicium. Nous avons donc recherché un autre silicone qui possèderait une plus grande résistance au déchirement tout en étant compatible avec les procédés de fabrication antérieurement utilisés [169]. Cinq silicones ont été testés dans les gammes de produits de Dow Corning. Le Silastic(R) S (silicone développé pour la réplication par moulage) nous a permis de reproduire le procédé de fabrication des membranes avec des caractéristiques similaires en termes de qualité de film et d'adhésion sur une couche d'oxyde de silicium. On y réfèrera dans la suite sous le nom de VPDMS. Le tableau 3.5 compare les caractéristiques fournies pour ces 2 polymères.

TABLE 3.5 – Comparaison des caractéristiques commerciales du PDMS et du VPDMS. D'après[165]. Le VPDMS présente une résistance au déchirement neuf fois supérieure à celle du PDMS.

Propriété	PDMS	VPDMS
Nom commercial	Sylgard 184	Silastic(R) S
Limite élastique à la traction (MPa)	7.1	7
Élongation à la rupture (%)	140	850
$R\acute{e}sistance~au~d\acute{e}chirement~(kN/m)$	2.6	23

Nous avons entrepris de caractériser ces deux polymères pour préciser leurs caractéristiques mécaniques. Pour cela des éprouvettes de traction (figure 3.18) ont été découpées par pressage dans des films de silicone de 2 mm d'épaisseur. Des essais de rupture en traction ont ensuite été effectués à l'École Centrale de Lille. La figure 3.19 montre la différence d'élongation maximale entre le PDMS et le VPDMS. Les caractéristiques annoncées par le fabricant sont bien vérifiées avec des élongations à la rupture de 180 % et 830 % respectivement. On observe également une évolution assez sensible de la résistance du PDMS avec la température.

Pour modéliser le comportement mécanique et mettre en évidence les effets visqueux dans ces deux polymères, des tractions cycliques en petites déformations sont effectuées (figure 3.20) à différentes vitesses. Un cycle de déformation stable est obtenu après la première déformation. On observe que l'hystérésis est très peu marqué signe d'une faible viscosité. Les élastomères silicones obéissent à une loi de déformation caoutchoutique [170] en petite déformation du type :

(3.18)
$$\sigma_n = E\left(\lambda - \frac{1}{\lambda^2}\right)$$

À partir des courbes de la figure 3.20 on peut extraire le module d'Young équivalent des deux élastomères :

TABLE 3.6 – Comparaison des modules d'Young équivalent du PDMS et du VPDMS. Le VPDMS est trois fois moins dur que le PDMS.

Propriété	PDMS	VPDMS
Module d'Young équivalent (MPa)	0.69	0.23



FIGURE 3.18 – GAUCHE : éprouvettes de traction réalisées dans un film de PDMS de 2 mm d'épaisseur. DROITE : banc de traction du laboratoire de mécanique de l'EC Lille.



FIGURE 3.19 – *GAUCHE* : mesure de l'évolution du module d'Young du PDMS en fonction de la température. DROITE : comparaison entre les essais de ruptures du PDMS et VPDMS.



FIGURE 3.20 – Traction cyclique à 50 mm/s et 500 mm/s sur le PDMS et le VPDMS. La courbe de traction montre un faible cycle d'hystérésis.

Le VPDMS est donc trois fois plus souple que le PDMS. On peut donc utiliser des membranes beaucoup plus épaisses, et donc beaucoup plus solides, en conservant la même grande déformation sous l'action de la pression. Par la suite, nous allons développer un modèle analytique de la membrane en considérant que le polymère possède une élasticité linéaire caractérisée par le module d'Young équivalent du développement asymptotique de la loi de déformation (Eq.(3.18)):

 $(3.19) \ \sigma_n = 3 E \lambda$

Le VPDMS est déposé sur silicium par enduction à la tournette de façon similaire au PDMS. La calibration de l'épaisseur des couches déposées en fonction de la vitesse de rotation est donnée figure 3.21



FIGURE 3.21 – Calibration de l'épaisseur de VPDMS déposé à la tournette en fonction de la vitesse de rotation pour une solution de silicone non diluée et un temps de tournage de 30 secondes.

Des couches de silicone VPDMS d'épaisseur comprise entre $50 \,\mu m$ et $200 \,\mu m$ peuvent donc être facilement obtenues pour la réalisation des membranes annulaires. Les caractéristiques obtenues ici pour le VPDMS nous permette d'entreprendre la modélisation mécanique du comportement de ces membranes.

Modèle réduit pour les membranes annulaires

Le modèle équivalent des membranes annulaires est obtenu dans le cadre du formalisme de la théorie des plaques minces élastiques [171]. Cette théorie nécessite que l'épaisseur des membranes soit faible devant les autres dimensions et suppose que tout segment de la plaque orthogonal au plan moyen se déplace avec un mouvement de corps solide (théorie naturelle de Reissner-Mindlin) et reste orthogonal au plan moyen de la plaque déformée (hypothèse de Kirchoff-love).

Dans ce cadre, en définissant la rigidité en flexion par :

(3.20)
$$D = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)}$$

avec E le module d'Young, ν le coefficient de poisson et h l'épaisseur de la membrane. Soit $w(r, \theta)$ le déplacement verticale d'un point de la membrane, l'equation d'équilibre de la membrane soumise à une pression est donnée par:

$$(3.21) \quad D\nabla^4 w = p(r,\theta)$$

avec en coordonnées cylindriques :

(3.22)
$$\nabla^2 = \frac{\partial^2 w}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial w}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \theta^2}$$

Les moments fléchissant et de torsion s'exerçant sur un volume élémentaire autour d'un point de la membrane sont alors donnés par :

$$(3.23)M_{rr} = -D\left[\frac{\partial^2 w}{\partial r^2} + \nu\left(\frac{1}{r}\frac{\partial w}{\partial r} + \frac{1}{r^2}\frac{\partial^2 w}{\partial \theta^2}\right)\right]$$
$$(3.24)M_{\theta\theta} = -D\left[\nu\frac{\partial^2 w}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial w}{\partial r} + \frac{1}{r^2}\frac{\partial^2 w}{\partial \theta^2}\right]$$
$$(3.25)M_{r\theta} = (1-\nu)\frac{D}{r}\frac{\partial}{\partial\theta}\left(\frac{\partial w}{\partial r} - \frac{w}{r}\right)$$

et les efforts tranchants par :

$$(3.26)Q_r = -D\frac{\partial}{\partial r}(\nabla^2 w)$$

$$(3.27)Q_\theta = -\frac{D}{r}\frac{\partial}{\partial \theta}(\nabla^2 w)$$

Les résultantes verticales des efforts élastiques dans la membrane sont alors calculées par les formules :

$$(3.28)V_r = Q_r - \frac{1}{r}\frac{\partial M_{r\theta}}{\partial \theta}$$

$$(3.29)V_{\theta} = Q_{\theta} - \frac{\partial M_{r\theta}}{\partial r}$$

La solution générale de l'équation (3.21) se présente sous la forme de la somme :

$$(3.30) \ w = w_0 + w_1$$

dans laquelle w_0 est la solution particulière de l'Eq. (3.21) et w_1 la solution de l'équation homogène :

(3.31) $D\nabla^4 w_1 = 0$

Cette solution peut être prise sous la forme de la série [171] :

(3.32)
$$w_1 = R_0 + \sum_{m=1}^{\infty} R_m cos(m\theta) + \sum_{m=1}^{\infty} R'_m sin(m\theta)$$

où R_m et R'_m ne sont fonction que de r. Elles prennent la forme :

(3.33)
$$\begin{cases} R_0 = A_0 + B_0 r^2 + C_0 \ln(r) + D_0 r^2 \ln(r) \\ R_1 = A_1 r + B_1 r^3 + C_1 r^{-1} + D_1 r \ln(r) \\ R_m = A_m r^m + B_m r^{-m} + C_m r^{m+2} + D_m r^{-m+2} \quad \text{pour } m > 1 \end{cases}$$

Pour simplifier la résolution du problème, nous supposerons que les membranes des microvalves ont une forme circulaire et on assimilera le moment généré par l'inhomogénéité de la pression sous la membrane à celui généré sous l'îlot solide. Dans ces conditions, la membrane annulaire est déformée par :

- une pression homogène appliquée sur toute la membrane;
- une force axiale appliquée uniquement sur l'îlot central;
- un moment exercé sur l'îlot central.

L'équation (3.21) étant linéaire, la déformation résultante de ces trois actions sera la somme des déformations individuelles générées par chacune de ces actions.

Cas de la membrane annulaire soumise à une pression uniforme

Soit P la pression qui règne sous la membrane, a le rayon de l'îlot solide circulaire, b le rayon de la membrane. Le problème est défini par :



L'effort exercé par la pression sous l'îlot solide, où la membrane ne se déforme pas, est reporté sous la forme d'un effort lineïque dans la condition limite en w = a. Le problème étant axisymétrique, on recherche la solution sous la forme $w = R_0$ (Eq. (3.33)), avec A_0 , B_0 , C_0 et D_0 satisfaisant les conditions limites données par Eq.(3.34). On obtient alors :

(3.35)
$$w = \frac{P}{64D} \left[(r^2 - (a^2 + b^2))^2 + a^2 (4b^2 \ln\left(\frac{r}{b}\right) - a^2) \right]$$

Pour a = 0, on retrouve l'équation de déplacement d'une membrane circulaire soumise à une pression uniforme :

(3.36)
$$w = \frac{P}{64D}(r^2 - b^2)^2$$

Cas de la membrane annulaire soumise à une force appuyant sur l'îlot rigide



Le problème étant axisymétrique, on recherche la solution sous la forme $w = R_0$ (Eq. (3.33)), avec A_0 , B_0 , C_0 et D_0 satisfaisant les conditions limites données par Eq.(3.37). On obtient alors :

$$(3.38) \quad w = -\frac{F}{8\pi D} \left[\left(\frac{b^2 - r^2}{2} \right) + r^2 \left(\frac{\frac{b}{a} \ln\left(\frac{r}{b}\right) - \frac{a}{b} \ln\left(\frac{r}{a}\right)}{b/a - a/b} \right) + a b \left(\frac{\ln\left(\frac{b}{a}\right) \left(1 + 2\ln\left(\frac{r}{b}\right)\right)}{b/a - a/b} \right) \right]$$

Cas de la membrane annulaire soumise à un moment s'exerçant sur l'îlot rigide

$$D\nabla^4 w = P$$
 pour $a < r < b$

avec les conditions limites :

$$(3.39)$$

$$\begin{cases}
w(b) = 0 \quad \left(\frac{\partial w}{\partial r}\right)_{r=b} = 0 \\
w(a, \theta) = a\cos(\theta) \quad \left(\frac{\partial w}{\partial r}\right)_{r=a} = \frac{w(a, \theta)}{a}
\end{cases}$$

Le problème étant anti-symétrique en θ , on recherche la solution sous la forme $w = R_1 \cos(\theta)$ (Eq. (3.33)), avec A_1 , B_1 , C_1 et D_1 satisfaisant les conditions limites données par Eq.(3.39). On obtient alors :

(3.40)
$$w = \frac{\alpha \cos(\theta)}{2r} \left[\frac{2r^2(a^2+b^2)\ln\left(\frac{r}{b}\right) + (r^2+a^2)(b^2-r^2)}{(a^2+b^2)\ln\left(\frac{b}{a}\right) + a^2 - b^2} \right]$$

on trouve alors la relation entre l'angle de rotation et le moment exercé en intégrant la réaction verticale sur le tour de l'îlot rigide :

(3.41)
$$M = \int_{-\pi}^{\pi} a \cos(\theta) V_r(a, \theta) a \, \mathrm{d}\theta = 2\pi \, \alpha \, D \left[\frac{(3 \, a^2 + b^2)}{(a^2 + b^2) \ln\left(\frac{b}{a}\right) + a^2 - b^2} \right]$$

Modèle élastique global

En appelant h le déplacement vertical de l'îlot et α son angle de rotation, le mouvement de la membrane peut être modélisé comme une suite de 3 états élastiques. D'abord une déformation statique h_0 due à la pression constante, équilibrée par un ressort K_p , puis deux états couplés par le forçage F(t), M(t), l'un pour le déplacement vertical de ressort K_f , l'autre pour la rotation de ressort K_m . On a d'après les relations (3.35),(3.38) et (3.41) :

$$(3.42) \begin{cases} K_p = \frac{P}{h_0} = \frac{16 E h^3}{3(1 - \nu^2) \left((b^4 - a^4) - a^2 b^2 \ln \left(\frac{b}{a}\right) \right)} \\ K_f = \frac{F}{h - h_0} = \frac{4\pi E h^3 (b^2 - a^2)}{3(1 - \nu^2) \left((b^2 - a^2)^2 - 4 a^2 b^2 \ln^2 \left(\frac{b}{a}\right) \right)} \\ K_m = \frac{M}{\alpha} = \frac{\pi E h^3 (3 a^2 + b^2)}{6 (1 - \nu^2) \left(-b^2 + a^2 + (a^2 + b^2) \ln \left(\frac{b}{a}\right) \right)} \end{cases}$$

Ces trois ressorts équivalents peuvent maintenant être utilisés pour déterminer les principales caractéristiques de la dynamique du résonateur à membrane annulaire.

Comportement dynamique

Nous allons maintenant examiner la dynamique 2D de la membrane soumise à une oscillation forcée. Nous supposerons que l'action du fluide sous la membrane peut être réduite à une pression uniforme et à un moment constants, qui génèrent à l'équilibre une déflexion h_0 et une inclinaison α_0 . La masse, donc l'effet dynamique de la membrane est négligée, mais pas la viscosité du matériau qui atténue les vibrations. Le mouvement de l'îlot est limité à un déplacement vertical et à une rotation dans le plan. Le mouvement est également considéré libre, c'est à dire que les chocs avec les murs du micro-canal sont ignorés. L'îlot rigide sera soumis de la part de l'aimant à une force magnétique verticale et à un moment magnétique parasite, conséquence de la non-coaxialité entre l'aimant et le champ de la bobine du fait du moment des forces de pression.



Soit m la masse de l'îlot et de l'aimant, γ_1 un coefficient représentant la dissipation dans la membrane par viscosité, l'écriture du principe fondamental de la dynamique sur l'îlot donne alors :

(3.43)
$$m \frac{\mathrm{d}^2 h}{\mathrm{d}t^2} = -K_f \left(h - h_0\right) - \gamma_1 \frac{\mathrm{d}h}{\mathrm{d}t} + F(t)$$

Ensuite en prenant I le moment d'inertie de l'îlot et de l'aimant, le théorème du moment d'inertie s'écrit:

(3.44)
$$I \frac{\mathrm{d}^2 \alpha}{\mathrm{d}t^2} = -K_m \left(\alpha - \alpha_0\right) - \gamma_2 \frac{\mathrm{d}\alpha}{\mathrm{d}t} - \alpha M(t)$$

Les équations (3.43) et (3.44) décrivent complètement la dynamique de notre système. Ces deux équations sont couplées par le champ d'actionnement utilisé.

Le mouvement de flexion vertical (en h) est le mouvement recherché du résonateur qui va permettre de générer une pulsation dans le fluide circulant dans la micro-valve. Le mouvement de torsion angulaire (en α) constitue une perturbation de ce fonctionnement du système. Soit :

$$(3.45) \begin{cases} \Omega_f = \sqrt{\frac{K_f}{m}} = \sqrt{\frac{4\pi E h^3 (b^2 - a^2)}{3 m (1 - \nu^2) ((b^2 - a^2)^2 - 4 a^2 b^2 ln^2 (\frac{b}{a}))} \\ D(t) = \frac{F(t)}{m} \text{ représentant la dynamique de l'actionnement} \\ \bar{\gamma} = \frac{\gamma}{m} \text{ représentant l'effet de viscosité de la membrane} \\ H = h - h_0 \end{cases}$$

On obtient l'équation réduite :

(3.46)
$$\frac{\mathrm{d}^2 H}{\mathrm{d}t^2} + \bar{\gamma} \frac{\mathrm{d}H}{\mathrm{d}t} + \Omega_f^2 H = D(t)$$

En se plaçant en régime harmonique on a alors :

(3.47)
$$\underline{M}(\omega) = \frac{\underline{H}(\omega)}{\underline{D}(\omega)} = \frac{1}{(\Omega^2 - \omega^2) - i\omega\,\bar{\gamma}}$$

Romain VIARD

ce qui représente logiquement la fonction de transfert d'un filtre basse bas d'ordre 2 de pulsation de résonance Ω_f . Pour vérifier cette réponse fréquentielle du mode de vibration principal de la membrane annulaire, on effectue une caractérisation de la vibration en utilisant un vibromètre interféromètrique LASER (*Polytec OVF-505*). La réponse mesurée en petite déflexion est représentée figure 3.22. La fréquence de résonance mesurée de la membrane est de 340 Hz; les paramètres mécaniques sont :

$$E = 2.1 MPa$$
 $\nu = 0.5$ $a = 1.6 mm$ $b = 2.1 mm$ $h = 100 \mu m$ $m = 0.15 g$

L'application numérique de la formule analytique (Eq (3.45)) donne $F_{res} = 265 Hz$ avec ces paramètres, si on pondère le calcul en multipliant la valeur obtenue proportionnellement au périmètre réel de la membrane (multiplication par $Peri_{reel}/Peri_{cercle}$) pour prendre en compte le fait que la forme réelle de la membrane est proche d'une forme carrée.



FIGURE 3.22 – Réponse fréquentielle de la membrane annulaire en petite déformation dans le mode de flexion principal.

La fréquence calculée est en relativement bon accord avec la valeur expérimentale. L'écart de fréquence de résonance provient principalement de l'écart entre le module d'Young du PDMS en couche épaisse et en film mince. Le paramètre Ω_f est primordial dans la conception de la micro-valve puisqu'il fixe la fréquence maximale de vibration de la membrane. Ω_f varie proportionnellement à $h^{1.5}$, l'épaisseur de la membrane, qui est donc un paramètre de contrôle très important du système. Considérons maintenant le mouvement de torsion parasite en α décrit par l'équation (3.44). En posant $\theta = (\alpha - \alpha_0)/2$ on obtient :

(3.48)
$$I\frac{\mathrm{d}^2\theta}{\mathrm{d}t^2} + \gamma_2 \frac{\mathrm{d}\theta}{\mathrm{d}t} + (K_m + M(t)) \ \theta = 0$$

Nous chercherons à déterminer la stabilité angulaire du système soumis à une petite perturbation du type :

(3.49)
$$M(t) = M_0 + M_1 \cos(\omega t)$$

Posons maintenant:

(3.50)
$$\zeta = \frac{\gamma_2}{I}$$
; $\frac{\Omega_t^2}{4} = \frac{K_m + M_0}{I} = \Omega_t 0^2$; $\bar{M}_1 = \frac{M_1}{I}$

On obtient:

(3.51)
$$\ddot{\theta} + \zeta \dot{\theta} + \left(\frac{\Omega_t^2}{4} + \bar{M}_1 \cos(\omega t)\right) \theta = 0$$

En effectuant les transformations : $\beta = \theta \exp(\zeta/2)$, $T = \omega t/2$, on retrouve l'équation classique de Mathieu :

(3.52)
$$\ddot{\beta} + (\delta + \varepsilon \cos(2T)) \beta = 0$$
 avec $\delta = \frac{\Omega_t^2 - \zeta^2}{\omega^2}$ $\varepsilon = \frac{4 \bar{M}_1}{\omega^2}$

Ce type d'équation peut-être traité en utilisant la théorie de Floquet [172]. Nous utiliserons ici le cadre de petites perturbations, en utilisant la méthode des échelles de temps multiples telle que présentée par Ward [173, 174], dans le but de déterminer les conditions d'instabilité du système. Soit :

(3.53)
$$\beta(t) = \beta(T_1, T_2)$$
 où $T_1 = T$ et $T_2 = \varepsilon T$

On obtient alors :

(3.54)
$$\frac{\partial^2 \beta}{\partial T_1^2} + 2\varepsilon \frac{\partial^2 \beta}{\partial T_1 \partial T_2} + \varepsilon^2 \frac{\partial^2 \beta}{\partial T_2^2} + (\delta + \varepsilon \cos(2T_1)) \beta = 0$$

Posons maintenant les développements linéarisés à proximité de $\delta = 1$:

(3.55)
$$\begin{cases} \delta = 1 + \varepsilon \, \delta_1 + \dots \\ \beta = \beta_0 + \varepsilon \, \beta_1 + \dots \end{cases}$$

Au premier ordre en ε , l'équation (3.54) devient :

$$(3.56) \quad \frac{\partial^2 \beta_0}{\partial T_1^2} + \beta_0 = \varepsilon \left(\frac{\partial^2 \beta_1}{\partial T_1^2} + \beta_1 + 2 \frac{\partial^2 \beta_0}{\partial T_1 \partial T_2} + \beta_0 \cos(2T_1) + \delta_1 \beta_0 \right)$$

Romain VIARD

On cherche les solution de cette équation sous la forme :

$$(3.57) \quad \beta_{0} = A(T_{2})\cos(T_{1}) + B(T_{2})\sin(T_{1}) \\ \begin{cases} \frac{\partial^{2}\beta_{0}}{\partial T_{1}^{2}} + \beta_{0} = 0 \\ \frac{\partial^{2}\beta_{1}}{\partial T_{1}^{2}} + \beta_{1} = -2\frac{\partial^{2}\beta_{0}}{\partial T_{1}\partial T_{2}} - \beta_{0}\cos(2T_{1}) - \delta_{1}\beta_{0} \\ = -2\left[-\dot{A}\sin(T_{1}) + \dot{B}\cos(T_{1})\right] - \delta_{1}\left[A\cos(T_{1}) + B\sin(T_{1})\right] \\ -\cos(2T_{1})\left[A\cos(T_{1}) + B\sin(T_{1})\right] \\ = -2\left[-\dot{A}\sin(T_{1}) + \dot{B}\cos(T_{1})\right] - \delta_{1}\left[A\cos(T_{1}) + B\sin(T_{1})\right] \\ = -2\left[-\dot{A}\sin(T_{1}) + \dot{B}\cos(T_{1})\right] - \delta_{1}\left[A\cos(T_{1}) + B\sin(T_{1})\right] \\ - \frac{A}{2}\left[\cos(3T_{1}) + \cos(T_{1})\right] - \frac{B}{2}\left[\sin(3T_{1}) - \sin(T_{1})\right] \end{cases}$$

Pour éliminer les termes séculaires de l'équation générale, on doit avoir :

(3.59)
$$\begin{cases} 2\dot{B} + \delta_1 A + \frac{A}{2} = 0\\ -2\dot{A} + \delta_1 B - \frac{B}{2} = 0 \end{cases}$$

On peut donc écrire ceci sous la forme de l'équation différentielle ordinaire :

$$(3.60) \quad \begin{pmatrix} \dot{A} \\ \dot{B} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & \frac{\delta_1}{2} - \frac{1}{4} \\ -\frac{\delta_1}{2} - \frac{1}{4} & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} A \\ B \end{pmatrix}$$

dont les valeurs propres doivent satisfaire:

$$(3.61) \ \lambda^2 + (\frac{\delta_1}{2} - \frac{1}{4})(\frac{\delta_1}{2} + \frac{1}{4}) = 0$$

d'où

(3.62)
$$\lambda = \pm \sqrt{\frac{1}{16} - \frac{\delta_1^2}{4}}$$

Afin d'assurer la stabilité en torsion du système à proximité de $\delta = 1$, pour une petite perturbation ε , la partie réelle de toutes les valeurs propres doit être négative : $\Re e(\lambda) < 0$, soit $|\delta_1| > 1/2$. De même, le système devient instable pour $|\delta_1| < 1/2$. Les domaines de stabilité dans le plan (δ, ε) sont représentés figure 3.23.

On observe, à gauche sur la figure 3.23, qu'à proximité de la pulsation $w = \Omega_t = 2\Omega_{t0}$, le système devient très vite instable quand l'intensité de la perturbation (moment magnétique) augmente. Le diagramme de stabilité exact (à droite) montre que des principales instabilités sont situées à Ω_{t0} et $2\Omega_{t0}$, et que des sous-harmoniques peuvent également provoquer des comportement instables, mais pour des intensités d'excitation plus importantes.



FIGURE 3.23 – GAUCHE : stabilité approchée en torsion du système à proximité de la fréquence de résonance angulaire de la membrane obtenue par un développement en petite perturbation. DROITE : diagramme de stabilité complet de l'équation de Mathieu [173] en fonction du coefficient d'amortissement ζ . Les domaines d'instabilités sont grisés.

D'après les équations (3.42) et (3.50), la pulsation de résonance en torsion du système est donnée par :

(3.63)
$$\Omega_0 = \sqrt{\frac{K_m}{I}} = \sqrt{\frac{\pi E h^3 (3 a^2 + b^2)}{6 I (1 - \nu^2) (a^2 + b^2) ln \left(\frac{b}{a}\right) + a^2 - b^2}}$$

avec I le moment d'inertie de l'îlot solide donné par :

(3.64)
$$I = \int_0^h \rho(x) S(x) x^2 dx = \frac{m_{ilot} h_{ilot}^2}{3} + \frac{m_{aimant} (h_{aimant}^2 + h_{aimant} h_{ilot} + h_{ilot}^2)}{3} \approx \frac{m_{aimant} (h_{aimant}^2)}{3}$$

Pour déterminer à quel endroit de la bande passante le résonateur sera perturbé par une instabilité en torsion, il est intéressant de calculer le rapport $Pert_{t\to f} = \Omega_{torsion}/\Omega_{flexion}$

(3.65)
$$Pert_{t \to f} = \sqrt{\frac{3(b^2 + 3a^2)[(b^2 - a^2)^2 - 4a^2b^2(\ln(b/a))^2]}{8h_{aimant}^2(b^2 - a^2)[-b^2 + a^2 + (a^2 + b^2)\ln(b/a)]}}$$

Dans les conditions utilisées pour l'application numérique du mode de flexion, on a: $Pert_{t\to f} \approx$ 3. Les deux modes de flexion et de torsion sont donc bien découplés et les deux principales instabilités n'influeront pas sur le fonctionnement du résonateur dans sa bande passante en flexion. En revanche quand h_{aimant} augmente, P diminue fortement. Pour $h \approx 3 mm$, ce qui sera le cas dans la micro-valve, on obtient $Pert_{t\to f} \approx 1$. L'instabilité en torsion va donc apparaitre en fin de bande passante. On observera une manifestation de ce phénomène figure 3.41 page 112.

3.1.3 Réalisations technologiques

La fabrication des micro-valves est principalement basée sur la gravure profonde du silicium [175, 176]. Le procédé de gravure utilisé va dicter une grande partie des étapes de fabrication et limiter les réalisations possibles. Ducloux et al. [11] utilisent un procédé de gravure chimique humide anisotrope par KOH. Cette gravure s'effectue suivant des plans cristallins et produit, sur des substrats d'orientation < 100 >, des flancs inclinés à 54.7°. Cette gravure est peu coûteuse, facile à mettre en œuvre et restitue des surfaces de faible rugosité, mais présente plusieurs inconvénients : attaque de la plupart des métaux, non compatible CMOS, gravure relativement lente, les formes réalisées suivent les plans cristallins, le KOH dégrade lentement les silicones et les arêtes générées sont tranchantes et découpent les membranes siliconées.

Un autre procédé de gravure doit être utilisé pour réaliser les formes de micro-canaux et de membranes définies précédemment et faciliter l'incorporation de capteurs. La gravure par « Deep Reactive Ion Etching » (DRIE) suivant le procédé Bosch [177] a été retenue. C'est une gravure physique par plasma qui permet de traverser un substrat de silicium en moins d'une heure. Les formes gravées sont définies précisément par un masque lithographique et les surfaces produites sont de rugosité moyenne.

La figure 3.24 décrit le procédé de réalisation des membranes silicones. La forme de la membrane est tout d'abord définie par lithographie optique puis gravée sur une grande partie de l'épaisseur du substrat. Une couche de PDMS est ensuite enduite par spincoat sur une couche de SiO₂ qui permet le collage du silicone. La gravure est enfin achevée. La gravure est effectuée en deux étapes car le PDMS est un isolant thermique qui limite le refroidissement du substrat de silicium pendant la gravure. L'utilisation de la gravure DRIE permet de contrôler précisément la forme du résonateur annulaire et ne pas avoir d'arêtes vives susceptibles d'endommager le PDMS.

La gravure DRIE permet également de réaliser plusieurs niveaux de gravure en utilisant plusieurs niveaux de masque. Il est donc possible de définir dans l'îlot centrale de la membrane un logement cylindrique pour positionner précisément l'aimant d'actionnement.



FIGURE 3.24 – Description du procédé technologique de fabrication des membranes et photo de réalisation.

La figure 3.25 décrit deux procédés différents de réalisation des micro-canaux. Deux problématiques principales sont rencontrées dans leur fabrication : comment assurer l'étanchéité et la solidité du micro-canal et comment réduire sa perte de charge. L'incorporation de capteurs en fond de micro-canal est un défi supplémentaire.

Le premier procédé permet d'obtenir très simplement des micro-canaux robustes et étanches. Pour cela, un substrat épais de silicium de 580 μ m est gravé sur ses 2 faces par DRIE. L'utilisation d'un seul substrat évite de recourir à un collage qui peut nuire à la solidité et à l'étanchéité de la structure. Ce procédé permet aussi de contrôler l'épaisseur du micro-canal. En revanche l'incorporation d'un capteur en fond de canal n'est pas possible. Ce procédé sera donc réservé à la production rapide de micro-canaux passifs.

Le second procédé utilise deux substrats assemblés par thermocompression de deux couches d'or déposées de façon localisée. Le collage peut être effectué en début de processus, quand des canaux passifs sont réalisés, ou en fin de processus, pour pouvoir traiter les substrats séparément et définir les capteurs sur le fond du canal. Le collage par thermocompression permet un assemblage très solide et étanche. Il permet aussi d'incorporer une couche d'arrêt pour la gravure ce qui permet d'avoir une surface parfaitement lisse.

L'assemblage des canaux et des membranes peut être effectué par des procédés de microtechnologie ou durant l'assemblage du micro-actionneur hybride.

En microtechnologie, il est possible de venir coller le substrat des membranes sur le substrat des canaux en utilisant les propriétés d'adhésion du PDMS sur une couche de SiO₂ après activation de la surface par un plasma UV/Ozone [178, 179]. Une couche protectrice doit être alors déposée sur les murs du micro-canal pour éviter l'immobilisation de la membrane déformable. Ceci est effectué très efficacement grâce à un spray de téflon au travers d'un masque physique. Une couche d'or peut théoriquement être utilisée, le collage chimique du PDMS sur l'or n'étant pas possible, mais elle ne garantit pas la prévention de l'adhésion par les forces de Van der Waals. Avec le spray de téflon, des particules viennent se coller (polluer) la membrane et toute forme d'adhésion devient impossible. Cette méthode d'assemblage permet de créer une bonne étanchéité mais la qualité du collage est difficile à maîtriser.

Au niveau macroscopique, l'assemblage peut être effectué par simple pression. Les deux composants du microsystème peuvent alors être maintenus en contact en utilisant de la colle époxy ou grâce à un assemblage mécanique. Cette solution, plus artisanale, permet de manipuler séparément membrane et canaux et donc de pouvoir remplacer un élément défaillant facilement.

Image: state of the side of the sid	cro-canaux réalisés avec le procédé crit à gauche 2-Dépôt d'aluminum & défini- 7-Dépôt d'or localisé pour préve- tion du masque résine nir l'adhésion du PDMS sur les nurs	crit à droite	5-Gravure du microcanal par DRIE (procédé BOSCH) M Aluminium Résine Si02 Or Teflo
1-Dépôt d'aluminum & défini- tion du masque résine (AZ4562) par lithographie	2-Transfert du masque par gra- décrit à gau vure de l'aluminum (H_3PO_4)	3-Gravure du microcanal par BRIE (procédé BOSCH) 1-Cravure du trou de sortie par DRIE (procédé BOSCH) 1-Cravure du trou de sortie par DRIE (procédé BOSCH) micro-cana	5-Dépôt de téflon (spray) au tra- vers d'un masque physique

Romain VIARD

3.2 Les modes d'actionnement

Après avoir étudié le composant MEMS de notre micro-actionneur, constitué d'un canal micro-fluidique et d'un résonateur à membrane annulaire, nous allons maintenant nous intéresser à l'actionnement de la membrane par le biais d'un actionneur macroscopique. Après avoir présenté le banc de caractérisation assemblé pour caractériser l'actionnement, l'étude d'un actionneur commercial bistable à circuit magnétique est réalisé, puis l'interaction entre une bobine et un aimant est modélisé pour dimensionner notre actionneur. Enfin des rappels sont effectués sur le mode d'actionnement naturel obtenu par couplage fluide/structure découvert par Ducloux et al. [118], qui permet d'obtenir une auto-oscillation à haute fréquence de la membrane.

<u>3.2.1 Développement d'un banc de caractérisation</u> <u>micro-force</u>

La caractérisation des micro-électroaimants utilisés pour actionner les micro-valves nécessite des capteurs de force très précis et de grande dynamique. Une solution commerciale a été utilisée pour effectuer les caractérisations en statique : il s'agit d'une jauge de force basée sur la déformation d'une poutre évidée de grande dimension. Les déformations de chaque coté de la poutre dans la zone évidée sont mesurées par des jauges de déformation montées en pont de Wheatstone complet. La jauge présentée figure 3.26 possède la plus faible force nominale parmi celles disponibles commercialement. Ce dispositif nous permet de caractériser des forces comprises entre 1 mN et 500 mN.



FIGURE 3.26 – GAUCHE : photo de la mini jauge de force (force nominale 0.5 N réf : TEST-WELL KD78) utilisée pour les caractérisations en statique des électroaimants. DROITE : photo de la balance à onde acoustique de surface sur poutre de Niobate de Lithium utilisée pour la caractérisation dynamique des actionneurs.

Ce type de structure de poutre présente l'inconvénient d'avoir une faible dynamique en lien avec la grande longueur de la poutre qui impose une faible fréquence de résonance. La jauge commerciale utilisée est ainsi limitée aux mesures en statique et basses fréquences (< 50 Hz). Pour effectuer des caractérisations dynamiques, une micro-balance piézoélectrique a été fabriquée. Elle se présente sous la forme d'une poutre de 30*10*0.5 mm en Niobate de Lithium dont la déformation est mesurée grâce à un résonateur à ondes acoustiques de surface.

3.2.2 Valves continues on/off bi statiques

Nous avons expliqué précédemment la difficulté de fabriquer des micro-actionneurs magnétiques capables de générer de grandes forces avec les technologies MEMS. C'est pourquoi des mini actionneurs fabriqués par des technologies traditionnelles sont utilisés dans notre étude.

Les électroaimants à circuit magnétiques sont d'usage courant dans l'industrie. L'utilisation d'un circuit magnétique permet facilement d'obtenir une position mécaniquement stable avec une grande force de maintien. Cette caractéristique est très utile dans les relais électriques et les dispositifs de verrouillage.



FIGURE 3.27 – Schéma de l'électroaimant bistable (réf : KUHNKE BI 8 F-24V DC-15% ED) et photo de l'intégration dans le micro-actionneur de génération DASSAULT.

Un mini électroaimant commercial de type push-pull (figure 3.27) présentant un encombrement dans le plan de 8 * 10 mm compatible avec les dimensions des micro-valves a été acheté. Ce mini-actionneur développe une force supérieure à 2 N (figure 3.28) permettant de déplacer les membranes des micro-valves soumises à de fortes pressions (1 bar). Deux états stables sont obtenus en couplant un circuit magnétique et un ressort. Le fonctionnement simplifié de ce dispositif est décrit analytiquement figure 3.28 et 3.29 :



FIGURE 3.28 – GAUCHE : schéma du circuit magnétique. DROITE : courbe de force [180].



Pour simplifier, on considère la perméabilité du fer comme infinie et le circuit comme linéaire (pas de saturation dans le fer). On obtient alors :



FIGURE 3.29 – Schéma électrique équivalent de l'électroaimant [181, 182].

La force magnétique générée par la polarisation du circuit magnétique est alors donnée par:

(3.66)
$$F_{mag} = \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial x} \left(\Lambda_{Eq} (U_M - U_B)^2 \right) = \frac{(1.5e^{-3} * H_0 - NI)^2}{2} \left(\frac{1.36e^{-11}}{(x+1.2e^{-3})^2} \right)$$

où I est le courant d'alimentation de l'électroaimant et $H_0 = 2e^5 A$. Ce modèle correspond à la caractéristique constructeur donnée figure 3.28. Le circuit magnétique est couplé avec un ressort pour obtenir un effet bistable. Soit K la raideur du ressort, la force de rappel est donnée par :

(3.67)
$$F_{res} = K \left((1-x)2.5e^{-3} + \Delta L_0 \right)$$

La force statique développée par l'électroaimant en fonction de la position de l'élément mobile est alors de la forme :

$$(3.68) \quad F = F_{mag} + F_{res} = \frac{(1.5e^{-3} * H_0 - NI)^2}{2} \left(\frac{1.36e^{-11}}{(x+1.2e^{-3})^2}\right) + K \left((1-x)2.5e^{-3} + \Delta L_0\right)$$

Ce modèle de circuit magnétique peut être utilisé pour dimensionner un actionneur plus petit répondant à nos besoins en terme de force et de course (par exemple 0.5 N de force initiale, 0.1 N de force de maintient et 500 μ m de course). Les dimensions d'un tel système doivent alors satisfaire:

(3.69)
$$\begin{cases} \mu_{aimant} S_{aimant} = \frac{1}{2 (H_0)^2 \ell_{aimant}} \\ \mu_{air} S_{mobile} = \frac{1}{8000 (H_0 \ell_{aimant})^2} \end{cases}$$

Le micro-actionneur intégrant cet électroaimant bistable tel que présenté sur la figure 3.27 est capable de produire pour une pression d'alimentation de 1 bar des jets d'air continus de vitesse supérieure à 220 m/s avec une fréquence maximale de commutation de 2 Hz (figure 3.30). Le temps de commutation est de 50 ms.

Après avoir étudier cet actionneur magnétique commercial permettant de commuter à basse fréquence l'état de notre valve, nous allons maintenant étudier une autre forme d'actionnement magnétique permettant d'actionner la micro-valve à plus haute fréquence.



FIGURE 3.30 - Acquisition par fil chaud de la vitesse de jet pulsé produit par le micro-actionneur bistable à une fréquence de 1 Hz. Une vitesse maximale de l'ordre de 220 m/s est mesurée.

3.2.3 Valves pulsées

Pour actionner à haute fréquence et à distance le résonateur à membrane annulaire, nous exploiterons le couplage électromagnétique existant entre un aimant et le champs magnétique généré par une bobine parcourue par un courant. Une modélisation 2D axisymétrique va être développée pour prendre en compte précisément l'effet de tous les paramètres géométriques du couple bobine/aimant et ce modèle sera utilisé pour dimensionner un actionneur répondant à nos besoins en force d'actionnement.

Modélisation numérique sous MATLAB

Une modélisation précise de l'interaction bobine/aimant est primordiale pour dimensionner au plus juste l'électroaimant actionnant les membranes déformables et obtenir des microactionneurs hybrides suffisamment petits pour être implantés sur les profils aérodynamiques. Ducloux et al. [11] utilise un modèle physique unidimensionnel pour le calcul de la force générée. Ce type de modèle est fréquemment utilisé dans la littérature [183, 184, 185, 186]. Cependant ce modèle n'est valide que lorsque la taille de l'aimant utilisé est inférieure au diamètre interne de la bobine et qu'il est placé à l'intérieur de celle-ci. En cherchant à maximiser la force volumique obtenue grâce à l'interaction de la bobine et de l'aimant, on est conduit à utiliser des bobines et des aimants de tailles proches et ce modèle unidimensionnel conduit dans ce cas à une large surestimation de la force générée. C'est pourquoi nous avons développé un modèle bidimensionnel axisymétrique pour le dimensionnement de notre actionneur.

En prenant le paramétrage fixé sur le schéma suivant, l'induction magnétique générée par une spire de courant se calcule de la façon suivante :



(3.70)

$$\mathcal{B}(M) = \frac{\mu_0}{4\pi} \oint \frac{I \mathrm{d}\overrightarrow{OM} \wedge \overrightarrow{MA}}{\|\overrightarrow{MA}\|^3} = \frac{\mu_0 a^2 I}{2\pi (r^2 + a^2)^{3/2}} \int_0^\pi \frac{\mathrm{d}\theta}{(1 - \frac{2ar\sin\alpha\cos\theta}{r^2 + a^2})^{3/2}} \begin{pmatrix} r/a\cos\theta\overrightarrow{e_r} \\ 1 - r/a\sin\alpha\cos\theta\overrightarrow{e_z} \end{pmatrix}$$

$$\mathcal{B}_{z}(e,a,z) = \frac{\mu_{0}a^{2}I}{2\pi(e^{2}+a^{2}+z^{2})^{3/2}} \int_{0}^{\pi} \frac{1-e/a\cos\theta}{(1-\frac{2ae\cos\theta}{e^{2}+a^{2}+z^{2}})^{3/2}} d\theta$$
(3.71)

$$\mathcal{B}_{r}(e,a,z) = \frac{\mu_{0}a^{2}I}{2\pi(e^{2}+a^{2}+z^{2})^{3/2}} \int_{0}^{\pi} \frac{z/a\cos\theta}{(1-\frac{2ae\cos\theta}{e^{2}+a^{2}+z^{2}})^{3/2}} d\theta$$

Ces équations peuvent être intégrées sous la forme :

(3.72)
$$\mathcal{B}_{z}(e,a,z) = \frac{\mu_{0}I}{2\pi} \frac{1}{\sqrt{(a+e)^{2}+z^{2}}} \left(\mathcal{E}(k) \frac{a^{2}-e^{2}-z^{2}}{(a-e)^{2}+z^{2}} + \mathcal{K}(k) \right)$$
$$\mathcal{B}_{r}(e,a,z) = \frac{z}{e} \frac{\mu_{0}I}{2\pi} \frac{1}{\sqrt{(a+e)^{2}+z^{2}}} \left(\mathcal{E}(k) \frac{a^{2}+e^{2}+z^{2}}{(a-e)^{2}+z^{2}} - \mathcal{K}(k) \right)$$

avec

et

$$k = \sqrt{\frac{4ea}{(e+a)^2 + z^2}}$$

$$\mathcal{K}() \quad \text{et} \quad \mathcal{E}()$$

$$k = \mathcal{K}(k)$$

$$3.5 \quad \text{et} \quad \mathcal{E}(k)$$

$$3.0 \quad \text{et} \quad \mathcal{E}(k)$$

les intégrales elliptiques complètes de Legendre^{2,0} de première et deuxième espèces (figure 3.31). 1,5 Sous matlab :

mfun('EllipticK', k); mfun('EllipticK', k)



FIGURE 3.31 – Intégrales elliptiques complètes de Legendre de première et deuxième espèces.

L'induction magnétique générée par la bobine est maintenant calculée en sommant la contribution de chaque spire. En définissant S(i) comme le nombre de spires R(i) le diamètre interne de la bobine sur la couche numéro i et d le diamètre du fil utilisé, on obtient :

(3.73)
$$B_z(z,e) = \sum_{i=1}^{couche} \left(\sum_{j=1}^{S(i)} B_z(e,R(i)+(j-1)d,z-(i-1)d) \right)$$

Le champ magnétique généré par la bobine exerce sur l'aimant la force :

(3.74)
$$F_z = \int_{aimant} \frac{\partial}{\partial z} (M_z(z, e) B_z(z, e)) e \, \mathrm{d}e \, \mathrm{d}\theta \, \mathrm{d}z$$

L'aimantation de l'aimant est considéré constante dans l'espace. Le calcul de la force se réduit alors à :

(3.75)
$$F_z = \int_{face \ sup} M_z \ B_z(z_{sup}, e) \ e \ \mathrm{d}e \ \mathrm{d}\theta - \int_{face \ inf} M_z \ B_z(z_{inf}, e) \ e \ \mathrm{d}e \ \mathrm{d}\theta$$

Ce calcul est implémenté sous MATLAB. L'algorithme permet de prendre en compte les différents paramètres technologiques de fabrication des bobines et des aimants : diamètre de fil, épaisseur d'isolant, densité anisotrope du bobinage liée au procédé de collage et de dépôt du fil, aimantation et épaisseur de la couche de protection de l'aimant et bien sûr la géométrie

et la disposition de la bobine et de l'aimant. La force maximale est calculée en vérifiant la non-pénétration de l'aimant dans le cuivre de la bobine. La résistance de la bobine est calculée en sommant la résistance de chacune des spires. Une interface graphique représentée figure 3.33 permet d'effectuer simplement les simulations et de calculer la force obtenue, la force maximale possible et la consommation électrique de l'électroaimant dans la configuration simulée.

Caractérisation de l'interaction bobine/aimant

Pour vérifier la validité de l'algorithme de simulation développé, nous avons effectué des mesures de force à l'aide du banc de mesure présenté figure 3.26 sur plusieurs configurations d'électroaimant, en faisant varier le rapport d'aspect de l'aimant. Le détail des configurations utilisées et le résultat des simulations et des mesures est donné figure 3.32. On observe que le code de calcul permet de prédire précisément la force exercée par la bobine sur l'aimant, même pour les configurations où l'aimant et le diamètre interne de la bobine sont de tailles comparables.



FIGURE 3.32 – Validation du modèle numérique de calcul (pointillés) de la force des électroaimants par comparaison avec des mesures (traits continus) sur le banc de mesure micro-force pour 4 différentes géométries.

Design de l'électroaimant

Le simulateur décrit précédemment est utilisé pour définir un électroaimant capable de répondre au besoin en actionnement d'une micro-valve. L'objectif est de générer en statique au minimum 200 mN de force (correspondant à la force exercée par la pression sur la membrane à 0.2 bar) sur une course de 500 μ m pour une puissance électrique consommée de l'ordre de 1 W, un encombrement dans le plan inférieur à la largeur d'une micro-valve, soit 10 mm, et un encombrement vertical aussi réduit que possible.
Une configuration d'électroaimant répondant à ces critères est représentée figure 3.33. L'encombrement total du système bobine/aimant est de 10 * 10 * 7 mm. Un aimant de Néodyme-Fer-Bore de relativement grosses dimensions (diamètre de 4 mm pour une hauteur de 3 mm) est nécessaire. Ce type d'aimant est disponible commercialement pour un prix unitaire très faible. La bobine retenue a une forme atypique puisqu'elle comporte deux étages. De telles bobines sont fabricables de façon industrielle par enroulement d'un fil de cuivre autour d'un noyau comportant un épaulement et cela pour un prix modeste (0.16 euro/U [187]). Le détail de la géométrie de la bobine et une photo de réalisation sont donnés sur la figure 3.34.



FIGURE 3.33 – Simulation numérique sous MATLAB et par éléments finis sous FEMLAB de la géométrie retenue pour l'électroaimant. Une force de 200 mN est développée pour une puissance consommée de 1.2 W.



FIGURE 3.34 – Bobine fabriquée pour le micro-actionneur de génération CNRT par STATICE [188].

Cette étude nous a permis de dimensionner l'électroaimant que nous utiliserons dans notre micro-actionneur. Nous allons dans la suite voir qu'un autre mode d'actionnement permettant d'atteindre des fréquences dans la gamme du kilohertz est possible. Il exploite le couplage entre l'écoulement dans le micro-canal et l'élasticité de la membrane pour produire une autooscillation à haute fréquence.

Les oscillateurs fluidiques sont des dispositifs très attrayants pour la génération de jets pulsés car ils ne nécessitent pas d'énergie autre que pneumatique pour fonctionner; leur utilisation est donc extrêmement simple. En revanche, leur fréquence de fonctionnement est généralement fixe. Plusieurs types de ces dispositifs ont été utilisés en soufflerie : oscillateurs Coanda [189], cavités acoustiques résonantes [190] et les micro-valves auto-oscillantes présentés par Ducloux et al. [11, 118]. Dans ce dispositif, une oscillation naturelle de la membrane est générée par le couplage fluide/structure entre la répartition de pression dans le canal et les forces élastiques dans la membrane. Ducloux et al. démontrent sur un cas particulier, en couplant des résultats de simulations numériques de mécaniques des fluides et des mesures expérimentales, l'existence d'un phénomène d'oscillation naturelle couplant la vibration en flexion et la vibration en torsion de la membrane.

L'auto-oscillation de la micro-valve est un phénomène incontournable, qu'il soit voulu ou rencontré au hasard d'une variation d'un paramètre de la valve. Au cours de notre travail, nous avons donc, d'une part, effectué un travail important de développement technologique pour fiabiliser la production de ces dispositifs dans la configuration donnée par les résultats de O. Ducloux [11, 118] et, d'autre part, nous avons tenté de généraliser cette démonstration analytiquement, afin de pouvoir fixer la fréquence d'auto-oscillation à partir des paramètres géométriques de la micro-valve. Malheureusement ce travail complexe n'a pas encore abouti. Nous donnerons donc juste les équations qui modélisent ce phénomène et des caractérisations réalisées qui illustreront les performances de ces dispositifs, utilisés lors de 2 essais en souffleries décrits dans le prochain chapitre.

$Mod{\'e}lisation$

Soit m la masse de l'îlot et I son moment d'inertie, l'écriture du principe fondamental de la dynamique et du théorème du moment d'inertie sur l'îlot donne alors :

$$(3.76) \begin{cases} m\frac{\mathrm{d}^{2}h}{\mathrm{d}t^{2}} = -K_{f}h + \frac{K_{f}}{K_{p}}\frac{1}{S} \iint_{membrane} P\,\mathrm{d}S = -K_{f}h + \frac{K_{f}}{K_{p}}P_{moy} \\ I\frac{\mathrm{d}^{2}\alpha}{\mathrm{d}t^{2}} = -K_{m}\alpha + \iint_{membrane} x\left(P - P_{moy}\right)\mathrm{d}S \qquad -a < x < a \end{cases}$$

où l'évolution de P est décrit à partir de l'équation de Bernoulli (Eq.(3.12), page 73) et de la répartition de la perte de charge singulière sous la membrane (Eq.(3.15), page 78), et K_f , K_p , K_m sont les paramètres élastiques de la membrane définis Eq.(3.42), page 86. La pression sous la membrane aura une évolution en plateau, c'est à dire qu'elle sera considérée constante entre les murs du micro-canal.

L'auto-oscillation se produit si les paramètres fluides et géométriques permettent le couplage des deux oscillateurs harmoniques décrits par ce système d'équation.

Contrôle

Le contrôle de la fréquence et de la phase des oscillateurs fluidiques [191, 190] est une condition clef de leur applicabilité au contrôle actif d'écoulement car le contrôle requiert généralement l'action *coordonnée* de plusieurs dispositifs. Dans notre système, l'accord de la fréquence et le verrouillage de la phase sur un petit signal de commande, de fréquence proche de la fréquence d'oscillation naturelle, introduit par le biais d'une variation périodique d'un paramètre élastique par exemple est envisageable mais reste à démontrer.

Caractérisations

La caractérisation de la vitesse d'un jet auto-oscillant par fil chaud est donnée figure 3.35. Une vitesse maximale de jet supérieure à 100 m/s est obtenue à une fréquence de 2.7 kHz pour une pression d'alimentation de 0.25 bar. Le jet pulsé présente une vitesse de fuite nonnégligeable de 20 m/s. Le spectre fréquentiel du signal mesuré est composé de la fréquence d'oscillation naturelle, dont la puissance est prépondérante dans le spectre, et d'harmoniques de rangs supérieurs.

La figure 3.36 permet de représenter la reproductibilité des caractéristiques de l'autooscillation pour des micro-valves produites durant le même procédé de fabrication. L'écart-type sur la vitesse moyenne et sur la fréquence des jets obtenus sur ce jeu de 10 valves est de l'ordre de 6%



FIGURE 3.35 – Acquisition au fil chaud d'un jet pulsé auto-oscillant et spectre du signal.



FIGURE 3.36 – Caractéristiques moyennes en vitesse de jet et en fréquence d'auto-oscillation d'un jeu de 10 valves produites ensembles.

Ces caractérisations démontrent que l'utilisation de ce mode de couplage naturel fluide/structure pour actionner une micro-valve à une fréquence bien définie et fixe est une alternative originale et efficace au mode d'actionnement magnéto-statique.

3.3 Intégration hybride

La réunion de la micro-valve MEMS et de l'actionneur magnétique macroscopique nécessite une pièce mécanique, un packaging [192, 193], qui va réaliser la liaison entre les deux mondes. Les deux principaux objectifs de cette pièce seront d'assurer le cheminement de l'air depuis la source d'alimentation jusqu'à la micro-valve, elle sera donc une interface fluidique, et de positionner la bobine par rapport à l'aimant et à la membrane afin de former l'actionneur magnétique avec les caractéristiques de forces requises. Cet élément mécanique doit aussi permettre l'utilisation du micro-actionneur, donc son installation sur un élément aérodynamique. Il s'agit donc également d'une interface mécanique.

Chacune de ces fonctionnalités va engendrer des contraintes très fortes pour la conception de ce packaging. Premièrement, l'interface pneumatique doit être étanche. On discutera dans la section relative à l'assemblage de l'actionneur des techniques employées. Deuxièmement, la précision de l'alignement entre la bobine et le résonateur à membrane annulaire doit être grande pour assurer le grand débattement de la membrane et l'excitation du mode de flexion principal. Troisièmement le montage sur le profil aérodynamique doit s'effectuer sans dégradation de la micro-valve, il faut donc que les efforts mécaniques sur le micro-actionneur ne soient pas trop importants ni trop localisés, et que ce montage soit également étanche. Quatrièmement, le packaging doit permettre un assemblage fiable et répétable des éléments de l'actionneur hybride, car il conditionne entièrement ses performances. Cinquièmement, la taille du packaging doit être faible, comparable à celle du micro-actionneur, pour satisfaire aux exigences d'encombrement réduit. Enfin cette pièce étant un élément purement passif, son coût doit être faible au regard des éléments actifs du micro-actionneur. Il faut donc concilier précision, taille intermédiaire difficilement usinable avec des technologies traditionnelles et contraintes économiques.

Deux packagings ont été développés au cours de ces travaux. La première version, de génération ETIA, est réalisée en aluminium par usinage à commande numérique. La fabrication de la pièce est complexe car ses dimensions se rapprochent des tailles minimales usinables par la machine. La deuxième version, que nous détaillerons ici, est réalisée en plastique par stéréo-lithographie, suivie d'une reproduction par moulage sous vide.

3.3.1 Réalisation du packaging

Le schéma du micro-actionneur présenté figure 3.37 permet de visualiser la forme du packaging réalisé. La bobine, élément le plus encombrant, vient s'appuyer dans un logement qui permet son centrage et qui fixe la distance entre la micro-valve et la bobine. Dans la configuration choisie, cette distance doit être de 1.5 mm ce qui laisse peu d'épaisseur pour assurer la rigidité de la pièce. La micro-valve vient s'appuyer sur la face plane inférieure et elle est positionnée par un plot de centrage qui s'insert dans une fente fabriquée sur le micro-actionneur. L'alignement angulaire est alors réalisé par rapport au corps du packaging. Cette mise en position permet donc d'assurer de façon relativement fiable la coaxialité entre la membrane, le trou réalisé pour accueillir l'aimant et la bobine.

Ensuite une conduite circulaire oblique est réalisée pour acheminer l'air depuis un tuyau polyuréthane de diamètre extérieur 3 mm. On voit que la bobine est très encombrante sur la face supérieur et force l'utilisation d'une conduite oblique pour accéder au trou d'entrée de la micro-valve. Cette conduite oblique complique fortement la réalisation de la pièce par moulage (moule en 3 parties). Le tuyau vient se loger serré dans un épaulement Ce qui facilite la fixation et la réalisation de l'étanchéité à ce niveau.



FIGURE 3.37 – Schéma illustrant la composition de du micro-actionneur de génération CNRT une fois assemblée.

Pour fixer et positionner ce packaging sur un profil aérodynamique, deux vis M1.5x3 sont utilisées. La première entre dans un trou réalisé coté bobine. La distance entre cette vis et le trou de sortie de la valve (lui même positionné par rapport au plot réalisé sur la packaging) étant faible, elle permet un alignement précis du trou de sortie de l'actionneur et du trou réalisé sur la maquette. La deuxième vis pénètre dans une fente permettant d'obtenir une fixation iso-statique et permet l'alignement angulaire de l'actionneur. Les languettes de plastique sur lesquelles sont serrées les vis se déforment durant le serrage et permettent de rendre le serrage progressif. En effet sur le premier packaging réalisé en aluminium beaucoup plus rigide, un vissage légèrement trop serré entrainait une rupture de la micro-valve.

3.3.2 Assemblage

L'assemblage du micro-actionneur est un travail de précision. Deux étapes sont particulièrement problématiques : le collage de l'aimant sur la membrane et le collage étanche de la micro-valve sous le packaging.

Le collage de l'aimant sur l'îlot rigide de la membrane est difficile car il doit être centré très précisément et la colle utilisée ne doit absolument pas entrer en contact avec la membrane. Dans d'autres configurations d'actionneurs à membrane équipée d'aimants plus petits [194], un logement est réalisé pour positionner l'aimant dans l'îlot rigide. Ici la taille de l'aimant et l'intensité des chocs durant l'actionnement empêche l'utilisation d'une telle structure car elle fragiliserait trop l'élément mobile. Une colle siliconée, sous forme de gel séchant en 5 min, est

utilisée pour sa résistance aux chocs, son faible étalement et son temps de séchage qui permet de retoucher l'alignement de l'aimant et de la membrane.

Le collage de la micro-valve sous le packaging serait une étape facile, compte tenu des éléments de positionnement réalisés, si ce collage ne devait pas être étanche jusqu'à des pressions de l'ordre de 1 bar. Dans la première version du packaging que l'on peut observer figure 3.38, un joint PDMS micrométrique obtenu par pressage d'une feuille de 100 μ m d'épaisseur est utilisé pour obtenir l'étanchéité entre les deux éléments. Des structures en PDMS ont déjà été proposées en micro-fluidique pour réaliser des inter-connections[195]. L'étanchéité est effectivement obtenue grâce à ces joints. Malheureusement l'expansion latérale de ces joints lorsqu'ils sont soumis à la compression lors du vissage des actionneurs favorise la rupture cristalline du substrat sur lequel est réalisée la membrane. Dans la deuxième version du packaging représentée figure 3.39 (génération CNRT), l'étanchéité repose simplement sur la qualité du contact plan/plan entre la valve et la pièce plastique et sur l'utilisation de colle.



FIGURE 3.38 – Photo de réalisation du micro-actionneur de génération ETIA, séparé (à gauche) et assemblé (à droite). Un micro-joint en PDMS est utilisé pour assurer l'étanchéité entre la micro-valve et le packaging.



FIGURE 3.39 – Photo de réalisation du micro-actionneur de génération CNRT, séparé (à gauche) et assemblé (à droite).

Dans les deux cas, un joint est réalisé autour de la micro-valve avec une résine époxy pour

garantir la résistance du dispositif à la pression.

Le packaging de génération CNRT a, à ce jour, été utilisé pour assembler plus de 50 valves installées en soufflerie sur deux profils différents. Il s'est avéré très fiable pour assurer l'assemblage de la valve, puisque plus de 90% des actionneurs assemblés sont fonctionnels. Les caractérisations présentées par la suite sont réalisées sur des actionneurs de génération CNRT utilisant ce packaging.

3.4 Caractérisation

Le banc de mesure présenté au début de ce chapitre nous permet de réaliser une caractérisation complète de notre actionneur. Nous avons tout d'abord examiné la réponse de l'actionneur à un échelon de pression (obtenu en fermant en statique l'actionneur par la force magnétique puis en arrêtant cette force instantanément) et à un échelon de courant (juste suffisant pour fermer la valve en statique). Ces mesures sont présentées figure 3.40. Elles sont effectuées à 0.2 bars car il devient difficile de fermer l'actionneur en statique pour des pressions supérieures sans risquer de surchauffe. Le temps de réponse à l'échelon de pression est de l'ordre de 10 ms, ce qui est relativement lent, et de 0.5 ms pour la réponse à l'échelon de force. Le grand temps de réponse pour une ouverture grâce à la pression uniquement laisse penser que la fréquence de coupure de la valve devrait être de 100 Hz lorsque l'on n'exerce pas d'action pour ouvrir la valve. Cependant, l'ouverture en dynamique (régime harmonique) sous l'effet de la pression est plus rapide et s'effectue en 1.5 ms. Ceci s'explique probablement par la fermeture non complète du canal en dynamique, c'est à dire que la membrane n'appuie pas sur tous les murs, ce qui génère une pression plus importante entre les murs que dans le cas statique.

Les conditions d'actionnement permettent donc normalement d'atteindre des fréquences de fonctionnement de l'ordre de 500 Hz pour un mode de fonctionnement avec fermeture magnétostatique et ouverture par la pression (mode « push-only »), et de 1 kHz pour un mode de fonctionnement où l'ouverture et la fermeture de la valve sont magnéto-statiques (mode « pushpull »).

La figure 3.41 (à gauche) présente une caractérisation fréquentielle de la valve. La courbe réalisée avec un courant de 150 mA, insuffisant pour fermer totalement la valve, permet d'observer la résonance de la membrane à des fréquences comprises entre [300;400 Hz]. L'épaisseur de la membrane est ici de 150 μ m ce qui correspond à une fréquence de résonance de 480 Hz avec le modèle défini précédemment. Pour un courant de 300 mA, une fermeture complète de la valve est obtenue et en conséquence le jet est complètement modulé. La courbe en mode « push-only » correspond à la réponse attendue pour un filtre passe bas de fréquence de coupure 500 Hz. En revanche en mode « push-pull », on observe que la coupure est très violente



FIGURE 3.40 – GAUCHE : acquisition au fil chaud d'un front montant de jet continu, correspondant à l'ouverture de la micro-valve sous l'effet de la pression. DROITE : acquisition au fil chaud d'un front descendant de jet continu, correspondant à la fermeture de la micro-valve par la force magnétostatique.

alors qu'on pourrait s'attendre à un meilleur fonctionnement que dans le mode « push-only » puisque la puissance d'actionnement utilisée est supérieure. Ceci est une manifestation de l'instabilité en torsion du résonateur. En doublant la force d'actionnement, on double également le moment parasite qui excite le mouvement en torsion. En conséquence, on dépasse la valeur critique qui génère l'instabilité du système, le mouvement de la membrane devient anarchique et le flux d'air n'est plus modulé.



FIGURE 3.41 – Caractérisation de la bande passante (à gauche) et caractéristique pression/vitesse-débit (à droite) de la micro-valve génération CNRT.

La figure 3.41 (à droite) donne une caractérisation débitmétrique et sa correspondance vélocimétrique de la microvalve pour deux sections de micro-canal différentes (épaisseur de 380 μ m et de 250 μ m, même forme et dimensions autrement). Avec le premier canal des vitesses de jets continus de l'ordre de 140 m/s sont obtenues. On observe qu'en jouant sur l'épaisseur du canal, donc en changeant principalement le coefficient de pertes de charges linéïques du micro-canal, on peut réduire la vitesse du jet conformément au modèle fluidique proposé. Cela est très utile pour obtenir un meilleur contrôle de la vitesse des jets dans les applications de type automobiles par exemple, où les vitesses de jets requises sont plus faibles que dans les applications aéronautiques.



FIGURE 3.42 – Caractérisation de la micro-valve génération CNRT en mode pulsé. Une pulsation maximale de 150 m/s est générée à 400 Hz pour 2W de puissance électrique (à gauche) (en mode « push only »). Le taux de cycle du jet peut être contrôlé entre 20 et 80% (à droite, 20, 50 et 80% représentés).

La figure 3.42 à gauche illustre enfin un jet pulsé obtenu avec des conditions extrêmes d'actionnement : un jet pulsé d'amplitude 150 m/s est obtenu à 400 Hz pour une puissance électrique consommée de 2 W et une pression d'alimentation de 0.5 bars. La figure de droite permet d'illustrer le contrôle qu'il est possible d'exercer sur le jet à basse fréquence. Des jets pulsés avec des taux de cycle de 20 %, 50 % et 80 % sont ainsi produits jusqu'à des fréquences légèrement supérieures à 200 Hz. Au delà de cette fréquence, l'entrée en résonance de la membrane rend beaucoup plus difficile la variation du taux de cycle du jet.

3.5 Conclusions

Dans ce chapitre, nous avons concrétisé les principaux choix effectués pour la conception d'un actionneur pour la génération de micro-jets d'air pulsés pour le contrôle d'écoulement. Une micro-valve MEMS composée d'un micro-canal fluidique et d'un résonateur à membrane annulaire en silicone a été complètement modélisée pour adapter ses performances au cahier des charges et fabriquée grâce à un procédé microtechnologique innovant. Des modèles d'actionneurs magnétiques sont ensuite développés pour dimensionner un actionneur macroscopique permettant d'actionner à haute fréquence la micro-valve. Un mode d'actionnement alternatif, basé sur le couplage naturel de la vibration de la membrane et de l'écoulement dans le microcanal, est également caractérisé. Le micro-actionneur hybride est ensuite assemblé grâce à un packaging fabriqué par des techniques de prototypage rapide. Cet actionneur est complètement caractérisé et ses limites sont expliquées grâce aux modèles développés.

Les performances de l'actionneur sont très satisfaisantes en regard du cahier des charges, puisque des jets pulsés d'amplitude 150 m/s à 0.5 bar sont produits pour une consommation électrique de 2 W au travers de trous de diamètre 1 mm, jusqu'à une fréquence maximale de l'ordre de 500 Hz. Le micro-actionneur assemblé est facilement installé sur un profil aérodynamique et permet un pas de réseau minimal de 11 mm. Le système fabriqué est bas coût, robuste vis-à-vis des contraintes environnementales exposées et relativement fiable, au moins pour une utilisation en soufflerie.

4. Mise en œuvre expérimentale du contrôle d'écoulements par jets d'air

La réalisation dans le cadre de ces travaux de multiples campagnes d'essais en soufflerie offre l'opportunité non seulement de démontrer l'intérêt et la viabilité du contrôle d'écoulement par micro-jets pulsés générés par des MEMS, mais aussi de confronter concrètement le microactionneur à des conditions d'utilisation réalistes en terme d'environnement et de mise en place et de générer ainsi une expérience indispensable à la progression de cette technologie. En effet la fabrication d'un nombre important de micro-valves pour chacun des essais permet d'étudier la reproductibilité du procédé de fabrication et la fiabilité des dispositifs et de faire ensuite progresser leur conception. Des procédures de caractérisation reproductibles et rapides doivent être mises en place pour qualifier systématiquement les réseaux de valves. L'intégration sur les maquettes et la réalisation des essais permettent de comprendre les paramètres clefs du fonctionnement du système et de faire évoluer le dispositif de contrôle et d'alimentation des actionneurs. La réalisation d'essais en soufflerie a donc été un élément déterminant dans l'accomplissement des travaux présentés au chapitre précédent.

Dans ce chapitre, nous donnerons les principaux résultats aérodynamiques obtenus durant les sept campagnes d'essais réalisées. Nous étudierons l'effet produit par les actionneurs pour le recollement de l'air sur une plaque plane, dans une entrée d'air coudée, sur une aile d'avion, sur une maquette automobile, sur les pales d'un turbocompresseur et sur une tuyère. Le détail des maquettes utilisées permettra d'illustrer la progression des dispositifs durant les travaux et de démontrer la capacité des micro-actionneurs à être intégrés sur des profils aérodynamiques variés. Une réflexion sera menée sur les moyens et procédures mis en œuvre durant les études en soufflerie pour comprendre les techniques à mettre en place afin d'assurer la réussite d'un essai.

4.1 Décollement sur plaque plane

Le décollement sur plaque plane permet d'étudier dans des conditions d'écoulement génériques l'effet d'un système de contrôle actif sur un fort décollement. Dans le cadre du projet européen ADVACT, l'ONERA a mis en place une soufflerie de type Eiffel où un décollement est généré sur une plaque plane uniquement par un gradient de pression. En isolant l'influence du gradient de pression sur l'écoulement hors de toute influence de la géométrie, l'effet réel du contrôle est plus aisément étudié. Cette soufflerie a accueilli à deux reprises, en tout début de thèse dans le cadre du projet européen ADVACT [119] et en fin de thèse, les actionneurs que nous avons développés.

La configuration de la veine et les différentes versions du système de contrôle sont détaillées par la suite. L'analyse des résultats aérodynamiques obtenus permet de dresser de premières observations quant au fonctionnement de notre système de contrôle d'écoulements par jets pulsés MEMS.

4.1.1 Configuration de veine

La veine de soufflerie de type Eiffel utilisée est conçue pour générer un gradient de pression sur une plaque plane grâce à un élargissement de section et à une aspiration située sur la paroi opposée (figure 4.1). Le diffuseur ainsi réalisé à un rapport d'expansion proche de 2 pour une pente moyenne de 11°, et il est doté de trous d'aspiration permettant d'éviter le décollement du flux d'air à cause de la courbure. En conséquence, l'écoulement se sépare sur la paroi plane opposée. Une vitesse d'aspiration de l'ordre de 0.6 m/s, soit 2% du débit nominal de la veine, est utilisé pour éviter le décollement dans le diffuseur. Un profil NACA 23012 est ajouté en aval pour provoquer le recollement du flux d'air sur la plaque plane et contrôler la longueur de la zone de décollement.



FIGURE 4.1 – Photo et schéma de principe de la soufflerie de type Eiffel utilisée à l'ONERA Lille.

La veine a une section de 0.3 * 0.29 m et est longue de 2.64 m. Elle permet d'atteindre des vitesses d'écoulement jusqu'à 40 m/s. Les actionneurs sont montés dans une plaque en paroi dont la position peut être ajustée sur 80 mm. Pour une vitesse d'écoulement en entrée de l'ordre de 30 m/s, la couche limite est pleinement turbulente ($R_e = 4000$) au niveau des actionneurs et son épaisseur est de l'ordre de 15 mm. La pression d'arrêt et la température au niveau des actionneurs correspondent aux conditions atmosphériques.

Deux moyens de mesure sont à disposition pour caractériser l'écoulement. Un fil chaud (fil TSI de diamètre $50 \,\mu\text{m}$ type 1210-20) peut être utilisé avec une chaine d'acquisition (TSI IFA 100) pour mesurer les niveaux de turbulence. Le fil chaud est monté sur un bras motorisé permettant d'effectuer un peignage de l'écoulement. Un système d'imagerie vélocimétrique particulaire (PIV) permet de mesurer la vitesse de l'écoulement dans le plan médian de la veine.

4.1.2 Dispositifs d'essais

La répétition de cet essai à différentes périodes de cette thèse permet de mettre en évidence les progrès réalisés dans la mise en œuvre en soufflerie des dispositifs de contrôle d'écoulement par jets pulsés MEMS. Le dispositif d'essais est constitué d'une rangée de 8 à 10 micro-valves montées sur une plaque d'aluminium de $300 * 80 \, mm$. Les valves sont alimentées par un plénum pressurisé permettant d'assurer une alimentation en air comprimé homogène et sont commandées électriquement en parallèle grâce à un générateur de fonction et un amplificateur de puissance (Brüel&Kjaer 2719).

Dans la première version du dispositif représentée figure 4.2, les micro-valves sont assemblées de façon collective et définitive avec un pas de 15 mm. Les 8 micro-actionneurs MEMS de génération ADVACT sont directement collés sur une plaque de plexiglas percée de trous de diamètre 1 mm inclinés à 45° en incidence et en dérapage qui définissent les générateurs de



FIGURE 4.2 – Photographies de la première maquette réalisée pour des essais en soufflerie. Les 8 micro-valves sont collées sur une plaquette de plexiglas de façon définitive (à droite) et des bobines sont rapportées de façon collective (à gauche).



FIGURE 4.3 – Photographies de la dernière maquette réalisée pour des essais en soufflerie. Les 10 micro-valves entièrement encapsulées sont vissées sur une plaque en aluminium. Une plaquette de plexiglas permet de faire varier l'orientation des jets.

tourbillons fluidiques co-rotatifs. Cette plaquette de plexiglas est elle même collée dans un insert sur la plaque d'aluminium. L'inconvénient principal de ce type de montage réside dans le caractère définitif de l'assemblage, qui oblige à remplacer l'ensemble de la barrette de valves en cas de détérioration d'une seule d'entre elles. La précision de l'alignement entre la valve et le trou de guidage est également difficile à assurer. Les bobines de commandes sont montées dans une barrette en aluminium qui fixe la distance inter-bobines et elles sont ramenées en vis-à-vis des aimants. Dans cette configuration, des jets pulsés avec une modulation comprise entre 15 et 45 m/s au maximum sont obtenus jusqu'à une fréquence de 200 Hz.

Dans la deuxième version du dispositif représentée figure 4.3, 10 valves de génération CNRT (développées au chapitre précédent) sont assemblées avec un pas de 12 mm de façon démontable grâce à des vis sur la plaque en aluminium. Une plaque de plexiglas percée de trous inclinés à 45° en incidence et 90° en dérapage est ajustée dans un insert pour définir les paramètres des générateurs de tourbillons fluidiques co-rotatifs. Cette plaque est échangeable pour faire varier les paramètres géométriques d'essais. Le système est incomparablement plus facile à assembler que dans la version précédente. Il reste cependant difficile d'assurer l'étanchéité de l'assemblage sans utiliser de colle, et l'obtention d'une surface parfaitement lisse coté veine est laborieuse. Dans cette configuration, des jets pulsés avec une modulation comprise entre 10 et 150 m/s au maximum sont obtenus jusqu'à une fréquence de 450 Hz.

Le détail des configurations utilisées est résumé dans le tableau 4.1.

Configuration $\alpha(^{\circ})$ $\beta(\overline{\circ})$ V_{Re} DC(%)f(Hz)VG $\Phi(mm) \lambda/\Phi$ nb. jets type APGTBL $\mathbf{2}$ 0, 30, 70, 140CoR 8 45451 155030 m/s $\delta = 15 \, mm$ 0,40,70,140 APGTBL CoR 1090451 1225030 m/s $\delta = 15 \, mm$

TABLE 4.1 – Configurations de VG fluidiques pulsés utilisées pour les essais ADVACT et Onera à l'ONERA-Lille.

TBL: turbulent boundary layer, ZPG: zero pressure gradient, APG: adverse pressure gradient V_{Re} : velocity ratio, DC: duty cycle, CoR: Co rotatif, CtR: Contrarotatif

4.1.3 Résultats aérodynamiques

La figure 4.4 montre une visualisation de l'écoulement dans le plan médian par peignage fil chaud sans contrôle et en utilisant des jets continus de vitesse deux fois supérieure (60 m/s) à

la vitesse de l'écoulement. On constate que le décollement présent dans le cas sans contrôle est totalement supprimé. Les générateurs de tourbillons fluidiques sont donc efficaces pour contrôler l'écoulement. Dans ces conditions, la valeur de C_{μ} est inférieure à 7.10⁻⁴ ce qui est très faible pour ce genre d'application.



FIGURE 4.4 – Caractérisation de l'écoulement par peignage fil chaud sans contrôle (à gauche) et avec contrôle pour $V_{Re} = 2$ (résultats ONERA).

Pour rechercher un éventuel effet fréquentiel, on se place dans des conditions de contrôle où les jets continus n'assurent pas le recollement complet de l'écoulement soit à $V_{Re} = 1$. Les fréquences de pulsation retenues (40, 70 et 140 Hz) sont choisies parmi les fréquences dominantes dans le spectre d'énergie au niveau du point de décollement. Dans les conditions d'écoulement étudiées, la longueur de séparation est de 170 mm et la vitesse de l'écoulement est de 10 m/s au point de séparation maximale, les fréquences réduites (page 33) correspondantes sont alors 0.7, 1.2 et 2.4. Ces fréquences réduites sont dans la gamme de fréquences mise en évidence par Greenblatt et Wygnanski [9]. Pour chacune de ces fréquences, une étude PIV est menée et le résultat est comparé à celui des jets continus.



FIGURE 4.5 – GAUCHE : caractérisation PIV du profil de couche limite en fonction des conditions de contrôle. DROITE : caractérisation PIV du point de recollement (résultats ONERA).

La figure 4.5 offre une caractérisation PIV du profil de couche limite et du point de recollement suivant les conditions de contrôle. On retrouve bien que pour des jets continus à $V_{Re} = 2$ l'écoulement est complètement recollé. A $V_{Re} = 1$, le décollement n'est pas totalement supprimé avec des jets continus. A 70 Hz et 140 Hz, l'effet du contrôle par jets pulsés est environ moitié moindre que celui des jets continus de même vitesse. L'effet produit à ces fréquences semble donc proportionnel au taux de cycle des jets. A 40 Hz en revanche l'effet produit est similaire à celui des jets continus. Dans ce cas **le contrôle est donc assuré de façon similaire avec deux fois moins d'énergie fluidique**. Ceci offre une première démonstration de l'intérêt de jets pulsés.

Durant ces essais, l'absence d'un moyen de caractérisation rapide de l'écoulement, de type pesée ou mesure du frottement pariétal, dans la zone décollée empêche d'effectuer une étude fréquentielle complète du contrôle. Une étude systématique pourrait révéler des fréquences où l'effet produit par les jets pulsés est plus important que celui des jets continus.

4.2 Décollement dans une entrée d'air serpentine de missile

L'entrée d'air permet d'amener l'air ambiant dans le turboréacteur. Elle est indispensable lorsque le turboréacteur est installé dans le fuselage, cas de nombreux avions militaires et des missiles. Lorsque le turboréacteur n'est pas installé dans le fuselage, l'entrée d'air se confond avec le premier étage du compresseur. Elle doit permettre d'ingérer le plus grand débit d'air possible tout en assurant un flux d'air homogène afin d'éviter de générer des vibrations destructrices dans le compresseur. Le contrôle de l'écoulement dans les entrées d'air est une application aéronautique industrielle majeure car cet étage conditionne le rendement et le bon fonctionnement des turboréacteurs.

Dans le cas des entrées d'air coudées, utilisées pour réduire la taille des appareils et diminuer la signature radar des moteurs, le maintien de la distorsion sous la limite admissible par les compresseurs est un défi et ce problème limite généralement le domaine de vol des appareils. La distorsion traduit l'inhomogénéité de la pression d'arrêt dans le plan d'entrée du compresseur et peut être mesurée en utilisant le critère DC60 [196] par :

(4.1)
$$DC60 = \frac{(P_{moyen} - P_{min})}{Q_{moyen}}$$

où P_{moyen} est la pression totale moyenne dans le plan d'entrée du compresseur, P_{min} la pression totale minimale sur un secteur angulaire critique de 60° et Q_{moyen} la pression dynamique d'entrée

moyenne. Dans le cadre des applications industrielles, un critère de distorsion inférieur à 10% est généralement retenu.

Des démonstrations de contrôle d'écoulements par générateurs de tourbillons mécaniques [197], jets continus [198] et jets pulsés [199] dans ces entrées d'air ont permis de prouver l'intérêt de ce type d'application en réduisant efficacement la distorsion sous la limite admissible dans des conditions de rendement intéressantes (le débit des dispositifs fluidiques utilisés est inférieur à 0.5% du débit nominal de la manche à air) en utilisant des dispositifs macroscopiques.

4.2.1 Configuration de veine

La soufflerie R4MA de l'ONERA-Modane est une soufflerie à rafales transsonique permettant de réaliser des essais sur des écoulements internes dans des conduites de diamètre 120 mm à des nombres de Mach allant de $M_a = 0, 3$ à 1, 6. La maquette utilisée dans le cadre du PEA DGA ETIA conduit par MBDA [200] est représentée figure 4.6. Elle se compose :

- d'un pavillon de forme circulaire;
- d'une conduite de section constante, servant de générateur de couche limite (GCL);
- d'une conduite en S;
- d'une bride cylindrique servant d'interface avec le peigne 40 Kulites installé dans le plan d'entrée du moteur.

La maquette est modulaire et munie d'une trappe permettant de positionner des systèmes de contrôle du décollement. Cette trappe située sur la partie inférieure du conduit en S (Figure 4.6) permet de remplacer la paroi lisse par une zone de contrôle par générateurs de tourbillons



FIGURE 4.6 – Entrée d'air coudée montée dans la soufflerie à rafales R4MA de l'ONERA Modane. Les actionneurs sont montés au niveau du coude de l'entrée d'air. Un peigne de 40 capteurs de pression instationnaires Kulite est monté dans le plan d'entrée compresseur (sortie de la manche à air) pour mesurer la distorsion dans le flux.

fluidiques. Les dimensions de la manche à air utilisée limite la plage de Mach explorable de $\rm M_a=0,2$ à 0.55.

Cette maquette est instrumentée de façon conséquente :

- 3 lignes de 19 à 26 prises de pression statique le long de la manche, suivant les génératrices à $\phi=0^\circ,\,90^\circ$ et $180^\circ\,;$
- 14 capteurs de pression Kulite en amont, au milieu et en aval de la zone de décollement, placés sur la génératrice basse et dans 2 sections transversales;
- un peigne de 40 Kulite dans le plan d'entrée compresseur.

Contrairement à l'essai présenté précédemment, ces dispositifs permettent de mesurer rapidement l'effet global produit par les jets pulsés et donc d'effectuer une exploration en fréquence complète. Cependant, la forme de la maquette ne permet pas de visualiser directement l'écoulement par des moyens tels que la PIV ou le peignage fil chaud, il est donc très difficile d'analyser en profondeur les effets produits dans l'écoulement par le dispositif de contrôle.

4.2.2 Dispositif d'essais

Le dispositif d'essais est constitué d'un capot cylindrique (figure 4.7) monté dans le coude de la manche au niveau du décollement. Un réseau de générateurs de tourbillons co-rotatifs avec un pas de 7 mm est alimenté par 14 micro-actionneurs de génération ETIA présentant un encombrement latéral réduit pour pouvoir être montés sur ce profil courbé. Le diamètre des



FIGURE 4.7 – 14 micro-valves de génération ETIA (deuxième génération) d'encombrement latéral réduit (7mm) sont montées sur un capot courbé. Ce capot est ensuite installé au niveau du coude de l'entrée d'air.

trous est de l'ordre d'un millimètre. Les jets présentent un angle de dérapage de 45 degrés et une incidence de 45 degrés par rapport au vecteur tangent à la surface de la conduite coudée. Pour une vitesse de sortie de l'ordre de 100 m/s, le débit injecté dans la conduite est de l'ordre de 1 ou 2 g/s soit environ 1/1000 du débit primaire. Ces performances sont atteintes pour une pression d'alimentation dépassant de +0,2 bar la pression atmosphérique. Le débit utilisé est inférieur d'un ordre de grandeur aux autres démonstrations de contrôle trouvées dans la littérature [198, 199]. Dans cette configuration le système peut produire des jets pulsés avec des vitesses maximales de 120 m/s (pour des vitesses de fuites de 10 m/s) à des fréquences comprises entre 100 Hz et 450 Hz.

Le détail des configurations utilisées est résumé dans le tableau 4.2.

TABLE 4.2 – Configurations de VG fluidiques pulsés utilisées pour les essais ETIA et Onera à l'ONERA-Modane.

Configuration	\mathbf{VG}	nb.	$lpha(^{\circ})$	$eta(^\circ)$	$\Phi(mm)$	λ/Φ	V_{Re}	DC(%)	f(Hz)
	type	jets							
APGTBL	CoR	14	45	45	7	N/A	1	50	$0 \rightarrow 440$
$M_a = 0.48$									
APGTBL	CoR	14	90	45	7	N/A	1	50	$0 \rightarrow 440$
$M_{a} = 0.48$									

TBL: turbulent boundary layer, ZPG: zero pressure gradient, APG: adverse pressure gradient V_{Re} : velocity ratio, DC: duty cycle, CoR: Co rotatif, CtR: Contrarotatif

4.2.3 Résultats aérodynamiques

Dans cette expérience, le rendement de l'entrée d'air est déjà très bon et aucune amélioration mesurable n'est obtenue avec les jets pulsés. Le coefficient de distorsion est lui aussi très important d'un point de vue applicatif, il doit rester inférieur à une valeur limite spécifique du moteur alimenté pour permettre son bon fonctionnement. La distorsion dans le plan d'entrée compresseur est provoquée par l'utilisation d'une conduite coudée et amplifiée par l'apparition d'un décollement.

L'évolution du profil des pressions dans la manche représentée figure 4.8 permet d'observer l'effet des jets pulsés sur le décollement au niveau du coude de la manche. Le décollement observable grâce au gradient de pression négatif sur la courbe sans contrôle en noir est totalement supprimé par l'action des jets. L'effet produit dans le plan d'entrée compresseur est représenté par des cartographies de pression d'arrêt réalisées (figure 4.9) grâce au peigne de capteurs Kulite. On observe que la zone présentant un déficit de pression est atténuée par l'action du contrôle.



FIGURE 4.8 – GAUCHE : effet du contrôle actif sur la répartition de pression totale à $M_a = 0.4$. On observe la suppression du gradient de pression négatif pour 250 < x < 400mm synonyme de la suppression du décollement dans le coude. DROITE : effet de la fréquence de pulsation sur la distorsion (résultats ONERA/LEMAC).



FIGURE 4.9 – Effet du contrôle actif sur la répartition des pressions stationnaires dans le plan d'entrée du compresseur à $M_a = 0.4$. Une réduction du déficit en pression dans la partie supérieure est obtenue. Le rendement de l'entrée d'air est augmenté de 0.2% et la distorsion est réduite (résultats ONERA/LEMAC).

L'analyse des signaux instationnaires des capteurs de pression Kulite a montré que l'écoulement pouvait se révéler plus sensible à une excitation dans la gamme de fréquences 350 - 450 Hz. Cette fréquence étant a priori dépendante du débit, la sensibilité de l'écoulement aux jets pulsés a néanmoins été étudiée dans une bande plus étendue (100 - 450 Hz). L'évolution du coefficient DC60 en fonction de la fréquence est dessinée figure 4.8. On observe que les jets pulsés améliorent le DC60 à toutes les fréquences, et que leur effet est amplifié sur une bande de fréquence comprise entre 200 Hz et 270 Hz. L'effet reste cependant inférieur à celui produit par des jets continus de même vitesse (mais pour un débit inférieur d'un facteur 2) sauf pour la fréquence de 250 Hz où le contrôle est légèrement amélioré. Ce résultat est très important puisque il montre que pour une configuration bien choisie, le contrôle par jets pulsés peut s'avérer plus efficace que le contrôle par jets continus pour un coût énergétique diminué de moitié. Cela justifie clairement l'utilisation de dispositifs MEMS pour ce type de configuration.

4.3 Décollement sur une aile d'avion

L'étude du contrôle du décollement sur les ailes d'avion est l'un des axes de recherches les plus répandus [9] pour le contrôle actif d'écoulement. Dans les phases de vol à fortes incidences, principalement au décollage et à l'atterrissage, des becs et des volets aérodynamiques sont déployés sur les ailes des avions pour augmenter la portance et éviter un décrochage de l'avion aux conséquences catastrophiques. Ces dispositifs ont une forte influence sur la conception des ailes en terme de poids et de complexité. Le remplacement de tout ou partie de ces dispositifs ou leur simplification par le biais d'un système de contrôle actif est donc activement recherché.

Tensi et al. ont montré que sur des profils ONERA-D et NACA-0015, le décollement est supprimé de façon efficace [201, 202] par l'action de micro-jets d'air continus de forte vitesse. L'objet de cette étude est de montrer qu'il est possible de contrôler dynamiquement ce recollement à partir de mini-dispositifs commandables individuellement et capables de générer des jets d'air de forte vitesse à partir d'une faible pression d'alimentation. Dans ce cas une action proportionnelle au nombre de dispositifs enclenchés peut être envisagée ces derniers pouvant alors être utilisés pour les applications de gouvernes actives.

4.3.1 Configuration de veine

La soufflerie Béton de l'ENSMA est une soufflerie à retour de grande taille avec une veine de section $2.4 * 2.6m^2$ permettant d'étudier des écoulements jusqu'à 40 m/s. Dans le cadre du PEA DGA avec DASSAULT Aviation [203], une aile de 3 mètres d'envergure, représentée figure 4.10, est montée dans la veine avec une flèche de 30° sur un axe permettant de faire varier son incidence. L'aile est dotée dans sa partie centrale d'une trappe démontable permettant



FIGURE 4.10 – Aile NACA-0015 montée avec une flèche de 30° dans la veine de soufflerie Béton de l'ENSMA Poitiers.

d'installer les micro-valves.

L'aile est équipée de prises de pressions permettant de relever l'évolution du profil des pressions dans le plan médian de l'écoulement. Elle est montée sur une balance permettant d'effectuer des mesures de portance et de traînée.

4.3.2 Dispositif d'essais

Le dispositif de contrôle est constitué d'une trappe à l'extrados de l'aile sur laquelle sont montées 32 micro-valves de génération DASSAULT, permettant de générer des jets continus commutables à des vitesses allant jusqu'à 250 m/s pour une pression d'alimentation de 1 bar. Parmi ces 32 valves, seules les 8 valves centrales sont actionnées (figure 4.11), les autres étant



FIGURE 4.11 – GAUCHE : 32 micro-valves de génération DASSAULT (troisième génération) montées dans une trappe pressurisée montée à l'extrados de l'aile, seules les 8 valves centrales sont actionnées. DROITE : micro-valves actionnées de façon bistable installées sur la trappe.

maintenues ouvertes en permanence. Le capot est percé d'une série de 32 trous de 1 mm de diamètre inclinés à 45° par rapport à la normale au profil et à 60° par rapport à l'écoulement. Les générateurs de tourbillons fluidiques ainsi réalisés sont localisés à 15% de la corde et sont fabriqués dans une configuration co-rotative. Le détail de la configuration utilisée est reporté dans le tableau 4.3.

Compte tenu des contraintes d'encombrement à l'intérieur de l'aile, l'alimentation pneumatique des valves est effectuée par le biais d'un plénum pressurisé collé de façon définitive sur la trappe après montage des actionneurs. Ce plénum est alimenté par 3 conduites pneumatiques et est découpé en plusieurs sections séparées par des parois poreuses pour essayer d'obtenir une pression homogène à l'intérieur de la chambre.

TABLE 4.3 – Configuration de VG fluidiques pulsés utilisée pour les essais DASSAULT au LEA Poitiers.

Configuration	VG	nb.	$lpha(^{\circ})$	$eta(^\circ)$	$\Phi(mm)$	λ/Φ	V_{Re}	DC(%)	f(Hz)
	\mathbf{type}	jets							
APGTBL	CoR	32	60	45	1	32	5	50	0, 1
V=30m/s									

TBL: turbulent boundary layer, ZPG: zero pressure gradient, APG: adverse pressure gradient V_{Re} : velocity ratio, DC: duty cycle, CoR: Co rotatif, CtR: Contrarotatif

4.3.3 Résultats aérodynamiques

L'effet du contrôle est visualisé en utilisant des bouillies pariétales. La peinture jaune, observable sur les figures 4.12 et 4.13, est entraînée par le frottement de l'air lorsque le flux d'air est attaché à l'aile. Dans le cas sans contrôle à 14° d'incidence (figure 4.12 à gauche), le flux d'air se sépare de l'aile en amont de la zone recouverte de peinture, celle-ci reste donc telle qu'elle a été étalée au pinceau. Quand le contrôle est enclenché dans les zones latérales (figure 4.12 à droite), le flux d'air est rattaché à l'aile dans les zones contrôlées, mais reste séparé dans la zone centrale où les valves sont fermées. Il n'y a donc pas d'effet d'entrainement des zones latérales sur la zone centrale. La trace des actionneurs est nettement visible sur la peinture. Lorsque l'on ouvre également les valves centrales (figure 4.13 à gauche), l'écoulement est entièrement recollé sur toute la zone de contrôle. Après quelques secondes, il n'est plus possible de faire de distinction entre les zones centrales et latérales sur la peinture. Le recollement de l'air au centre de l'aile ne semble pas modifier les écoulements recollés latéraux.

Pour déterminer les forces qui s'appliquent sur le profil, on mesure l'évolution du coefficient de pression K_p sur l'aile dans le plan médian de l'écoulement, donné par :

(4.2)
$$K_p = \frac{p - p_{\infty}}{1/2\rho_{\infty}U_{\infty}^2}$$

Romain VIARD



FIGURE 4.12 – Visualisation de l'écoulement par bouillie pariétale sans contrôle (à gauche) et avec contrôle latéral (à droite) à 14° d'incidence. On observe le recollement du flux d'air en aval des micro-jets d'air (résultats LEA/LEMAC).



FIGURE 4.13 – Visualisation de l'écoulement par bouillie pariétale avec contrôle par 32 microjets d'air à 14° d'incidence (à gauche) et à 16° d'incidence (à droite). La nature fortement 3D de l'écoulement recollé est mise en évidence (résultats LEA/LEMAC).



FIGURE 4.14 – GAUCHE : effet du contrôle actif sur la répartition des pressions sur l'extrados de l'aile à 14°. DROITE : effet du contrôle actif sur la portance C_z de l'aile - $V = 30 \text{ m/s} - R_e = 10^6$. (résultats LEA/LEMAC).

La figure 4.14 (à gauche) donne l'évolution de la répartition des K_p sur l'extrados de l'aile à 14° d'incidence en fonction des conditions de contrôle. Les jets continus provoquent le recollement du flux d'air jusqu'aux environs des 2/3 de la corde. La courbe de portance, figure 4.14 à droite, montre bien que le décrochage de l'aile est repoussé jusqu'à 15° d'incidence alors qu'il se produisait à 12° sans contrôle.

A plus forte incidence, la figure 4.13 (à droite) permet de constater que l'écoulement engendré par l'aile en flèche devient fortement tridimensionnel. L'efficacité du contrôle s'en trouve beaucoup plus rapidement dégradée que dans les études menées sur des ailes à flèche nulle [201, 202].

Ces essais ont démontré qu'il était possible de contrôler en dynamique grâce à des microvalves le recollement de l'air sur une aile. Les performances des micro-actionneurs permettent d'obtenir des jets d'air continus commutables de vitesse supérieure à 200 m/s avec des conditions d'alimentation proches de celles utilisées sur de simples trous. De telles performances sont requises pour envisager des essais de gouvernes actives dans des conditions réalistes.

4.4 Décollement sur la lunette arrière d'un corps d'Ahmed

La réduction de la consommation des véhicules automobiles est une des priorités des constructeurs. Les émissions de CO_2 des voitures ne devront pas dépasser 120 g/km en 2012 et probablement [204] 90 g/km en 2019. Pour cela la consommation moyenne sur autoroute d'un véhicule de classe moyenne doit être réduite d'environ 1.6 L / 100 km. A cette fin, des progrès significatifs ont déjà été réalisés dans le rendement des moteurs et des gains significatifs sont possibles en réduisant la masse, le frottement par roulement et la traînée aérodynamique.

Les travaux conduits dans les 15 dernières années ont permis une meilleure compréhension des phénomènes aérodynamiques autour des véhicules et l'origine des pertes aérodynamiques est ainsi mieux identifiée. Des phénomènes de séparations se produisent partout autour du véhicule, dans l'entrée d'air, autour des roues, sous le bas de caisse, de chaque coté du parebrise et sur la lunette arrière. La contribution des décollements sur le bas de caisse et la lunette arrière correspondent ainsi à 90 % de la traînée aérodynamique totale du véhicule, et 80 % de cette contribution provient de la distribution de pression sur l'arrière de la voiture. Des solutions de rupture doivent être envisagées pour réduire de 20 % dans les 5 prochaines années la traînée aérodynamique des véhicules automobiles [204], ce qui correspondrait à une réduction des émissions de CO₂ de 7 g/km sur un parcours de conduite normalisée (NEDC : New European Driving Cycle). L'utilisation de VG fluidiques pour réduire le décollement sur la lunette arrière parait donc une application prometteuse pour y parvenir.

L'écoulement autour d'un véhicule réel est complexe et présente des interactions non-linéaires entre les différentes parties de la carrosserie. Pour mettre au point des systèmes de contrôle, il est nécessaire de travailler sur des géométries simplifiées capables de reproduire les phénomènes physiques rencontrés sur un véhicule réel. Le corps de Ahmed [205] permet de reproduire ces phénomènes et d'évaluer les dispositifs de contrôle actif. Pour un angle de lunette arrière compris entre 12° et 30° l'écoulement se sépare à la fin du toit et se ré-attache au bas de la lunette arrière puis décolle sur le culot. Avec cette géométrie, la traînée est maximisée et la contribution des deux tourbillons longitudinaux [27] présents sur la lunette représente 15% de la traînée aérodynamique totale. L'effet produit par des dispositifs de contrôle fluidique sur le corps de Ahmed avec une lunette inclinée à 25° a fait l'objet de nombreuses études [206, 27, 207] récemment.

4.4.1 Configuration de veine

Les essais sont réalisés dans le cadre du projet CNRT [7] dans la soufflerie à retour Lucien Malavard de l'Institut PRISME [208] de l'Université d'Orléans (4.15). La section transversale de la veine d'essais est de $2 * 2 m^2$ et sa longueur est de 3 m. Un ventilateur de 3.35 m de diamètre à 16 pales permet de délivrer un écoulement d'air pouvant atteindre 65 m/s avec un taux de turbulence de l'ordre de 0.4 %. Dans ce travail, la vitesse maximale du vent n'excède pas 40 m/s.



FIGURE 4.15 – Soufflerie à retour Lucien Malavard de l'Institut PRISME de l'Université d'Orléans.



FIGURE 4.16 – Corps de Ahmed [205] utilisé pour déterminer l'effet des VG fluidiques pulsés sur le décollement de lunette arrière [27].

La maquette étudiée est le corps de Ahmed équipé d'une lunette arrière inclinée d'un angle $\alpha = 25^{\circ}$. La maquette permet de reproduire les principales structures tourbillonnaires responsables de la traînée aérodynamique qui se développent dans le sillage d'un véhicule automobile de type bicorps. L'étude s'effectue à échelle réduite (échelle 0.7, figure 4.16). La longueur L_A, la largeur l_A et la hauteur H_A de la maquette sont respectivement égales à 731 mm, 272 mm et 202 mm. La longueur de la lunette arrière l₂ et la hauteur du culot H₃ sont égales à 155 mm et 136 mm. Enfin, la garde au sol H_s de la maquette est égale à 53 mm. Construit avec la longueur de la maquette L_A comme longueur de référence, le nombre de Reynolds R_e de l'écoulement incident varie entre 4.8 10⁵ et 1.9 10⁶ pour des vitesses de vent U_∞ comprises entre 10 et 40 m/s.



FIGURE 4.17 – GAUCHE : installation du corps de Ahmed dans la veine [27]. DROITE : bras mobile permettant d'effectuer des peignages par fil chaud.

La maquette est positionnée au centre de la veine de la soufflerie sur un plateau. Le plateau permet de contrôler l'épaisseur de couche limite en amont de la maquette pour respecter l'effet d'échelle (figure 4.17). L'épaisseur de couche limite est ainsi théoriquement comprise entre $\delta = 17$ mm et 13 mm pour des vitesses de vent U_{∞} comprises entre 10 et 40 m/s. L'effet de roulement n'est pas reproduit car le sol est fixe.

La partie centrale du plateau est montée sur un axe relié à une balance permettant d'effectuer des mesures de portance et traînée sur le corps étudié. Un bras mobile permet également d'effectuer des peignages par fil chaud à l'arrière du corps (figure 4.17). La veine est équipée d'un dispositif PIV permettant d'effectuer des visualisations du plan médian de l'écoulement moyen sur l'arrière du corps et un réseau de prises de pression sur la lunette permet de mesurer la répartition des pressions.

4.4.2 Dispositif d'essais

La lunette arrière de ce corps de Ahmed est une trappe démontable (figure 4.18) modifiée pour accueillir le dispositif d'essais. Un réseau de générateurs de tourbillons co-rotatifs avec un pas de 12 mm est formé 2 mm en aval de l'arête de la lunette. Le diamètre des trous est de l'ordre d'un millimètre. Les jets présentent un angle de dérapage de 90 degrés et une incidence de 45 degrés par rapport à la lunette. Les VG sont alimentés par 19 micro-actionneurs de génération CNRT permettant de générer des jets pulsés avec des vitesses maximales de 150 m/s (pour des vitesses de fuites inférieures à 6 m/s) à des fréquences comprises entre 10 Hz et 500 Hz. Durant ces essais, une vitesse maximale de jet de l'ordre de 100 m/s est utilisée, ce qui correspond à un C_{μ} de 1.5×10^{-3} . La puissance électrique totale consommée par les micro-actionneurs est



FIGURE 4.18 – Trappe instrumentée avec 19 micro-valves de génération CNRT (quatrième génération) et 25 prises de pressions stationnaires.

de l'ordre de $5\,\mathrm{W}.$

Le soufflage est effectué au même endroit que dans la thèse de Cédric Leclerc [27], mais ce dernier utilise des fentes alimentées par des jets synthétiques. Ces travaux constituent néanmoins un point de comparaison intéressant.

Le détail de la configuration utilisée est résumé dans le tableau 4.4.

TABLE 4.4 – Configuration de VG fluidiques pulsés utilisée pour les essais CNRT à l'institut PRISME de Polytech'Orléans.

Configuration	VG	nb.	$lpha(^\circ)$	$eta(^\circ)$	$\Phi(mm)$	λ/Φ	V_{Re}	DC(%)	f(Hz)
	\mathbf{type}	\mathbf{jets}							
APGTBL	CoR	19	45	90	1	12	3	50	$0 \rightarrow 400$
V = 40 m/s									
$\delta = 20mm$									

TBL: turbulent boundary layer, ZPG: zero pressure gradient, APG: adverse pressure gradient V_{Re} : velocity ratio, DC: duty cycle, CoR: Co rotatif, CtR: Contrarotatif

4.4.3 Résultats aérodynamiques

La figure 4.19 présente l'influence de la pression d'alimentation et du nombre de jets sur le C_x pour une vitesse dans la veine $U_{\infty} = 20 \text{ m/s}$. La figure montre un effet bénéfique des micro-jets d'environ 5 % pour un ΔP de 0,05 bars (~ 40 m/s) et d'environ 7 à 8 % pour les ΔP de 0, 1 bars (~ 60 m/s) et 0, 2 bars (~ 100 m/s). Une saturation du gain en C_x est observée dès la valeur $\Delta P = 0, 15$ bars. Ces injections de jets pulsés correspondent à des coefficients de quantité de mouvement C_{μ} de l'ordre de 1.5 10⁻³, inférieurs à ceux utilisés pour le contrôle par aspiration ($C_{\mu} = 3 \, 10^{-3}$, [206]) mais très supérieurs à ceux utilisés dans le contrôle par jets synthétiques ($C_{\mu} = 4 \, 10^{-4}$, [27]). Le gain en C_x obtenu est similaire.

Du point de vue fréquentiel, une légère diminution du Cx est observée pour des fréquences croissantes jusque 200 Hz environ. Au-delà, l'augmentation de fréquence n'apporte plus d'amélioration. Il faut noter que les jets continus donnent des résultats identiques aux meilleurs jets pulsés (figure 4.22). Cependant, il faut noter la présence d'une fréquence particulière autour de 30 Hz pour laquelle la réduction de traînée semble insignifiante. Cette fréquence sensible évolue de façon proportionnelle à la vitesse de l'écoulement amont. Ce phénomène est donc caractérisé par une fréquence réduite, $F^+ = 0.3$, qui correspond à l'oscillation naturelle de la pseudo allée de Karman qui se forme à proximité du culot enroulant les nappes fluides venant du dessous et du dessus du véhicule. Il semble donc que les jets excitent une résonance naturelle du système aérodynamique et alimentent en énergie ce mode principal. La bande passante



FIGURE 4.19 – Effet de la fréquence des micro-jets sur la réduction de traînée (C_x) du corps de Ahmed en fonction de la pression d'alimentation à V = 20 m/s (à gauche) et de la vitesse de l'écoulement à P = 0.15 bars (à droite)(résultats PRISME/LEMAC).



FIGURE 4.20 – Visualisation PIV sur la plan médian de la lunette et cartographie de pression sur la lunette et le culot de l'écoulement sans contrôle (résultats PRISME/LEMAC).



FIGURE 4.21 – Visualisation PIV sur la plan médian de la lunette et cartographie de pression sur la lunette et le culot de l'écoulement contrôlé par 19 micro-jets (résultats PRISME/LEMAC).

de ce phénomène est de 3 Hz. Ceci souligne l'importance d'effectuer un peignage fréquentiel très fin lorsque l'on recherche des fréquences sensibles dans un écoulement. Ce résultat est similaire aux observations de C. Leclerc [27] et A. Brunn [209]. Cependant dans les travaux de Brunn et al., cette fréquence de contrôle correspond au cas le plus favorable pour la réduction de traînée ce qui montre que la phase du soufflage est sans doute un paramètre sensible.

Les visualisations PIV et les répartitions de pression sur la lunette de l'écoulement moyen sans contrôle (figure 4.20) et avec contrôle (figure 4.21) confirment que le décollement sur la lunette est totalement supprimé. On observe également les tourbillons au niveau des arêtes du toit générés par le décollement des écoulements latéraux. L'écoulement contrôlé sur la lunette recouvre une structure 2D, et la pression moyenne au niveau de la lunette et du culot est légèrement augmentée ce qui explique la réduction de traînée.

La mesure de l'énergie turbulente au niveau du bas du culot représenté figure 4.23 montre que le contrôle renforce dans tous les cas l'organisation du lâché tourbillonnaire du bas de caisse autour de l'instabilité naturelle de l'écoulement. La réduction du bulbe décollé se traduit à hauteur de la lunette arrière et dans l'écoulement de sillage (figure 4.24) par une diminution de l'activité spectrale sur la bande de fréquence réduite $F^+ = [0.05, 1.0] (F = [5, 100 Hz])$. L'instabilité naturelle présente dans l'écoulement se développe avec une fréquence réduite caractéristique égale à $F^+ = 0.3$. Elle correspond à l'instabilité naturelle de Von Karman associée à la formation de la structure tourbillonnaire de culot et à l'émission alternative des structures tourbillonnaires contrarotatives sur la lunette et le bas de caisse. L'excitation au niveau du haut de la lunette à cette fréquence est fortement amplifiée par comparaison avec l'excitation à $F^+ = 2 (200 \text{ Hz})$.

Le contrôle par micro-jets pulsés s'avère donc aussi efficace que le contrôle par des dispositifs macroscopiques d'aspiration ou de jets synthétiques. La réduction de 8% obtenue représente un peu plus du tiers de l'effet nécessaire pour tenir les objectifs de réduction des émissions de CO_2 d'ici 2019. La grande sensibilité de l'écoulement à l'excitation à la fréquence de l'instabilité naturelle de la pseudo-allée de Von Karman offre de bonnes perspectives pour le développement de solutions de contrôle réactif s'opposant à la génération de cette allée dans le sillage, par exemple en soufflant en haut de la lunette et en bas du culot en opposition de phase avec le sillage.

L'absence de mise en évidence d'instabilités forcées sur cet écoulement peut résulter du choix des paramètres des VG fluidiques. Une instabilité de ce type est mise en évidence par Leclerc et al. [27] à $F^+ = 4.2$. Des essais complémentaires sont donc nécessaires pour conclure sur ce point.



FIGURE 4.22 – GAUCHE : réduction stabilisée de C_x obtenue pour P = 0.15 bars (pression optimisée pour V = 20 m/s). DROITE : points de mesure par fil chaud (résultats PRISME/LEMAC).



FIGURE 4.23 – Contenu spectral de l'écoulement en bas (à gauche) et au milieu (à droite) du culot (résultats LME/LEMAC).



FIGURE 4.24 – Contenu spectral de l'écoulement en haut du culot (à gauche) et en haut de la lunette (à droite) (résultats PRISME/LEMAC).

4.5 Réduction du bruit de jet

La maîtrise des mécanismes de génération du bruit dans les jets turbulents de haute vitesse est de grande importance, principalement pour la réduction du bruit des aéronefs dans les phases de vol à basse altitude et donc pour l'amélioration des conditions de vie des populations vivant à proximité des aéroports. Depuis les années 70, des dispositifs de réduction du bruit par génération d'une perturbation mécanique azimutale autour du jet (figure 4.25) ont permis une réduction importante des bruits de jets mais ces dispositifs passifs génèrent des pertes aérodynamiques significatives. Des études visant à reproduire les effets de ces mécanismes à l'aide de dispositifs actifs, notamment des jets fluidiques impactant sont en cours [210, 211, 212].



FIGURE 4.25 – Chevrons mécaniques et fluidiques utilisés pour la réduction de bruit de jet [211].

À la même période, d'autres travaux ont été conduits visant à réduire le bruit de jet au travers d'une excitation artificielle de la couche limite initiale du jet. La synthèse réalisée par Crighton [213] montre qu'il existe un nombre de Reynolds critique du jet, $R_e = 10^5$ distinguant deux comportements très différents :

 au dessus de cette valeur critique, l'excitation acoustique entraîne inévitablement l'amplification du bruit rayonné;

- en dessous de cette valeur, une réduction du niveau de bruit large bande est possible.

Ce nombre de Reynolds limite est expliqué par la nécessité d'avoir une couche limite initiale laminaire. De plus l'excitation doit être réalisée à des fréquences proches de la fréquence d'instabilité de la couche de mélange initiale, soit à des fréquences supérieures au kilohertz [214].

La réalisation d'un dispositif de chevron fluidique pulsé à haute fréquence est rendu possible par le développement des micro-valves auto-oscillantes, qui produisent des jets pulsés dans la gamme [1500, 2500 Hz]. Dans cet essai réalisé dans le cadre du projet OSCAR, 12 de ces microvalves sont donc installées autour d'un jet froid subsonique pour observer l'effet produit sur le bruit rayonné.

4.5.1 Configuration de veine

Les essais sont réalisés dans la grande chambre anéchoïque KCA du Laboratoire de Mécanique des Fluides et d'Acoustique de l'École Centrale de Lyon. Cette chambre sourde de grande dimension $(10 * 8 * 7.6 m^3)$ permet de réaliser des études acoustiques sur des dispositifs aérodynamiques à l'échelle 1. Elle est équipée d'une soufflerie subsonique permettant d'atteindre des vitesses d'écoulements jusqu'à 75 m/s et d'une soufflerie supersonique. Cette étude est menée sur un jet froid issu d'une tuyère de diamètre de sortie 50 mm à des nombres de Mach allant de 0.3 à 0.9. Le nombre de Reynolds de l'écoulement dans ce dernier cas est alors $R_e = 10^6$.



FIGURE 4.26 – Chambre anéchoïque KCA du LFMA à l'École Centrale de Lyon.

Les mesures sont effectuées grâce à une antenne acoustique directionnelle composée de 9 microphones demi-pouce B&K 4192, permettant après traitement de mesurer angulairement le spectre du bruit rayonné par le jet dans la gamme [200 Hz; 35 kHz].

4.5.2 Dispositif d'essais

Le dispositif de contrôle actif testé est constitué de 12 micro-valves auto-oscillantes montées en bout de tiges métalliques. Ces micro-valves sont fixées sur une couronne (figure 4.27) de façon à venir exciter la couche limite du jet au niveau des lèvres de la tuyère d'éjection sans pénétrer dans le jet. Le détail de la configuration est donné dans le tableau 4.5.



FIGURE 4.27 – 12 micro-valves auto-oscillantes sont montées en bout de tiges métalliques fixées sur une couronne. La couronne est installée à la sortie d'une tuyère pour venir exciter la périphérie d'un jet froid.

TABLE 4.5 – Configuration de VG fluidiques auto-oscillants utilisée pour les essais OSCARdans la grande chambre sourde KCA du LMFA à l'Ecole Centrale de Lyon.

Configuration	VG	nb.	$lpha(^\circ)$	$\beta(^{\circ})$	$\Phi(mm)$	λ/Φ	V_{Re}	DC(%)	f(Hz)
	type	jets							
APGTBL	N/A	12	0	0	1	13	0.5	50	1750
$M_a = 0.9$									

TBL: turbulent boundary layer, ZPG: zero pressure gradient, APG: adverse pressure gradient V_{Re} : velocity ratio, DC: duty cycle, CoR: Co rotatif, CtR: Contrarotatif

4.5.3 Résultats aéro-acoustiques

Ces essais constituent la première mise en œuvre réelle de micro-valves auto-oscillantes. L'obtention d'un dispositif de contrôle fonctionnel en condition réelle était déjà un défit en soi. La figure 4.28 représente la mesure du bruit du jet pour 2 angles d'écoute et différents nombres de Mach. A $M_a = 0.3$, on distingue une série de raies mono-fréquentielles correspondant au
bruit des micro-valves. On constate que le spectre du dispositif est assez dispersé. Néanmoins il est très satisfaisant de pouvoir constater que ces dispositifs sont fonctionnels en conditions d'utilisation réelle.



FIGURE 4.28 – Effet des jets pulsés sur le spectre acoustique du jet froid de tuyère subsonique pour un angle d'écoute de 20° (à gauche) et de 90° (à droite) (résultats LMFA/LEMAC).

Concernant le bruit du jet en lui-même, aucune modification du bruit du jet n'est engendrée. Plusieurs hypothèses peuvent être émises :

- l'impact des jets n'est pas assez fort, il faudrait donc des jets de plus grande vitesse;
- la position du soufflage n'est pas adapté, il serait nécessaire de souffler directement au niveau de la lèvre de la tuyère;
- il serait nécessaire d'exciter le jet à la même fréquence avec tous les dispositifs, ce qui est loin d'être le cas ici;
- il serait nécessaire de réaliser l'excitation à la même fréquence et avec un contrôle de la phase.

Cet essai est donc encourageant d'un point de vue technologique puisqu'il démontre que les micro-valves auto-oscillantes sont viables d'un point de vue applicatif. Il montre aussi tout l'intérêt de chercher un moyen pour réaliser un forçage de la fréquence et de la phase de ces dispositifs. Une meilleure compréhension des mécanismes fluidiques doit être obtenue avant de nouveaux essais.

4.6 Décollement sur une pale de turbine

Le contrôle actif sur des éléments tels que les pales des turbines est une application où l'utilisation des MEMS parait incontournable tant les contraintes dimensionnelles sont fortes.

L'intérêt de l'utilisation de jets pulsés pour éliminer la séparation sur le corps des pales [215, 216, 217] et en bout de pale a été démontré [218].

Dans ce cadre, l'intégration de micro-valves auto-oscillantes a été réalisé sur une pale de turbine d'épaisseur 7 mm, en partenariat avec l'Institut Von Karman (IVK) durant le projet européen ADVACT. La configuration utilisée est donnée dans le tableau 4.6.

TABLE 4.6 – Configuration de VG fluidiques auto-oscillants utilisée pour les essais ADVACT dans la soufflerie supersonique à vent continu S1 de l'Institut von Karman de Bruxelles.

Configuration	VG	nb.	$lpha(^\circ)$	$\beta(^{\circ})$	$\Phi(mm)$	λ/Φ	V_{Re}	DC(%)	f(Hz)
	\mathbf{type}	jets							
APGTBL	N/A	8	0	30	1	10	0.5	50	2200
$M_a = 0.6$									

TBL: turbulent boundary layer, ZPG: zero pressure gradient, APG: adverse pressure gradient V_{Re} : velocity ratio, DC: duty cycle, CoR: Co rotatif, CtR: Contrarotatif

Pour ces essais, un travail important a été réalisé sur la reproductibilité des dispositifs et sur l'étude de leur conditions de fonctionnement :

- la fréquence moyenne de fonctionnement des dispositifs a été portée à 2.2 kHz avec un écart-type moyen de 100 Hz entre les valves, ce qui constitue un très grand progrès par rapport aux essais réalisés au LMFA. L'écart-type sur les vitesses d'éjection est lui inférieur à 5 m/s pour une vitesse de jet de 90 m/s ce qui est satisfaisant;
- les conditions d'auto-oscillation sont remplies indépendamment de la dépression appliquée en sortie de la valve. Cette condition est nécessaire pour la réalisation des essais sur cette pale où la pression stationnaire descend jusqu'à 20 kPa.

On peut donc conclure que les micro-valves auto-oscillantes sont des dispositifs pleinement opérationnels pour la réalisation d'essais en soufflerie.

Malheureusement, il n'est pas possible de discuter des résultats aérodynamiques de cet essai, sur lequel l'IVK n'a pas communiqué.

4.7 Conclusions

Le développement et la fabrication de réseaux de micro-valves pour la réalisation des 7 essais en soufflerie présentés dans ce chapitre a constitué un travail très conséquent. Pour ces essais, pas moins de 130 dispositifs ont été délivrés à nos partenaires, accompagnés de leurs systèmes d'alimentations électriques et pneumatiques. L'équipement de toutes les maquettes a été réalisé, et 4 des campagnes d'essais ont été effectuées conjointement avec les partenaires.

Les essais réalisés avec les micro-valves continues ou pulsées ont tous démontré l'efficacité des dispositifs produits pour provoquer le recollement dans des conditions d'écoulements réalistes pour des applications industrielles. L'apport de la pulsation est au minimum de réduire d'un facteur deux la quantité de fluide nécessaire pour réaliser le contrôle relativement aux jets continus. Dans certaines configurations géométriques, la pulsation excite des résonances dans l'écoulement qui amplifient l'effet produit, positivement dans le cas des essais ETIA, négativement dans le cas des essais CNRT. Dans tous les cas, ce résultat est très prometteur car il démontre clairement la capacité des actionneurs à interagir avec les structures turbulentes de ces écoulements réalistes, possiblement de façon positive; la démonstration de cas de contrôle très favorables n'est donc qu'une question de temps, d'efforts et de progrès dans la prévision par la simulation des conditions de contrôle optimales. Concernant les dispositifs auto-oscillants, leur capacité à être utilisés en soufflerie est clairement démontrée même si des résultats de contrôle probants restent à obtenir.

Le déroulement des essais est très riche en enseignements pour la réalisation d'essais futurs. Il apparaît vital de développer un système d'exploration automatisé des paramètres de contrôle (fréquence, amplitude et phases des jets, si possible l'angle de dérapage) pour rechercher les configurations optimales. On a montré que les interactions fréquentielles avec l'écoulement pouvaient être très sélectives, avec des bandes passantes inférieures à 3 Hz. Il est donc nécessaire de balayer très finement les plages de paramètres pour obtenir des essais significatifs. Il est donc nécessaire d'utiliser pendant les essais des capteurs permettant de mesurer en temps réel l'effet produit par le contrôle (pesée rapide, capteurs de frottement, fil chaud ...). Il apparait aussi indispensable de se doter de moyens de mesures sophistiqués pour analyser les effets produits (PIV cadencées en phase par rapport au contrôle, stéréoscopique, bouillies pariétales). L'analyse fine des effets produits nécessite également une connaissance aussi précise que possible des conditions locales de contrôle. Il est donc indispensable de caractériser in-situ les micro-jets pulsés produits, ce qui fera l'objet du prochain chapitre.

5. Intégration de capteurs

La nécessité d'introduire dans les micro-valves un moyen caractérisant le fonctionnement du micro-actionneur a été discutée au chapitre 2. L'intégration de capteurs doit permettre une analyse plus fine des mécanismes de contrôle fluidique d'écoulement, la régulation et la caractérisation du fonctionnement des dispositifs.

La caractérisation complète d'un écoulement gazeux nécessite la mesure de trois grandeurs physiques : sa température et sa pression (permettant de remonter à la densité du fluide), et sa vitesse (permettant de calculer le débit de fluide pour une section définie). Ces trois mesures permettent de caractériser directement l'effet produit par les micro-valves. Mais d'autres phénomènes peuvent permettre de contrôler le fonctionnement de la valve : répartition de la pression dans le micro-canal, mouvement de la membrane, mouvement de l'aimant, échauffement de l'actionneur ...

Au cours de ce travail, un grand nombre de dispositifs et de tests ont été réalisés et seules les solutions les plus abouties, pertinentes et représentant une avancée par rapport à l'état de l'art, sont présentées dans ce chapitre. Tout d'abord la présentation du capteur de température à résistance de platine, élément classique en micro-électronique, permettra d'introduire le principe physique des mesures thermiques et la structure d'isolation thermique développée au cours de ce travail pour la réalisation d'éléments chauffants à faible temps de réponse. Ensuite on présentera un débitmètre volumique haute fréquence utilisant ces éléments chauffants intégrés au microcanal. Il permet de caractériser en dynamique le débit des micro-jets pulsés. Enfin trois capteurs de pression sont présentés : mesure de pression relative capacitive sur PDMS, mesure de pression relative piézorésistive sur PDMS intégrée au micro-canal et enfin mesure de pression absolue par effet Pirani intégrée au micro-canal, cette dernière utilisant une structure dérivée du débitmètre réalisé précédemment. Des informations sur d'autres types de capteurs développés dans cette thèse seront données en annexe. Ces autres capteurs permettent par exemple de mesurer le mouvement de l'aimant par effet inductif ou de mesurer de façon continue la répartition de la pression dans le micro-canal de façon optique grâce à une micro-cavité optique déformable incorporant du PDMS.

Au final un système de capteurs dynamiques de la température, la pression absolue et la vitesse d'écoulement est obtenu. Il est intégré dans la micro-valve. De plus ces trois capteurs sont réalisés simultanément dans le même procédé technologique utilisant seulement des méthodes compatibles CMOS courantes, et ils sont également robustes, ce qui permet de répondre aux contraintes de coût et d'environnement définies précédemment.

5.1 Capteurs de température

Le premier dispositif que nous allons présenter est un capteur de température. Ses fonctions sont multiples : obtenir la température du gaz pour pouvoir remonter à sa densité, prendre en compte d'éventuels effets thermiques liés à la différence de température entre les micro-jets et l'écoulement à contrôler et enfin mesurer la température de fonctionnement du micro-actionneur pour éviter des détériorations liées à une éventuelle surchauffe.

La mesure de la température s'effectue communément en micro-électronique à partir de la variation de résistance d'un conducteur sous l'effet de la température donnée par :

(5.1)
$$R_T = R_0 [1 + TCR_0 (T - T_0)]$$

où R_T est la valeur de la résistance à la température T, T_0 est la température de référence qui est normalement de 20 °C, R_0 la résistance de référence à T_0 et TCR_0 est le coefficient de température à T_0 qui représente la sensibilité de la résistance aux changements de température. Ainsi, un conducteur sera d'autant plus sensible aux changements de température que la valeur de TCR_0 est élevée. Les trois métaux (purs ou en alliages) les plus communs pour la réalisation de capteurs thermiques commerciaux sont le platine, le tungstène et le nickel. Leurs propriétés électriques sont détaillées dans le tableau 5.1.

TABLE 5.1 – Propriétés électriques des matériaux utilisés pour la réalisation de capteurs thermiques.

Matériau	Résistivité en massif	TCR	
	$(oldsymbol{\mu} \Omega. oldsymbol{cm})$	(<i>ppm/</i> ℃)	
Platine	9.81	3900	
Tungstène	4.9	4500	
Nickel	6.2	6900	

Dans le cadre d'une optimisation de la sensibilité du matériau, des multicouches de ces trois métaux peuvent être utilisées [219]. Des matériaux semi-conducteurs dopés, tels que le polysilicium, peuvent également être utilisés (tableau 5.2). Dans nos travaux, nous avons retenu l'utilisation du platine, pour sa grande résistance physique et chimique et son TCR suffisamment élevé.

Le procédé de base pour la définition d'une résistance en platine est décrite sur la figure 5.1. Ce procédé constitue une bonne initiation aux techniques qui seront utilisées par la suite.

Pour caractériser le matériau déposé par évaporation à l'IEMN, une mesure de résistivité en fonction de la température est effectuée sous vide sur un motif trèfle. Le motif utilisé pour la mesure 4 pointes et la courbe de résistivité obtenue sont représentés sur la figure 5.2. Un TCR



FIGURE 5.1 – Description du procédé technologique de fabrication des capteurs de température.

moyen de 2400 est obtenu pour un bicouche de 10 nm de titane (couche d'accroche) et 50 nm de platine ce qui est suffisant pour nos besoins.



FIGURE 5.2 – Motif trèfle utilisé pour la mesure de résistivité 4 pointes et courbe de TCR du platine déposé par évaporation, après recuit a 550 °C.

Le temps de réponse des capteurs à élément chauffant est limité par l'inertie thermique du système. Dans le procédé défini figure 5.1, l'isolation thermique du fil conducteur de platine est réalisé par le biais d'une couche fine (500 nm) de SiO₂. Dans ce cas, les fuites thermiques vers le substrat sont importantes, la masse thermique à chauffer pour élever la température du fil est grande et par conséquent le temps de réponse du capteur est élevé. Pour remédier à ce problème, une technique d'isolation thermique plus évoluée doit être utilisée, permettant d'isoler

complètement le fil métallique du substrat. Ce problème est connexe à celui de la réalisation d'éléments chauffants.

Les solutions traditionnellement utilisées en micro-technologies pour la réalisation de capteurs thermiques [220] sont soit de réaliser une résistance sur membrane isolante en SiO₂/SiN, soit de réaliser une structure simplement suspendue de type pont ou plateforme. De nombreux exemples sont donnés par la suite dans les états de l'art des capteurs de frottement pariétal (table 5.2) et des capteurs Pirani (table 5.4). L'inconvénient principal de ces types d'isolation est la fragilité mécanique des structures supports, qui limitent les tailles des dispositifs réalisés et donc leur sensibilité. Les géométries utilisées ne permettent pas de répondre à nos contraintes de robustesse et de sensibilité.



FIGURE 5.3 – Schéma représentant la structure d'isolation thermique développée dans le cadre de la thèse. Le fil conducteur (en rouge) est supporté de proche en proche par des ponts dans un matériau thermiquement isolant (en bleu) et est isolé du substrat (en gris) par un espace d'air.

Une géométrie innovante a été définie pour résoudre ce problème. Elle est représentée figure 5.3. Elle peut être décrite comme un micro-fil chaud suspendu de proche en proche sur des ponts isolants. Il s'agit donc d'une structure doublement suspendue, constituée d'un grand nombre de micro-ponts individuellement robustes de part leur faible rapport d'aspect (< 50), isolés du substrat par d'autres ponts encore plus robustes (rapport d'aspect de l'ordre de 10). La cellule de base représentée figure 5.3 peut être répétée indéfiniment sans réduire la solidité du système, les phénomènes de longueurs froides sur les fils chauffants sont limitées à la première cellule de chaque extrémité ce qui permet d'avoir une température moyenne plus homogène sur

la longueur du fil chaud et donc d'augmenter la sensibilité. De plus le fil réalisé est entièrement immergé dans le fluide environnant ce qui favorise les échanges thermiques.

Le procédé de fabrication ce cette structure est décrit figure 5.5. La base du procédé reste la même que dans le procédé décrit figure 5.1. Une fois le micro-fil de platine déposé, la couche isolante de SiO_2 est gravée pour définir la forme des ponts supports puis le silicium est sous gravé par une attaque chimique isotrope en phase gazeuse, permettant de libérer la structure [221].



FIGURE 5.4 – Image au microscope optique (à gauche) et au microscope électronique à balayage (MEB) (à droite) de la structure d'isolation thermique par micro-pont.

Des images de réalisations sont données figure 5.4. L'image prise au microscope optique permet de distinguer clairement la zone libérée et le profil isotrope de gravure tandis que l'image prise au microscope électronique à balayage (MEB) nous renseigne sur la forme des ponts et permet d'observer la différence entre un fil libéré et non libéré, qui servira de référence par la suite. On constate que les ponts sont légèrement contraints en compression. En conséquence les ponts sont légèrement déformés hors plan ce qui introduit une variation de la longueur du fil de platine par rapport à un fil non libéré. Ce problème est traité par la suite en compensant la contrainte dans la couche isolante par l'utilisation d'un bicouche $Si0_2/Si_3N_4$.

L'étude du comportement thermique statique et dynamique de la structure est réalisée en 3D sous FEMLAB. La figure 5.6 représente l'échauffement statique de la structure par effet Joule quand le fil conducteur de platine est parcouru par un courant de 2 mA. On observe une variation périodique de la température le long du fil de platine liée à la présence des ponts supports et une élévation moyenne de 23 °C de la température du fil pour un courant continu de 2 mA. On constate que la zone échauffée se limite au fil de platine et aux ponts supports (jusqu'à







1-Dépôt de SiO_2 (PECVD) comme couche thermiquement isolante



2-Définition d'une casquette en résine (AZ1518) par lithographie et dépôt de platine par évaporation



3-Lift-off de la résine et recuit à $550^{\circ}C[222]$



4-Définition d'une casquette en résine (bicouche LOR - A10 et AZ1518) par lithographie et dépôt d'or par pulvérisation

5-Lift-off de la résine



6-Définition du masque pour libération des fils, en résine $\left(AZ1518\right)$ par lithographie



7-Gravure anisotrope du SiO_2 sous plasma CHF_3/CF_4



8-Gravure isotrope du silicium par XeF_2 en phase gazeuse pour la libération des fils par sous gravure.



FIGURE 5.5 – Description du procédé technologique de fabrication des micro fils chauds suspendus. Chaque schéma est séparé en deux (pointillés) pour représenter le procédé suivant 2 vues de coupe, transverse au fil à gauche et dans sa longueur à droite.



FIGURE 5.6 – GAUCHE : simulation sous FEMLAB du comportement thermique de la structure durant un échauffement du fil par effet Joule (courant continu de 2 mA). DROITE : caractéristique mesurée tension/variation de résistance du fil chauffant réalisé et comparaisons avec la simulation et la mesure pour le fil non libéré.

leur base), zones qui ne sont pas en contact avec le substrat : la structure permet donc bien une isolation thermique efficace du fil par rapport au substrat. La comparaison entre l'échauffement simulé et mesuré (variation de la résistance en fonction du courant d'alimentation) sur cette structure montre un bon accord et confirme la qualité de l'isolation thermique réalisée par rapport au fil non libéré (couche isolante en contact avec le substrat) qui ne présente aucune élévation de température pour les courants faibles utilisés.

Le comportement thermique dynamique du fil chaud est ensuite étudié par simulation transitoire sous FEMLAB, en imposant tout d'abord un créneau de courant de 2 mA et en observant la réponse thermique du fil en différents points de la structure, puis en étudiant la réponse à un courant sinusoïdal de fréquence variable pour déterminer la bande passante du système. Les résultats de ces simulations sont donnés figure 5.7. Comme attendu, l'élévation de température est légèrement plus faible au niveau des ponts supports et le temps de réponse plus grand. La structure présente un temps de réponse moyen de l'ordre de 0.2 ms qui est confirmé par la bande passante simulée qui est de l'ordre de 5 kHz (bande passante à -3dB).

On dispose donc d'un capteur de température résistif en platine avec une bande passante de l'ordre de 5kHz, suffisante pour mesurer la température des jets pulsés à des fréquences comprises dans la gamme [0; 100 Hz]. La structure développée répond également aux contraintes de robustesse propres aux conditions environnementales des micro-valves: elle a en effet été soumise à des jets de fortes vitesses (> 200 m/s) et à de fortes vibrations et chocs sans change-



FIGURE 5.7 – GAUCHE : simulation sous FEMLAB du comportement thermique transitoire de la structure soumis à un échauffement par effet Joule (un créneau de courant de 2 mA). Un temps de réponse moyen de l'ordre de 0.2 ms est simulé en dynamique. DROITE : bande passante simulée du capteur fil pour une excitation en courant sinusoïdale de petite amplitude.

ment de caractéristiques. Cette même structure va être employée par la suite pour réaliser un anémomètre fil chaud intégré dans la micro-valve.

5.2 Capteurs de débit à micro-fil chaud micro-suspendu

Les capteurs d'écoulements gazeux basés sur un principe thermique se décomposent en deux catégories [223, 224] :

- les capteurs calorimétriques mesurent l'asymétrie du profil de température générée par un écoulement autour d'un élément chauffant;
- les capteurs à film/fil chaud mesurent l'effet d'un écoulement sur la dissipation convective d'un élément chauffant. La mesure peut être opérée soit en mesurant le refroidissement du fil à puissance de chauffage constante (ou courant constant «CC»), soit en mesurant la fluctuation de puissance nécessaire pour garder la température du fil constante («CT»). Cette dernière méthode est plus compliquée électroniquement mais permet de réduire l'influence du temps de réponse thermique du capteur et par conséquent d'avoir une bande passante beaucoup plus large.

Compte tenu des contraintes techniques et économiques propres aux micro-valves, un traitement électronique minimal du signal du capteur est souhaitable et la mesure par fil chaud en mode CC est alors le choix le plus pertinent. Le tableau 5.2 dresse un état de l'art des capteurs de frottement pariétal à éléments chauffants, c'est à dire des capteurs de type fil chaud situés en paroi (par opposition aux capteurs fils chauds suspendus [219], complètement immergés dans l'écoulement et ne subissant donc pas l'influence de leur propre support).

Auteurs	Dimension	Type de structure	Domaine	Bande passante	
		résistance	(m/s)	(kHz)	
Chih Ming Ho et al.	$200*200\mu m$	membrane SiN + vide	0 - 25	1.9 (CC)	
[225]		poly-Si		14 (CT)	
Breuer et al. [226]	$\varnothing 250, \mu m$	membrane SiN	0 - 14	1 (CC)	
		platine			
Boyer et al. $[227]$	$650*650\mu m$	plateforme SiN	0 - 20	0.17 (CC)	
		platine			
Chen et al. [228]	$200*2.7\mu m$	pont hors plan	0 - 20	10 (CT)	
		platine			
Kasagi et al. [229]	$200*350\mu m$	membrane SiN	2.5 - 10	-	
		platine			
Meunier et al. [230]	$50*2\mu m$	pont	-	2 (CC)	
		poly-Si			
Löfdahl et al. [231]	$400*3\mu m$	pont silicium	-	-	
		aluminium			
Kolh et al. [232]	$520*520\mu m$	membrane SiN/SiO_2	0 - 10	0.6~(CC)	
		platine			
Hodson et al. $[233]$	$500*500\mu m$	membrane SiO_2	-	$39~(\mathrm{CT})$	
		aluminium			

TABLE 5.2 – État de l'art des capteurs MEMS de frottement pariétal à éléments chauffants.

L'élément clef de ce type de capteur est la technique d'isolation thermique employée, qui va définir la bande passante du système en mode CC et la vitesse maximale mesurable avant arrachement de la structure. Le tableau 5.2 montre que les capteurs réalisés ont une bande passante en mode CC de 2 kHz au maximum, pour une gamme de vitesses mesurables très faible (< 20 m/s). Ils ne permettent pas de répondre à nos besoins qui sont une gamme mesurable de [0; 200 m/s].

Le fil chaud exposé précédemment présente une bande passante en mode CC supérieure aux dispositifs de la littérature et ne souffre pas des problèmes de robustesse. Il est donc très intéressant de l'incorporer dans un dispositif de mesure du frottement pariétal.

Le mode d'utilisation du fil est différent suivant que l'on souhaite mesurer la température ou le frottement. Pour la mesure de température, le fluide environnant doit fixer la température du fil : il faut donc éviter tout échauffement par effet Joule. Un courant très faible (μ A) doit alors être utilisé pour mesurer la résistance. Dans le cas de la mesure du frottement pariétal, la température du fil doit être seulement fonction du courant d'alimentation (courant plus important, de l'ordre de quelques mA, permettant de chauffer le fil) et de la vitesse de l'écoulement. Pour découpler l'effet de la température du milieu de l'effet de la dissipation convective, une structure compensée en température doit être utilisée. Une configuration en demi pont de Wheatstone est retenue. Elle est représentée figure 5.8.



FIGURE 5.8 – Image microscope et schéma de la configuration du capteur en demi pont de Wheatstone pour une auto compensation en température.

Le capteur comporte deux résistances de platine non libérées, dont la température n'est pas affectée par le courant de quelques mA et n'est fixée que par le milieu, et deux résistances de platine libérées suivant la méthode décrite précédemment, qui vont chauffer sous l'effet du courant et être refroidie par le flux convectif de chaleur. La réponse du demi pont de Wheatstone est donnée par :

$$(5.2) \quad \frac{U_{mes}}{U_{alim}} = \frac{R_{chaud}^2 - R_{froid}^2}{(R_{chaud} + R_{froid})^2} \simeq \frac{R_{chaud} - R_{froid}}{2 * R_{froid}} \simeq \frac{TCR_0(T_{chaud} - T_{froid})}{2} \simeq \frac{TCR_0 * \Delta T}{2}$$

où ΔT est une fonction de la vitesse de l'écoulement et du courant ($\Delta T(V_{gaz}, I_{alim})$).

La réponse du capteur dépend du gaz utilisé et de la géométrie du capteur. Dans le cas d'un capteur à film chaud macroscopique, la couche limite thermique développée par l'élément chauffant est fine devant la taille du capteur et le refroidissement convectif évolue suivant une loi de type [234] :

(5.3)
$$\Delta T(V_{gaz}, I_{alim}) - \Delta T(0, I_{alim}) \propto -(V_{gaz})^{1/3}$$

Chih Ming Ho démontre que dans les cas des capteurs MEMS, l'approximation de couche limite thermique faible n'est pas valide et qu'un modèle 2D doit être utilisé. On attend alors une loi du type :

(5.4) $\Delta T(V_{gaz}, I_{alim}) - \Delta T(0, I_{alim}) \propto -(V_{gaz})^{\alpha}$ $0 < \alpha < 1$

Dans ce travail, nous avons déterminé simplement la réponse du capteur par calibration [235]. Pour cela, un capteur fabriqué sur silicium a été couplé à un micro-canal droit réalisé par prototypage rapide (figure 5.9), de section comparable à celle des micro-valves. Le rapport d'aspect du canal permet de considérer l'écoulement unidimensionnel. Les fils de platine sont placés perpendiculairement à l'écoulement et recouvrent une grande partie de la largeur du canal, assurant une mesure représentative de la vitesse moyenne du gaz dans le débitmètre ainsi réalisé.





Le débitmètre a ensuite été calibré pour un débit de gaz compris entre [0 - 10 L/min] en prenant le débitmètre macroscopique commercial présenté au chapitre 3 comme référence. Le résultat de la caractérisation est donné figure 5.10

Les courbes de calibration sont corrélées par $\alpha = 0.28$ à U_{alim} = 5 V et $\alpha = 0.32$ à $U_{alim} = 10 V$. Pour $U_{alim} = 10 V$ la consommation du capteur est de l'ordre de 20 mW et sa sensibilité de l'ordre de 70 mV/(L/min)^{0.32}.

Le capteur réalisé a ensuite été intégré dans le canal d'une micro-valve. La figure 5.11 illustre un exemple de réalisation. Deux capteurs indépendants sont intégrés de part et d'autre des murs



FIGURE 5.10 – Caractérisation de l'effet de la tension d'alimentation (à gauche) et calibration tension/débit du capteur en continu (à droite).

du micro-canal (voir page 62) pour étudier l'influence de la position du capteur par rapport au modulateur fluidique. Les contacts électriques sont reportés sur une plaque de circuit imprimé par micro-soudures à l'or. Un actionneur de type CNRT (voir page 110) est monté pour assurer la modulation du fluide (figure 5.11 à droite). Le micro-actionneur ainsi monté nous permet de tester les caractéristiques dynamiques des capteurs de débit jusqu'à des fréquences de l'ordre de 400 Hz. Malheureusement, cette fréquence n'est pas suffisante pour explorer toute la bande passante du capteur.



FIGURE 5.11 – GAUCHE : intégration du capteur fil chaud dans le micro-canal: deux capteurs indépendants sont installés de part et d'autre des murs du micro-canal. DROITE : capteur fil chaud intégré dans une micro-valve équipée pour la caractérisation du capteur en dynamique.

La caractérisation dynamique est effectuée en mesurant simultanément le signal de l'un des

capteurs intégrés et le signal du fil chaud commercial DANTEC placé dans le jet d'air pulsé directement à la sortie de la valve. L'électronique de traitement nécessaire pour les capteurs intégrés se résume à un amplificateur linéaire de gain 50. Les figures 5.12 et 5.13 représentent respectivement la caractérisation des fils chauds intégrés avant et après la membrane. On observe que la mesure effectuée par le premier fil chaud est très semblable à celle du fil commercial situé hors de la valve. Le deuxième capteur est perturbé par les conditions d'écoulement fluctuantes dans la sortie de la micro-valve et par la réponse de la membrane (rebond), mais la mesure reste semblable à celle effectuée par le fil chaud commercial. Les déphasages entre les différents signaux sont cohérents avec les positions relatives des capteurs. Aucune distorsion introduite par une saturation des capteurs réalisés n'est observable sur ces mesures effectuées à 200 Hz.



FIGURE 5.12 – Comparaison du signal mesuré par le fil chaud intégré avant la membrane (noir) et par le fil chaud DANTEC à l'extérieur de la valve (bleu). Le signal de débit est normalisé par rapport à sa valeur maximale.



FIGURE 5.13 – Comparaison du signal mesuré par le fil chaud intégré après la membrane (noir) et par le fil chaud DANTEC à l'extérieur de la valve (bleu). Le signal de débit est normalisé par rapport à sa valeur maximale.

Enfin les effets sur la réponse dynamique du capteur de la température du fil (tension d'alimentation) et de la forme des signaux fluidiques appliqués sont mesurés (figure 5.14). Une tension d'alimentation minimale de 10 V correspondant à une puissance de 20 mW et un échauffement de fil de 30 °C semble nécessaire pour obtenir une mesure représentative de l'écoulement. Une plus grande puissance est possible et améliore la sensibilité. La forme du signal fluidique, carrée ou sinusoïdale, est rendue de façon semblable par les différents capteurs. Le capteur n'a pas montré de dérive sur la période d'expérimentation et la neutralité de la température ambiante a été vérifiée.



FIGURE 5.14 – Effet de la tension d'alimentation du pont sur la réponse dynamique (à gauche). Effet de la forme du signal fluidique sur la réponse du capteur (à droite).

Le capteur de débit développé présente donc des performances très supérieures à l'état de l'art. Des jets pulsés d'amplitudes supérieures à 100 m/s ont été mesurés jusqu'à des fréquences de l'ordre de 400 Hz et les signaux mesurés sont comparables avec ceux du fil chaud commercial DANTEC utilisé comme référence. La bande passante en mode courant constant est théoriquement de l'ordre de 5 kHz et aucune des mesures effectuées n'a permis d'infirmer cette valeur obtenue par simulation numérique. La sensibilité du capteur est de l'ordre de 70 mV/(L/min)^{0.32} pour une consommation de 20 mW.

La structure d'isolation thermique développée dans ce travail nous a permis d'obtenir jusqu'à présent un capteur de température d'écoulement et un capteur de débit volumique hautes fréquences (kHz). Nous allons maintenant valider différentes techniques pour mesurer la pression régnant dans le micro-actionneur et on montrera que, moyennant une adaptation du procédé de fabrication, la même structure d'isolation peut être utilisée pour réaliser un capteur de pression absolue haute fréquence.

5.3 Capteurs de pression

La mesure de la pression régnant au sein d'une micro-valve est un paramètre de contrôle important du fonctionnement du micro-actionneur. Elle permet, alliée à la mesure de température, de connaître la densité du gaz; elle permet également de connaître les conditions d'alimentation fluidiques (et donc la vitesse de jet après calibration) et éventuellement de corriger automatiquement la commande de chaque actionneur du réseau réalisant le contrôle d'écoulement pour prendre en compte les disparités d'alimentations pneumatiques. Enfin les capteurs de pression peuvent être utilisés pour effectuer des mesures de débit d'air avec des dispositifs de type Venturi [236].

Les capteurs de pression ont été l'une des premières applications commerciales des MEMS et des solutions tout à fait compatibles avec nos besoins existent. L'originalité des travaux présentés dans cette section repose sur l'utilisation des seuls matériaux et structures pré-existantes dans la micro-valve et cela dans le but de ne pas augmenter la complexité des procédés de fabrication ni le coût du micro-actionneur. Pour cela nous avons cherché tout d'abord à exploiter les propriétés de grandes déformations des polymères [164, 237] présents dans la valve couplées à des principes de mesures capacitifs puis piézorésistifs. Enfin nous verrons que la structure thermique développée précédemment dans ce chapitre nous permet de réaliser une mesure de la pression absolue en mesurant les variations de la diffusion thermique dans un espace d'air d'épaisseur comparable au libre parcours moyen des molécules du gaz étudiées (effet Pirani).

5.3.1 Capteur de pression capacitif sur PDMS

Un capteur de pression capacitif est généralement composé d'une électrode rigide et d'un diaphragme flexible auquel est adjoint un conducteur qui constitue la seconde électrode (figure 5.15). Ce dernier étant amené à se déformer sous l'effet de la pression, il en résulte une variation de la capacité du condensateur ainsi formé. Lorsque la cavité séparant ces deux électrodes contient du vide, la pression mesurée est la pression absolue. Pour mesurer une pression différentielle, la cavité peut être ouverte sur la face arrière du substrat pour apporter une pression de référence.



FIGURE 5.15 – Schéma de principe d'un capteur de pression capacitif.

La capacité électrique d'une structure telle que définie sur la figure dépend de la déformation du diaphragme suivant la relation [238] :

(5.5)
$$C = \int \int \frac{\epsilon_0 \epsilon_{air} \epsilon_i dx dy}{\epsilon_a t + \epsilon_i (g + w(x, y))}$$

avec w(x, y) la fonction représentant la déformation du diaphragme, ϵ_i la permittivité diélectrique de l'isolant, t l'épaisseur de l'isolant, g la profondeur de la cavité. Il découle de cette formule qu'en utilisant un matériau très déformable avec la pression, on obtient une grande variation de la capacité électrique de la structure et donc une grande sensibilité. C'est pourquoi l'utilisation d'un polymère souple tel que le PDMS peut permettre de réaliser un capteur de pression capacitif très performant. De plus, l'utilisation d'un polymère pour la réalisation de l'électrode déformable permet d'obtenir un capteur très résistant aux chocs.

Pour obtenir une capacité appréciable il est généralement nécessaire d'utiliser un espace très faible (μm) entre les deux électrodes (dépendance en 1/g de la capacité) et/ou une surface très importante. Une déformation importante du diaphragme entraine alors le contact entre les deux électrodes (une couche d'isolation est nécessaire pour éviter les court-circuits) et le capteur de pression fonctionne dans un mode de contact ou « touch mode ». Dans ce mode de fonctionnement, la capacité électrique du capteur dépend essentiellement de la surface de la zone de contact entre les électrodes et la sensibilité est maximisée. Le tableau 5.3 dresse un état de l'art des capteurs de pression capacitifs MEMS fonctionnant en mode de contact. On observe que le capteur présentant la plus grande sensibilité utilise un diaphragme en polyimide qui est un polymère souple.

Auteurs	Dimension	Matériau	Domaine	Sensibilité
	membrane	membrane	(kPa)	
Wang et al. [239]	$\varnothing 300*5\mu m$	silicium	0 - 480	14fF/kPa
Yamamoto et al.[240]	-	silicium	0 - 400	49fF/kPa
Yoon et al. [241]	$600*600\mu m$	PDMS	0 - 250	2fF/kPa
Zorman et al. $[242]$	$\varnothing800*1\mu m$	poly-SiC	0 - 200	4.8fF/kPa
Quero et al. [243]	$\varnothing500*6\mu m$	poli-Si	0 - 200	29fF/kPa
Masel et al. [244]	$\varnothing 10mm*6\mu m$	polyimide	0 - 35	2pF/kPa
Chen et al. [245]	$\varnothing156*3\mu m$	poly-SiC	0 - 3500	0.01fF/kPa
Hu et al. [246]	$\varnothing 250*4\mu m$	silicium	0 - 1700	9.7fF/kPa
Hezarjaribi et al. [247]	$\varnothing 560 * 5 \mu m$	poly-SiC	0 - 3000	0.5 fF/kPa

TABLE 5.3 – État de l'art des capteurs de pression capacitifs fonctionnant en mode de contact.

Le facteur déterminant dans la réalisation d'un capteur de pression capacitif sur PDMS est la qualité de la métallisation du polymère utilisée pour fabriquer l'électrode déformable [248, 249]. Dans le cas d'une métallisation directe du polymère par pulvérisation sous vide par exemple, la différence de module de Young et de coefficient de dilatation thermique entre le polymère et le métal génère une ondulation [250] ou des craquelures dans le film métallique et l'électrode produite n'est donc pas de bonne qualité (ni plane). D'autres procédés de métallisation par transfert [251, 252], implantation [253] ou injection [254] ont été développés pour métalliser ces matériaux.

Dans cette étude nous réalisons une métallisation du PDMS par transfert du film métallique (figure 5.16). L'électrode sur PDMS réalisée est ensuite à nouveau transférée sur la cavité réalisée sur silicium. Le procédé requiert donc un double transfert ce qui peut être considéré comme contraignant technologiquement. La faisabilité de ce procédé technologique est vérifiée sur une structure simple et classique constituée de deux électrodes circulaires en regard, la première sous le film de PDMS et la seconde au fond d'une cavité micro-usinée. La figure 5.17 donne une photo de réalisation de chaque partie de la structure. Quatre facteurs sont vérifiés :

- la métallisation du PDMS et la taille des motifs réalisables;
- la définition des motifs en fond de cavité profonde;
- le transfert et l'alignement précis de la membrane métallisée;
- l'établissement du contact électrique entre la membrane et le substrat.

Pour réaliser le transfert et l'alignement de la membrane PDMS métallisée, un cadre polymère épais est réalisé pour rigidifier la membrane et ainsi permettre sa manipulation tout en évitant que la membrane se replie sur elle-même. La membrane est alignée optiquement sous microscope par transparence grâce à des motifs d'alignement réalisés sur les deux éléments du capteur.

La structure réalisée figure 5.17 permet de vérifier avec succès toutes les conditions nécessaires à la réalisation d'un capteur de pression capacitif. En revanche la géométrie choisie n'a pas permis de caractérisation capacitive fiable de la structure car la grande dimension des membranes et leur très forte déformabilité aboutit à une plus faible plage de mesure en pression que celle calculée initialement.

Les structures classiques des capteurs de pression capacitifs ne permettent pas de tirer pleinement parti de la très grande déformation des polymères. Une structure originale (figure 5.18) a donc été développée par simulation sous ANSYS permettant d'obtenir une grande capacité évoluant progressivement (si possible quasi linéairement) avec la pression. Cette structure est constituée d'un réseau de cavités de fort rapport d'aspect permettant d'avoir une déformation 2D du polymère. Le nombre et la longueur des cavités peuvent être ajustés pour obtenir la capacité désirée. La largeur et la profondeur des cavités sont ajustées pour obtenir un dépla-

5. Intégration de capteurs



1-Dépôt de Molyb
dène par pulvérisation, casquette résine (AZ1518), dépôt d'or par pulvérisation et dépôt de
 SiO_2 (PECVD)



2-Enduction d'une couche de PDMS par tournage



1-Définition du masque de résine (AZ4562) par lithographie et gravure DRIE de la cavité



2-Dépôt d'aluminium par pulvérisation sur les deux faces, masque de résine face arrière par lithographie et transfert du masque dans l'aluminium (H_3PO_4)



3-Gravure DRIE des via de contact et de mise à pression de la cavité





3-Moulage d'un cadre en polymère sur le pourtour du substrat pour rigidifier la membrane polymère après libération et permettre sa manipulation



4-Libération du film de PDMS métallisé par sousgravure du molybdène à l'eau oxygénée



5-Définition d'une casquette en résine (bicouche LOR - B30/AZ9260) par lithographie et dépôt d'or par pulvérisation



6-Dépôt de SiO_2 (PECVD) comme couche diélectrique de la capacité



7-Définition d'un masque de résine (AZ4562) pour l'ouverture des contacts et gravure du SiO_2



4-Dépôt de SiO_2 (PECVD)comme couche d'isolation 8-Formation des vias en or

électrique

Silicium Aluminium Résine Si02 Or PDMS Molybdène

FIGURE 5.16 – Description du procédé technologique de fabrication des membranes métallisées puis des cavités pour les capteurs de pression capacitifs.



FIGURE 5.17 – GAUCHE : électrode inférieure du capteur capacitif au fond d'une micro-cavité usinée dans le silicium; 4 tailles différentes de cavités sont réalisées. DROITE : électrode supérieure du capteur capacitif sur membrane souple PDMS de 20 µm.

cement progressif du point de contact avec la pression. L'épaisseur de la membrane polymère permet quand à elle d'ajuster la sensibilité à la pression.



FIGURE 5.18 – GAUCHE : la structure développée est constituée d'un réseau de cavités 2D de fort rapport d'aspect comme autant de capteurs de pression montés en parallèle. DROITE : les valeurs de la largeur l, la profondeur g de la cavité et l'épaisseur e du polymère sont ajustées pour améliorer la linéarité de la réponse du capteur.

Les contraintes mécaniques dans la membrane, et donc les déformations engendrées par la pression, sont concentrées au niveau des arêtes des cavités. Dans le cas d'une membrane de grande largeur (l), il n'y a alors quasiment aucune déformation du polymère au centre de la membrane et elle se comporte à cet endroit en plaque rigide. Ceci se traduit par une variation brusque de la capacité lors de la mise en contact des deux électrodes, puisqu'une large partie de l'électrode souple se déplace verticalement sans déformation, puis par une très faible évolution de la capacité puisque une grande partie de la surface de l'électrode est déjà au contact donc immobile. Cette configuration doit donc être évitée pour obtenir une réponse de capteur linéaire.

Nous avons donc ajusté les dimensions de la cavité pour obtenir une mise en contact initiale quasi-ponctuelle. La figure 5.19 illustre l'évolution simulée de la zone de contact entre les deux électrodes en fonction de la pression. En fixant les dimensions de la cavité à :

$$l = 100\,\mu m \qquad g = 6\,\mu m \qquad e = 20\,\mu m$$

on obtient un contact ponctuel pour une pression appliquée de l'ordre de 5 kPa et une conformation complète de la membrane polymère au fond de la cavité pour une pression appliquée de 100 kPa.



FIGURE 5.19 – Résultats de simulations numériques sous ANSYS. Ces quatre images permettent d'illustrer l'évolution progressive du point de contact entre les deux électrodes en fonction de la pression uniforme appliquée (dans l'ordre: P = [0, 0.1, 0.4, 1] bars). La déformation verticale maximale (en bleu) est de 6 µm.

Dans cette configuration, on obtient bien une évolution progressive du contact entre les deux électrodes et une variation de la capacité du capteur sur la plage $[0; 10^5 \text{ Pa}]$. La réponse du capteur est ensuite calculée pour un réseau de 10 cavités longues de 1.2 mm, soit une surface de $1.2 \times 1.2 \text{ mm}$. La courbe de réponse pression/capacité est donnée figure 5.20.

La sensibilité moyenne de la structure est de l'ordre de 0.35 pF/kPa soit à surface équivalente, la meilleure sensibilité reportée (table 5.3). Le capteur est de plus de fabrication beaucoup plus simple que le dispositif de test puisque les motifs micro-usinés sont entièrement métallisés (pas de motif de lithographie à réaliser sur des structures 3D), la seule difficulté du procédé de fabrication résidant dans le double transfert de l'électrode déformable. Le capteur est bas coût, résistant aux chocs, d'une très grande sensibilité (et nécessite une électronique simple) et n'utilise que les matériaux présents dans la micro-valve. Nous avons donc démontré que la mesure de la pression au sein de ce micro-actionneur est possible en respectant les ambitions



FIGURE 5.20 – Réponse du capteur capacitif à membrane PDMS fonctionnant en mode de contact pour une surface de $1.2 \times 1.2 \text{ mm}$. La sensibilité moyenne est de 0.35 pF/kPa sur une plage de mesure de 1 bar (100 kPa).

fixées. En revanche, le procédé de fabrication reste contraignant en vue d'une production massive de micro-valves. Nous allons donc chercher une solution intégrable de façon quasi-transparente dans le procédé de fabrication du microsystème.

5.3.2 Capteur de pression à jauge de déformation

Nous avons vu que le principe de mesure capacitif sur PDMS utilisant une électrode déformable en regard d'une électrode fixe permet une mesure très performante de la pression relative mais que le principe de fabrication reste trop contraignant pour être intégré dans le procédé de fabrication des micro-valves. Les deux principales sources de difficultés sont :

- la nécessité de réaliser un micro-usinage spécifique pour réaliser la cavité du capteur;
- la nécessité de procéder à des transferts d'électrodes (procédé de métallisation).

Il est donc nécessaire de trouver un principe de mesure qui permette une fabrication du capteur sur un seul niveau et qui s'appuie sur la seule gravure DRIE utilisée dans la réalisation des membranes des micro-valves. Dans ce cas, deux solutions simples sont envisageables :

- une mesure capacitive à base de peignes inter-digités sur PDMS (la capacité électrique de la structure est dans ce cas faible et la mesure est plus contraignante);
- une mesure piézoresistive utilisant des jauges de déformations sur PDMS [255].





1-Dépôt de SiO_2 (PECVD) comme couche d'accroche pour l'or et d'arrêt pour la gravure, dépôt d'or par pulvérisation et dépôt de SiO_2 (PECVD) pour l'adhésion du PDMS



FIGURE 5.21 – Description du procédé technologique de fabrication des jauges de contraintes sur PDMS pour les capteurs de pression piézorésistifs.

Une solution de mesure résistive a été retenue par soucis d'homogénéiser le principe de mesure avec les autres capteurs (les mesures de température et débit sont résistives) et donc au final de potentiellement simplifier l'électronique de traitement. Des jauges de déformations en or sont réalisées (figure 5.21) sur silicium, recouvertes de PDMS puis deux des résistances sont libérées durant l'étape de gravure profonde DRIE des membranes pour générer une configuration en demi pont de Wheatstone (la compensation en température réalisée n'est que partielle puisque l'effet de la température sur le PDMS n'est pas compensé). L'intégration de ce capteur dans le procédé de fabrication des micro-valves se traduit donc essentiellement par l'ajout d'un dépôt localisé d'or (coût minimal). La libération des deux résistances déformables est effectuée sur une fente 2D pour travailler avec des déformations quasi-2D.

La déformation de la structure polymère est simulée sous ANSYS, fournissant le coefficient d'allongement attendu du support des jauges en fonction de la pression (figure 5.22). On constate que la géométrie choisie subit un allongement quasi-linéaire en fonction de la pression et que la sensibilité est importante puisque la déformation obtenue pour 50 kPa est de l'ordre de 30%. La simulation de la réponse réelle du capteur nécessiterait de connaitre précisément les conditions de collage entre le film d'or et le PDMS (par l'intermédiaire d'une couche de SiO₂) pour calculer



FIGURE 5.22 – Résultats de simulations ANSYS (à gauche) et courbe calculée de réponse pression/allongement (à droite) pour la structure. La déformation verticale maximale (en bleu) est de 1708, 8mum.



FIGURE 5.23 – GAUCHE : photo de réalisation de membranes de micro-valves dotées de capteurs de pression piézorésistifs sur PDMS. DROITE : image microscope des jauges de déformations sur PDMS réalisées.



FIGURE 5.24 – GAUCHE : intégration du capteur de pression dans le micro-canal. DROITE : schéma électrique montrant la configuration des jauges en pont de Wheatstone.

la transmission de contraintes entre les deux matériaux et, in fine, la déformation des résistances en or. Ce travail lourd n'a pas été effectué, on lui a préféré une démonstration expérimentale au vue de la simplicité de la réalisation.

La figure 5.23 montre un exemple de réalisation de ce capteur de pression à jauges de contraintes sur PDMS et la figure 5.24 illustre l'intégration du capteur au sein du canal de la micro-valve.

Nous avons donc exposé une méthode simple et quasi-transparente au niveau de la fabrication pour mesurer la pression régnant dans notre micro-actionneur. La structure permet de répondre aux exigences de coût, de robustesse, de sensibilité, d'intégration dans la micro-valve. Quelques problèmes restent cependant non résolus :

- la fiabilité des capteurs sur PDMS reste à prouver (évolution temporelle de la raideur du polymère mais aussi intégrité des métallisations en fonction de la fatigue mécanique);
- la localisation des trois capteurs sur différents substrats composant la micro-valve complique la réalisation des contacts électriques pour alimenter les structures et récupérer les informations mesurées;
- les polymères ne forment pas une barrière étanche pour la diffusion des gaz. Il n'est donc pas possible de réaliser de mesure de pression absolue en utilisant une cavité sous vide comme référence. Il faut alors apporter une pression de référence connue pour effectuer la mesure. Ceci est très facilement effectué en laboratoire quand seul le micro-canal est pressurisé, mais la tâche est plus difficile à assurer dans le cadre d'un vaste réseau d'actionneurs, situés dans des caissons non-uniformément pressurisés, et avec des conditions de pressions sur le fuselage variable dans le temps et l'espace.

5.3.3 Capteur de pression Pirani

La jauge Pirani est un capteur de conductivité thermique, inventé par Marcello Pirani en 1906, utilisé traditionnellement pour la mesure de la pression dans les systèmes de vide modéré. Elle est constituée d'un fil métallique chauffé, généralement du platine, placé au centre d'un tube connecté au système dont le vide doit être mesuré. Si la pression du gaz est importante, les molécules de gaz entre en collision fréquemment avec le filament métallique et absorbent de l'énergie, ce qui refroidit le fil. Quand la pression du gaz diminue, le nombre de molécules de gaz dans le tube diminue et la température du filament augmente consécutivement à la réduction des collisions avec les molécules de gaz, donc à la diminution de la conductivité thermique du gaz. Dans le cas d'un métal ayant un fort coefficient de variation de résistance en fonction de la température (TCR), on peut donc mesurer la pression dans le système à partir de la température du fil en suivant l'évolution de sa résistance. Les jauges Pirani macroscopiques sont utilisées pour mesurer des pressions dans la gamme $[10^{-4}; 0.5 \text{ Torr}]$.

La gamme de pression où la conductivité thermique du gaz change fortement correspond à un régime physique où le libre parcours moyen des molécules du gaz (équation 3.1, page 65) se rapproche de la distance, appelée par la suite « gap », séparant l'élément chauffant du puits de chaleur à la température ambiante (tube/substrat). Dans le cas d'un capteur macroscopique, cette distance est millimétrique et les pressions mesurables sont donc faibles. Les microtechnologies permettent de réduire la distance séparant les deux éléments, et donc de mesurer des pressions plus importantes.

La conductivité thermique du gaz est donnée par [256]:

(5.6)
$$G_{gaz} = G_0 \frac{p}{p + p_{tr}}$$

où p (Pa) est la pression du gaz, G_0 (W.m⁻¹.K⁻¹) est la conductivité thermique à la limite continue, c'est à dire à haute pression où la conductivité thermique du gaz est indépendante de la pression, et p_{tr} est la pression de transition. La pression de transition dépend des paramètres géométriques du capteur, en particulier du gap d'air entre l'élément chaud et l'élément froid. Dans le cas simple d'un micro-pont suspendu, la pression de transition est donnée par [257] :

(5.7)
$$p_{tr} = G_0 \frac{w T_b}{(w+z)d \, \bar{v}}$$

où d(m) est l'épaisseur du gap d'air entre le pont et le substrat, w(m) et z(m) sont la largeur et l'épaisseur du pont, T_b la température du substrat et $\bar{v}(m/s)$ est la vitesse moléculaire moyenne du gaz. Avec le jeu de paramètres :

$$T_b = 300 \, K, G_0 = 0.024 \, W.mK^{-1}, w = 2 \, \mu m, z = 500 \, nm, \bar{v} = 508 \, m/s, d = 300 \, nm$$

la pression de transition est de 38 kPa et des pressions dans la gamme des pressions atmosphériques sont mesurables. La figure 5.25 illustre l'influence de l'épaisseur du gap d'air sur l'évolution de la conductivité thermique du gaz.



FIGURE 5.25 – GAUCHE : conductivité thermique de l'air pour différentes géométries (gap) de capteurs [257]. En changeant la géométrie, il est possible de faire varier la pression de transition p_{tr} de 10^{-4} à 10 et 500 mbar respectivement. DROITE : estimation théorique [258] de l'influence des différents mécanismes de pertes thermiques. Les effets de convection sont négligeables devant les effets de conduction.

Le pont est isolé thermiquement du substrat et sa conductivité thermique totale est donnée par :

(5.8)
$$G_{totale} = G_{pont} + G_{radiation} + G_{convection} + G_0 \frac{p}{p + p_{tr}}$$

où G_{pont} , $G_{radiation}$, et $G_{convection}$ (W.m⁻¹.K⁻¹) sont respectivement la conduction thermique au travers du matériau du pont, la conduction par radiation et la conduction par convection libre ou forcée dans le gaz. A basse pression, la conduction dans le pont domine et ce phénomène limite la sensibilité du capteur. Les phénomènes radiatifs sont en général négligeables.

L'estimation des effets de la convection et de la conduction (figure 5.25) montre que la dissipation thermique dans le fil est dominée par la conduction au travers du gaz. Cependant ce capteur ayant une structure proche des fils chauds, il est sensible à la convection forcée et il est préférable de le protéger de l'écoulement du gaz.

Auteurs	Dimension	Type de structure	Domaine	Sensibilité
		résistance	(kPa)	
Shie et al. [258]	$50*50\mu m$	plateforme	0.01 - 1000	-
	300nm de gap	platine		
Bruyker et al. $\left[257\right]$	$10*1\mu m$	pont + couvercle	1 - 100	1.2mV/decade
	400nm de gap	tungstène		
Mueller et al. $[259]$	$100*8\mu m$	pont	0.1 - 1000	-
	300nm de gap	platine		
Jin et al. [260]	$88*88\mu m$	plateforme	$10^{-4} - 100$	0.1mW/decade
	500nm de gap	poly-Si		
Leung et al. $[261]$	$50*50\mu m$	poutre + rugosité	50 - 700	20mW/decade
	40nm de gap	poly-Si		
Najafi et al. $[262]$	$1000*4\mu m$	échelle	0.007 - 100	-
	300nm de gap	poly-Si		
Nouet et al. $[256]$	$1020*25\mu m$	pont	0.2 - 20	-
	$100\mu m$ de gap	poly-Si		
Leung et al. [263]	$50*6\mu m$	pont	$10^{-4} - 720$	6mW/decade
	50nm de gap	nickel-chrome		
Keulen et al. $[264]$	$200*2\mu m$	pont	0.01 - 26	-
	700nm de gap	silicium		

TABLE 5.4 – État de l'art des capteurs de pression de type Pirani.

L'état de l'art des capteurs Pirani pour la mesure des pressions dans la gamme atmosphérique est donné tableau 5.4. La comparaison des performances des capteurs réalisés est difficile car les dispositifs sont rarement totalement caractérisés. Les capteurs Pirani haute pression sont encore des dispositifs jeunes et leur fabrication reste un défi. La principale difficulté réside dans la réalisation du gap nanométrique durant la libération de la structure chauffante. Les gravures par voie humide conduisent au collage du fil ou de la plateforme sur le substrat par les forces de Van der Walls. A cet égard, les travaux de Leung présentent la solution la plus intéressante, en utilisant une gravure chimique par voie gazeuse par XeF₂ (le procédé que nous avons utilisé pour les fils chauds). L'autre voie de développement rencontrée est la multiplication des puits de chaleur [265] pour augmenter la sensibilité du dispositif.

La structure de fil chaud développée précédemment convient également à une mesure de type effet Pirani. La structure suspendue de proche en proche permet d'utiliser un élément chauffant de plus grande dimension que ceux de la littérature et donc d'améliorer la sensibilité [265] de diminuer l'effet des fuites thermiques par la conduction dans le fil et de réduire le bruit de mesure. Pour cela, il faut modifier le procédé de fabrication présenté figure 5.5 (page 148) pour contrôler précisément la profondeur de gravure durant la libération du fil. La figure 5.26 montre la solution technologique imaginée pour répondre à ce problème. Une couche d'arrêt en





4-Définition des pistes de contacts électriques en or

1-Dépôt localisé d'aluminium comme couche thermiquement conductrice ainsi que d'arrêt de gravure, et de tungstène pour définir la hauteur de la structure





5-Gravure anisotrope du SiO_2 sous plasma CHF_3/CF_4

2-Dépôt de SiO_2 (PECVD) comme couche thermiquement isolante



FIGURE 5.26 – Description du procédé technologique de fabrication des capteurs de pression par effet Pirani. Chaque schéma est séparé en deux (pointillés) pour représenter le procédé suivant 2 vues de coupe, transverse au fil (à gauche) et dans sa longueur (à droite).

aluminium est tout d'abord déposée, puis elle est recouverte d'une couche de silicium amorphe dont l'épaisseur va fixer le gap du capteur et donc la pression de transition. La suite du procédé est identique. Les deux types de capteurs, fil chaud et Pirani, peuvent donc être produits simultanément.

La figure 5.27 présente deux images prises au microscope à balayage électronique de la structure réalisée. La même configuration en pont de Wheatstone permet de compenser l'effet de la température du gaz sur la mesure. On observe que le pont n'est pas déformé hors plan et qu'il n'y a pas de phénomène d'adhésion au substrat. Ceci est rendu possible par la gravure chimique sèche par voie gazeuse.



FIGURE 5.27 – GAUCHE : image MEB du capteur Pirani. La même configuration en pont de Wheatstone que pour le capteur fil chaud est utilisée. DROITE : zoom sur le pont réalisé, séparé du substrat par un gap de 300 nm.

La réponse du capteur est déterminée par les propriétés de conduction thermique de l'air pour le gap choisi. L'évolution de la conductivité thermique de l'air pour un gap de 300 nm est donnée figure 5.28. La sensibilité du capteur est maximale sur la gamme [10 kPa; 200 kPa], gamme de



FIGURE 5.28 – Courbe simulée de la variation de conductivité thermique de l'air pour la géométrie de capteur Pirani choisie (gap de 300 nm).



pression qui sera rencontrée pour l'alimentation des micro-valves au sol et en altitude.

FIGURE 5.29 – Caractérisation de l'effet de la tension d'alimentation (à gauche) et calibration tension/pression du capteur en continu (à droite).

La calibration du capteur représentée figure 5.29 montre que la plage de grande sensibilité du capteur s'étend de 10 Pa à 10⁶ Pa. La plage de mesure avec une électronique adaptée pourrait s'étendre sur 7 décades. La réponse du capteur semble montrer deux zones de transition : la première autour de la pression atmosphérique, correspond à l'effet Pirani dans le gap d'air de 300 nm; la seconde autour de 1000 Pa correspondrait à un effet Pirani pour longueur caractéristique de l'ordre de quelques dizaines de microns, qui pourrait correspondre à la longueur des ponts d'isolation. Dans cette configuration de capteur, il semblerait donc que l'on puisse différencier la conduction sous le fil directement vers le substrat et au dessus du fil.

Pour $U_{alim} = 2.5 V$, la sensibilité du capteur à la pression atmosphérique est de l'ordre de 1 mV/decade pour une consommation de 10 mW.

Le temps de réponse du capteur Pirani va être similaire à celle du capteur de frottement pariétal. En effet la constante de temps caractéristique du couplage par diffusion thermique entre le fil et le substrat peut être approximée par [266] :

(5.9)
$$\tau_D = d^2 \frac{\rho_{gas} c_{gas}}{\lambda_{gas}}$$

pour $\rho_{gas} = 1.2 \text{ kg/m}^3$, $c_{gas} = 1005 \text{ J.kg}^{-1} \text{.K}^{-1}$, $\lambda_{gas} = 0.024 \text{ W.m}^{-1} \text{.K}^{-1}$ et d = 300 nm, on obtient la constante de temps $\tau_D = 5 ns$ très inférieure au temps de réponse thermique de la structure. La réponse du capteur sera donc dominée par son inertie thermique liée à la masse de Sio₂ et de Pt, et une fréquence de coupure de l'ordre de 5 kHz est attendue en mode courant constant.

Le capteur de pression Pirani développé ici présente des performances à l'état de l'art. Sa sensibilité à la pression atmosphérique est de l'ordre de $1 \, mV/decade$ pour une consommation de $10 \, mW$ et sa bande passante devrait être au moins de l'ordre de $5 \, kHz$ ce qui le rend tout à fait adapté à la caractérisation des pressions instationnaires dans les écoulements pulsés que nous étudions. Un mode de mesure à température constante (CT) pourrait permettre d'étendre la bande passante sur quelques dizaines de kilohertz. La robustesse du capteur rend possible son intégration dans un micro-canal ou en paroi de soufflerie de façon similaire au capteur fil chaud développé précédemment. Enfin le procédé de fabrication commun au capteur de pression et au capteur de frottement permet de les associer dans un même dispositif pour effectuer des mesures de débit massiques instationnaires.

5.4 Conclusions

Ce chapitre constitue une étude de l'intégration bas coût de capteurs dans la micro-valve pour caractériser complètement les micro-jets d'air produits par l'actionneur. Dans ce cadre, 5 capteurs de température, vitesse et pression sont présentés. Pour atteindre l'objectif de faible coût, on a cherché à utiliser les matériaux déjà présents dans la valve : 2 capteurs de pressions utilisant la grande déformabilité du PDMS sont ainsi démontrés. Mais une solution plus pertinente est trouvée, qui permet à partir de variations autour d'une même structure d'isolation thermique innovante développée dans ces travaux et extrêmement simple à fabriquer, de fabriquer à la fois un capteur de température, un capteur de pression absolue et un capteur de vitesse d'écoulement dans le même procédé de fabrication. Ces capteurs sont intégrés dans le canal d'une micro-valve et caractérisés. Leurs performances sont très intéressantes, avec une grande sensibilité, faible consommation et une bande passante de l'ordre de 5 KHz qui permettent d'envisager une intégration avec une électronique minimaliste.

Le développement de ces capteurs répond parfaitement au cahier des charges des microvalves pour le contrôle d'écoulement, aussi bien en termes de performances que de coût, simplicité d'utilisation, robustesse à l'environnement. Une utilisation indépendante des micro-valves doit être envisagée; ce système de capteur, monté affleurant en paroi d'un profil aérodynamique, constituerait par exemple un excellent capteur de frottement pariétal.

La démonstration de l'intégration de ces capteurs dans une micro-valve est importante, mais les capteurs seuls ne permettent pas de répondre complètement au cahier des charges fixé. Dans le chapitre suivant, après avoir optimisé l'actionneur vis-à-vis des travaux réalisés dans cette thèse, on regardera comment intégrer les capteurs intelligemment en réseaux.

5. Intégration de capteurs

6. Synthèse

Les travaux effectués durant cette thèse ont permis de concrétiser la plupart des solutions proposées au chapitre 2 et de répondre à la majeure partie du cahier des charges fixé. Les essais en soufflerie réalisés ont permis d'acquérir une grande expérience dans l'intégration d'actionneurs sur des profils aérodynamiques et les nombreuses techniques de simulations et de fabrications qui ont été développées nous permettent de revenir sur la conception du microactionneur avec un œil nouveau.

Ce chapitre se décompose en deux sections. Tout d'abord un nouvel actionneur tirant parti de tous les travaux effectués est défini. L'optimisation de l'actionneur magnétique par l'utilisation d'un algorithme génétique permet de réduire la taille de l'électroaimant. La surface de l'actionneur est réduite par la réalisation d'une structure de soupape, où le trou de sortie est directement obstrué, et une intégration complètement verticale. Le procédé de fabrication est simplifié pour diminuer le coût de la micro-valve par l'utilisation des techniques de micro moulages, qui sont aussi des procédés de fabrication en masse, et la suppression de toutes les étapes de collage manuel. L'utilisation des microtechnologies est réservée à la réalisation des capteurs. Un nouveau packaging pressurisé est fabriqué afin de répondre plus complètement au cahier des charges en facilitant l'intégration sur les éléments aérodynamiques. Enfin, la question de l'électronique du réseau de micro-valves est abordée.

Dans la deuxième partie du chapitre, une analyse d'une solution de micro-valve magnétique entièrement MEMS est donnée. Cette étude permet d'ouvrir de nouvelles perspectives dans la réalisation de micro-valves pour le contrôle d'écoulement aéraulique.

6.1 Exploitation des travaux pour la définition d'un nouvel actionneur

Les travaux présentés précédemment dans ce manuscrit ont démontré la réalisation d'un micro-actionneur compatible avec les besoins des essais en soufflerie. Son efficacité pour réaliser des cas concrets de contrôle d'écoulement a été démontrée et un système de capteur intégré a été développé pour caractériser in-situ son fonctionnement. Ces résultats sont très riches et constituent une avancée majeure dans le domaine. Cependant, si les performances sont satisfaisantes, la forme globale du dispositif ne répond pas aux exigences fixées dans le cahier des charges pour un produit industrialisable. Il est donc intéressant de pousser plus loin notre étude
sur la micro-valve magnétique hybride pour aboutir à un dispositif entièrement satisfaisant.

<u>6.1.1 Optimisation magnétique par algorithme génétique</u> <u>sous MATLAB</u>

Les structures magnétiques sont fortement dépendantes des paramètres géométriques et des caractéristiques des matériaux utilisés (aimantation, perméabilité, saturation). Des travaux sur la génération d'orientation d'aimantation variable dans les aimants [267], l'optimisation de l'orientation de l'aimantation dans les interactions de type bobine/aimant [268, 269] et sur l'optimisation des circuits magnétiques dans les mini-relais [270] ont été effectués dans la littérature. Compte tenu des techniques à notre disposition et de la taille des aimants que nous utilisons, il n'a pas été jugé possible de jouer sur l'aimantation pour optimiser l'interaction électromagnétique. De plus, les aimants cylindriques à aimantation axiale sont produits à bas coût alors qu'un aimant à magnétisation variable serait d'un coût plus important. Nous avons donc décidé d'optimiser la forme de la bobine pour maximiser la force générée et ainsi pouvoir réduire la taille de l'électroaimant.

Les formules décrivant le champ généré par une bobine sont données page 101. Comme ces formules de champ utilisent les équations elliptiques de Legendre, elles n'ont pas d'expression analytique : le problème d'optimisation n'a donc pas de solution analytique. De plus le nombre de paramètres d'optimisation est important. Il est en effet possible de faire varier :

- le rayon intérieur et le nombre de spires de chaque spire de la bobine;
- le nombre de spires de la bobine;
- le diamètre du fil utilisé;
- le courant parcourant la bobine;
- le diamètre et l'épaisseur de l'aimant;
- la position de l'aimant.

L'optimisation doit aussi être menée sous plusieurs contraintes :

- contraintes de fabrication : la bobine doit être dense, le fil de diamètre constant, le bobinage doit pouvoir être réalisé sur un support fabricable (le fil est soit enroulé sur un noyau, soit déposé directement);
- contrainte électrique : il est décidé de limiter le courant à 1 A. Il serait possible d'utiliser des courants plus importants si l'on considère seulement la bobine, mais 1 A est le courant limite d'utilisation des connecteurs électriques et câbles courants. La nécessité de produire un système bas coût et fiable nous impose donc cette contrainte;
- contrainte de puissance : la puissance maximale du dispositif est fixée à 1 W. Cette valeur correspond à un cahier des charges industriel, mais elle correspond également à la puissance maximale dissipable dans une petite bobine avec un échauffement raisonnable;

 contraintes géométriques : le diamètre maximal de l'électroaimant est fixé à 10 mm. La bobine et l'aimant ne doivent pas être superposés.

Ces contraintes définissent une solution technologique au problème. D'un point de vue purement physique, la solution optimale est une bobine constituée d'une seule spire et un aimant de diamètre égal à celui de la spire. Enfin plusieurs objectifs sont poursuivis simultanément :

- minimisation de la taille globale de l'électroaimant;
- maximisation de la force;
- maximisation de la dynamique de l'aimant (rapport de la force générée sur la masse de l'aimant);
- minimisation de la densité d'énergie dissipée;
- maximisation du rendement.

Les algorithmes génétiques sont connus pour leur capacité à résoudre les problèmes d'optimisation non-linéaires complexes, et paraissent donc adaptés à notre situation. En revanche ils nécessitent un nombre d'évaluations importants et, comme les formules utilisées ici ne sont pas extrêmement simples, ils sont donc d'un coût de calcul important. Un soin particulier doit donc être apporté à l'algorithme pour minimiser le temps de calcul.

Le détail du code ne sera pas donné ici, on soulignera simplement ses caractéristiques prin-



FIGURE 6.1 – Schéma de principe de l'algorithme génétique.

cipales. Le schéma fonctionnel de l'algorithme génétique est donné figure 6.1. Sa forme globale est relativement classique, on retrouve :

- un algorithme de sélection, ou « fitness » en anglais, qui décide comment les individus de la population vont évoluer;
- un algorithme de génération, qui crée des couples bobine/aimant aléatoires respectant les normes fixées;
- un algorithme de croisement, qui va mélanger aléatoirement les caractéristiques de deux couples bobine/aimant;
- un algorithme de **mutation**, qui fait varier aléatoirement un seul gène du couple bobine/aimant;
- un algorithme d'évaluation, puis de classement, qui calcule les différentes fonctions de coût et détermine les meilleurs éléments dans la population enfant selon les critères fixés.

L'algorithme de sélection utilisé est non traditionnel. D'une part, il fait évoluer le degré de liberté du problème en fonction de sa convergence, en augmentant le nombre de gênes utilisés. Les bobines sont donc définies au début de la résolution par des blocs de plusieurs spires, puis progressivement, chaque spire est contrôlée individuellement. De plus les proportions entre les différentes méthodes de modification de la population sont dynamiquement allouées, et une quatrième méthode dite d'**évolution** a été définie, permettant d'incrémenter un gène suivant la discrétisation choisie. Cette méthode est substituée à la méthode de mutation quand l'optimisation est presque convergée, pour arriver plus rapidement au résultat final.

Les contraintes sont appliquées sur chaque gène au niveau des quatre algorithmes de modification de la population, par le biais d'une approche dite « normative » [271], puis ré-appliquées par un algorithme de **normalisation** sur la bobine globale (pour les contraintes multi-gènes).

L'algorithme d'évaluation est optimisé pour minimiser le calcul effectué à chaque itération. Les champs magnétiques sont stockés dynamiquement pour ne pas avoir à les recalculer et l'algorithme est parallélisé pour pouvoir tourner sur une station de calcul multi-processeurs. La force optimale, et donc la position optimale de l'aimant par rapport à la bobine est calculée systématiquement. En effet ce degré de liberté n'apporte pas de solutions originales dans l'évolution de l'algorithme génétique, et la très grande sensibilité de la force générée à la position relative des deux éléments comparées à la sensibilité aux autres paramètres entraine une convergence chaotique.

Enfin la détermination de la fonction de coût à utiliser a nécessité de nombreux tests. Les approches multi-critères simultanés ont donné des résultats difficiles à interpréter : certains objectifs étant physiquement liés, ils sont pris en compte de façon prépondérante dans l'évaluation des populations. Une approche par objectifs successifs a finalement été appliquée. Cette approche est aisée à comprendre d'un point de vue ingénierie et donne des résultats convenables : tout d'abord le volume maximal de l'électroaimant est fixé, puis l'optimisation est



FIGURE 6.2 - Résultats d'optimisations multi-critères pour une force à atteindre de 100 mN et la maximisation de la dynamique : géométrie contrainte sur 6 mm à gauche, géométrie contrainte sur 10 mm à droite.

menée pour atteindre une force seuil que doit pouvoir fournir le système, enfin l'optimisation se poursuit en améliorant la dynamique du dispositif tout en gardant le seuil de force à atteindre. La fonction objectif est donc de la forme :

(6.1)
$$cout = min\left(\frac{force}{objectif \ de \ force}, 1\right) + \left(\frac{force}{masse \ aimant}\right)$$

La figure 6.2 illustre le résultat de deux optimisations menées avec un objectif de force fixé à 100 mN et un diamètre maximal de 6 mm et 10 mm. Sur ces images, l'aimant est représenté en bleu, les spires de la bobine en rouges, P1 est la fonction de coût, P2 le critère de force et P3la dynamique (rapport F/m) de l'actionneur. Le résultat montre qu'il est possible de réduire la taille du dispositif de 10 mm à 6 mm, au prix d'une réduction de 46% de sa dynamique. La figure 6.3 donne les résultats de deux optimisations menées avec des objectifs de force fixés à 200 mN et 300 mN sur un diamètre maximal de 10 mm. On remarque que la forme de la bobine varie peu en fonction de la force à atteindre pour un diamètre maximal fixé. Seule la taille de l'aimant est ajustée pour obtenir la force nécessaire. La forme de la bobine est donc essentiellement défini par les contraintes géométriques et les contraintes sur les puissances et les courants maximaux. La dynamique optimale du système décroit linéairement avec la force à fournir dans ces conditions.

Les bobines optimisées générées par cet algorithme sont bien plus petites que les bobines que nous avons utilisées pour nos précédents actionneurs (page 104). Dans l'optique de fabriquer



FIGURE 6.3 – Résultats d'optimisations multi-critères pour une force à atteindre de 200 mN (à gauche) et 300 mN (à droite) et la maximisation de la dynamique.

un actionneur significativement plus intégré, la configuration de bobine générant 100 mN sur 6 mm est retenue pour la suite.

6.1.2 Réalisation d'une soupape par micro-moulage

La structure de valve à modulation de canal est principalement le fruit de trois contraintes technologiques :

- la technique de dépôt du film polymère en couche mince par spincoat, qui impose de découpler la partie membrane mobile de la partie canal micro-fluidique durant la fabrication;
- la taille du micro-canal, conséquence du débit d'air de la valve fixé par le cahier des charges;
- la contrainte d'intégration sur la face supérieure du micro-actionneur de l'aimant, de la bobine et du tuyau d'alimentation pneumatique.

Cette structure est parfaitement adaptée quand l'on considère séparément la micro-valve et son packaging. Elle permet d'obtenir un écoulement simple 2D dans un canal complètement contrôlé avec des procédés de fabrication très précis. Le système fabriqué par microtechnologie est complet, caractérisable sans actionneur ni packaging, ce qui est vital quand le matériel à disposition ne permet pas la réalisation de pièces mécaniques miniatures par des procédés autres que microtechnologiques. La structure à modulation de canal est aussi indispensable pour des méthodes d'actionnement de type auto-oscillation. Cependant dans le cas d'un actionnement magnéto-statique, la réalisation de tous les éléments micro-fluidiques par les techniques 2D de microtechnologies ne permet ni l'intégration facile de l'aimant, ni une réduction de l'encombrement dans le plan de l'actionneur.

Pour réduire la taille du micro-actionneur, il est nécessaire de remettre en cause la structure de valve à modulation de canal réalisée entièrement par microtechnologies et d'intégrer verticalement les différents composants.

L'approche traditionnelle pour la réalisation d'une valve est de venir obturer directement un trou [116], on parle alors de soupape. Cette approche présente l'avantage de nécessiter moins de force d'actionnement, puisque la résultante des forces de pression s'applique à la fermeture sur une surface égale à celle du trou de sortie, alors qu'elle s'appliquait sur toute la membrane mobile précédemment. Le système est alors constitué du diaphragme de sortie (trou), de la soupape actionnée, et de la structure mécanique d'assemblage qui assure l'alimentation en pression.

Nous allons utiliser ici cette approche en réalisant une soupape entièrement en silicone par moulage (figure 6.4) [272, 273], comprenant les micro-canaux et les éléments nécessaires au positionnement de l'aimant et de la bobine. Cette soupape va donc remplacer le micro-canal silicium, la membrane silicium/PDMS et la partie du packaging qui fixe la distance aimant/bobine. L'encombrement de la soupape dans le plan est strictement limité à l'espace nécessaire pour réaliser la membrane déformable (membrane fine déformable et cadre rigidifiant). L'alimentation en air sous pression est entièrement assurée par le packaging qui sera détaillé dans la partie suivante.

Pour intégrer directement l'aimant sur cette soupape silicone, deux approches sont possibles : soit l'aimant est inclus dans le silicone lors du moulage (sa température de Curie doit alors être supérieure à la température de recuit du silicone), soit il est positionné dans un logement



FIGURE 6.4 – Partie supérieure (à gauche) et partie inférieure (à droite) du moule fabriqué pour la réalisation des soupapes.

déformable et maintenu par serrage élastique. La dernière solution est retenue, un petit aimant est placé dans un logement au dessus du trou de sortie et permet l'ouverture de la soupape. Un aimant plus gros est positionné en attraction de l'autre coté de la membrane. Celui-ci maintient le petit aimant dans son logement, et lorsque qu'il est mis en mouvement par une bobine, il entraine le petit aimant et actionne la soupape. Cette solution permet un positionnement très simple de l'aimant et une fixation qui ne nécessite pas l'usage de colle.

Le moule est fabriqué par prototypage rapide sur cire. Dans le cadre d'une production industrielle, un moule métallique permettant la fabrication de centaines de soupapes peut être réalisé par gravure LASER, ce procédé est donc compatible avec les contraintes de fabrication en masse. La figure 6.5 donne des photos de réalisation d'une soupape avec les aimants intégrés.



FIGURE 6.5 – Soupape moulée en silicone. GAUCHE : micro-canaux, élément de fermeture, membrane et petit aimant de fixation. DROITE : éléments de positionnement de la bobine et aimant d'actionnement fixé par l'attraction du petit aimant.

La soupape réalisée a un diamètre de 6 mm et permet le montage d'un aimant de diamètre 3 mm et d'épaisseur 2 mm, elle est donc compatible avec l'électroaimant optimisé défini précédemment utilisant la mini bobine de 6 mm. Un packaging permettant d'assembler simplement la soupape et la bobine et réalisant l'alimentation en air de la soupape doit maintenant être réalisé.

6.1.3 Fabrication d'un packaging pressurisé

La conception d'un nouveau packaging doit permettre de répondre aux contraintes non respectées jusqu'ici du cahier des charges. Ce packaging doit ainsi rendre possible un assemblage du micro-actionneur sans collage intermédiaire et un montage facile et étanche sur une maquette de soufflerie par le biais d'un connecteur cylindrique. La figure 6.6 donne un schéma assemblé



FIGURE 6.6 – Conception de la microvalve de cinquième génération et assemblage des différents composants.



FIGURE 6.7 – Coupe de l'actionneur au niveau de la bobine (à gauche) et de la soupape (à droite).

et une vue éclatée du nouveau micro-actionneur. On constate que seul un élément est fabriqué par des procédés de microtechnologies : le trou de sortie. L'utilisation d'un diaphragme microusiné permet de contrôler précisément le débit de la valve. Ce substrat de silicium permet aussi d'incorporer les capteurs dans le micro-actionneur.

Une forme en ogive (figure 6.7) est retenue pour la chambre du packaging. Elle permet tout d'abord un contact linéïque avec la bobine et donc un guidage très précis et un assemblage serré qui évite de recourir à de la colle. De plus cette forme permet de créer trois canaux fluidiques à chacun des sommets des ogives, qui sont prolongés au niveau de la soupape et permettent la circulation du flux d'air. Comme il s'écoule tout autour de la bobine, l'air assure un refroidissement efficace de celle-ci. Cette forme sans arête vive permet également de réduire les effets de concentrations de contraintes liées à l'action de la pression. Enfin cette forme permet de positionner angulairement les éléments entre eux dans le packaging. Ainsi la forme extérieur de la soupape reprend cette forme d'ogive pour être naturellement orientée; trois renflements sont également présents sur le diaphragme de silicium pour assurer son guidage dans la chambre.



FIGURE 6.8 – GAUCHE : packaging en deux parties réalisé par Stéréo-lithographie. DROITE : valve complètement assemblée.

Un couvercle monté serré, scellé par de la colle, vient fermer la chambre pressurisée du packaging et fixer tous les éléments du micro-actionneur. Ce couvercle est traversé par un canal de guidage droit qui permet la sortie de l'air. La forme extérieure cylindrique du canal permet son insertion directe dans un alésage sur la maquette, l'assemblage est donc très facile et ne nécessite plus d'ajustements précis comme précédemment. La réalisation de cette micro-valve est illustrée figure 6.8.

La caractérisation du dispositif est donnée figure 6.9. Comme attendu, cette valve est normalement fermée dès lors que la pression appliquée est supérieure à 0.15 bars. Il est possible de basculer d'un jet continu à un état de valve continument fermé (sans fuite) ce qui constitue un grand progrès comparé aux générations de micro-valves précédentes. La bande passante de



FIGURE 6.9 – GAUCHE : caractérisation en statique des performances de la valve. Le cycle d'hystérésis observable est généré par la dépression due à l'écoulement. DROITE : bande passante du nouvel actionneur à P = 0.2 bars avec un courant d'alimentation de type créneau d'amplitude 0.8 A (normalisation effectuée par rapport à la vitesse du jet continu).

l'actionneur est de 700 Hz (bande passante à 90% de modulation), soit une amélioration de 40% de la dynamique relativement à la micro-valve de génération CNRT, et l'atténuation progressive des caractéristiques indique qu'il n'y a pas de mode d'actionnement parasite avec cette géométrie.

Les courbes d'actionnement statique montrent qu'un cycle d'hystérésis est présent. Il s'explique simplement par un phénomène fluidique : à la fermeture, la résultante des forces de pressions est plus importante sur la membrane. En effet la pression extérieure à la valve s'applique sur une surface équivalente à la taille de l'aimant de fixation (diamètre 1.5 mm). Dès lors que l'écoulement est établi, la pression qui s'exerce sur cette même surface est la pression statique du flux d'air.

6.1.4 Électronique

Pour simplifier la réalisation de l'électronique de commande et réduire son coût, il est nécessaire d'adapter les caractéristiques de notre actionneur pour qu'il soit compatible avec les composants électroniques des applications grand public. La commande de la valve s'effectue grâce à un amplificateur de puissance capable de délivrer un courant important sur une petite charge : ce type d'application correspond aux amplificateurs audios utilisés dans les portables et les baladeurs.

Ce type d'amplificateurs (par exemple la référence SSM2304 produites par Analog Device [274]) peut délivrer 2W en continu sur une charge de 4Ω . La puissance fournie est tout à

fait compatible avec nos besoins, mais il est nécessaire d'adapter l'impédance de la bobine à l'amplificateur audio. On réalise cette adaptation de résistance à géométrie et performances constantes, et la nouvelle géométrie de bobine est donnée figure 6.10.



FIGURE 6.10 – GAUCHE : géométrie définie par le procédé d'optimisation utilisant un fil de 200 μ m. DROITE : géométrie choisie pour obtenir une résistance de 4 Ω en utilisant un fil de 120 μ m.

Le système d'alimentation électrique est alors composé d'un micro-contrôleur générant les signaux numériques de commandes individuel des valves, puis pour chaque valve, d'un convertisseur analogique numérique et d'un amplificateur audio par actionneur. Pour un signal de commande cadencé à 50 kHz, en fonction du nombre de sorties et de timers du micro-contrôleur utilisé, entre une vingtaine et une cinquantaine de micro-actionneurs peuvent être commandés par contrôleur. Ceci se traduit donc sur un profil aérodynamique par un boitier de commande électronique environ tous les 25 cm dans le cas extrême où on cherche à commander individuel-lement tous les dispositifs.

Dans la fin de chapitre, on s'intéressera à la meilleur façon d'intégrer les systèmes de capteurs dans ce schéma d'alimentation électrique.

6.2 Perspectives

Les contraintes pratiques qui pèsent sur les actionneurs imposent un système d'une moindre complexité pour l'utilisateur pour que son installation sur un profil aérodynamique soit réalisable, mais également le moins complexe possible dans son fonctionnement interne pour que son coût reste faible. Ceci est difficilement compatible avec le déploiement d'un réseau de capteurs : chaque capteur étant un dispositif individuel, il doit être alimenté et on doit récupérer une information. Si chaque micro-valve comporte 3 capteurs (pression/température/vitesse), entre 5 et 12 fils s'ajoutent aux 2 câbles présents pour alimenter l'actionneur ce qui, si l'on considère un réseau d'une centaine d'actionneurs, devient vite considérable! De plus, ces 5 connections électriques doivent être établies avec des dispositifs sur silicium, ce qui implique de réaliser des contacts étanches (micro-soudures, pins ...), sans augmenter la taille du dispositif ni faire exploser son coût (assemblages plus difficiles, source de défauts de fabrication).

Une méthode d'utilisation des capteurs plus évoluée doit donc être envisagée, alliant téléalimentation et interrogation à distance. Une telle technique, si elle est intégrable entièrement sur la pièce de silicium servant de diaphragme et de support aux capteurs, permettrait une intégration totalement transparente des capteurs par rapport au procédé d'assemblage de l'actionneur seul. De plus si les informations des capteurs sont récupérables à distance, il est alors possible de minimiser l'électronique d'acquisition, et par exemple d'inclure dans un boitier de commande de 25 valves un système d'acquisition à distance permettant d'interroger les capteurs de ces 25 valves.

6.2.1 Alimentation inductive des systèmes de capteurs.

Les systèmes de télé-alimentation sont généralement basés sur un principe inductif, parfois sur un principe optique. Dans notre actionneur, l'utilisation du couplage inductif résonant [275, 276] entre une bobine sur silicium et la bobine inductrice d'actionnement est possible. Les courants basse fréquence (< 10 kHz) sont utilisés pour commander l'actionneur, mais les signaux de plus haute fréquence sont totalement transparents pour l'actionneur puisqu'ils sont filtrés par la réponse dynamique du système. On est donc libre d'utiliser des courants haute fréquence dans la bobine inductrice pour alimenter des capteurs par le biais d'un couplage inductif.

Le lien inductif entre deux bobines peut être modélisé selon le schéma de la figure 6.11 [276] :



FIGURE 6.11 – Circuit équivalent du lien inductif entre une bobine et une micro-bobine défini par Bernstein et al. [276].

Les inductances $L_{mag} = k^2 L_1$ et $L_{fuites} = (1 - k^2) L_1$ permettent de prendre en compte le couplage imparfait entre la bobine inductrice et la micro-bobine, $R_{mag} = k^2 R_1$ et $R_{fuites} = (1 - k^2) R_1$ représentent les résistances de fuites (courant induit dans le substrat), $R_{primaire} = 4\Omega$ est la résistance en continu de la bobine inductrice, T un transformateur parfait, $R_{secondaire}$ et $C_{secondaire}$ sont la résistance et la capacité parasite interne de la micro-bobine et R_{load} la charge constituée principalement par les capteurs.

Dans notre configuration choisie de bobine inductrice et pour la distance bobine/substrat de 2.3 mm, le coefficient de couplage entre la bobine inductrice et une micro-bobine de diamètre externe 6 mm est compris entre 0.15 < k < 0.25 sans noyau de ferrite. L'inductance de la bobine macroscopique peut être approximée par :

(6.2)
$$L_{primaire} = \frac{\mu_0 N^2 S}{\ell} \approx 1 \, mH$$
 ; $N = 270$

Pour la micro-bobine circulaire, l'inductance peut être calculée à partir de la formule de Grover [277] :

(6.3)
$$L_{secondaire} = n^2 \mu_0 r \left(\ln \left(\frac{8 r}{d} \right) - 1.75 \right)$$

où n est le nombre de spires, r le rayon moyen de la bobine planaire circulaire et d le diamètre du fil utilisé. Dans notre application, on peut envisager :

$$r = 3 mm$$
 $d = 50 \mu m$ $n = 10$

ce qui, après application numérique, nous fournit une estimation de l'inductance de la microbobine. L'ordre de grandeur de l'inductance du secondaire sera de $1.7 \, \mu H$.

D'après les travaux de Bernstein et al. [276], le rendement en puissance du lien inductif est alors :

(6.4)
$$\eta_{link} = \frac{\frac{k^2}{a} (Q_1 + 1/Q_1)}{k^2 (1/Q_2 + 1/a)(Q_1 + 1/Q_1 + 1/Q_2 + 1/a) + (1 - k^2)[1 + (1/Q_1 + 1/Q_2 + 1/a)^2]}$$

avec $Q_1 = \frac{R_{prim}}{\omega L_{prim}}, Q_2 = \frac{\omega L_{sec}}{R_{sec}}$ et $a = \frac{\omega L_{sec}}{R_{load}}$

Nous allons maintenant proposer une mise en place de ce lien inductif et des capteurs dans la micro-valve de cinquième génération.

6.2.2 Intégration des capteurs dans la valve de cinquième génération.

L'intégration de composants micro-électroniques dans la micro-valve de cinquième génération ne peut s'effectuer que sur le diaphragme silicium, dont la taille est relativement réduite. La figure 6.12 propose un plan d'implantation des différents éléments d'électronique sur la face avant du substrat silicium. la face avant comportera les capteurs de pression, température et vitesse, une micro-bobine, un circuit de redressement et de lissage du courant fourni par la bobine [275]. La face arrière comportera, elle, toute l'électronique de traitement (amplification, modulateur de fréquence [278], oscillateur ...).



FIGURE 6.12 – Schéma d'implantation proposé pour les 3 capteurs et la bobine sur le support silicium servant de diaphragme. Les zones grisées sont recouvertes par le résonateur silicone et ne peuvent donc pas d'accueillir de capteurs. Le capteur de pression ne doit pas être placé directement dans l'écoulement pour minimiser les effets convectifs.

6.2.3 Récupération sans fil des données mesurées.

On a expliqué précédemment qu'un boitier de commande électronique est nécessaire par tranche d'une vingtaine de valves si celles-ci sont toutes indépendantes. Il serait donc intéressant d'incorporer dans ces mêmes boitiers l'électronique d'acquisition des capteurs. Compte tenu de l'espacement nécessaire entre les valves dans les réseaux de générateurs de tourbillons qui est généralement de l'ordre de 10 mm, il serait très intéressant d'établir une communication sans fil entre la valve et le boitier sur une distance inférieure à 20 cm.

Pour cela les travaux réalisés dans le cadre des électrodes implantables [279, 280, 281], principalement par Najafi et al., sont très instructifs puisque des systèmes de capteurs implantés, télé-alimentés par couplage inductif et communicant sans fil sont réalisés, avec des performances supérieures à nos besoins. Une transmission radio FM sur 50 cm est ainsi réalisée [280].

La réalisation d'une telle transmission dans notre système semble donc tout à fait envisageable, probablement au prix de l'ajout d'une antenne externe au packaging de la micro-valve.

6.3 Conclusions

Dans ce dernier chapitre, nous avons mis a profit toutes les connaissances et techniques développées au court de ces travaux de thèse pour fabriquer un micro-actionneur répondant entièrement au cahier des charges que nous nous somme fixé au chapitre 3. L'optimisation par algorithme génétique de l'actionneur magnéto-statique permet de réduire fortement sa taille tandis qu'un packaging élaboré permet d'assurer un assemblage fiable et sans collage intermédiaire du micro-actionneur. Le montage sur maquette est lui aussi facilité puisqu'il consiste simplement à l'insertion et au collage de la valve dans un trou de 5 mm réalisé sur la maquette.

Les perspectives données pour l'intégration électronique des réseaux de micro-valves pour le contrôle d'écoulements permet d'imaginer des réseaux de micro-valves complètement indépendantes et caractérisées in-situ, contrôlées par tranche d'une vingtaine de valves par des boitiers électroniques réalisant la commande en puissance des actionneurs et des capteurs, la réception et le traitement des données des capteurs. Cette électronique devra ensuite dialoguer avec un module de contrôle global qui permettra de définir au niveau du réseau complet d'actionneurs les conditions de contrôle.

7. Conclusion

C'est à la fin d'un long voyage qu'on se rend compte du trajet parcouru. Durant cette thèse, nous avons porté le concept de micro-valve exploré par O. Ducloux à un niveau de prototype pré-industriel, en fabriquant un micro-actionneur finalisé répondant point par point au cahier des charges difficile des applications de contrôle d'écoulements subsoniques par générateurs de tourbillons fluidiques pulsés. Ce parcours, souvent semé d'obstacles, nous a amené à **revisiter les grands classiques des composants MEMS destinés au traitement des gaz**, la microvalve, le capteur de température, le capteur de frottement pariétal et le capteur de pression. Nous nous sommes également confrontés à **la réalité des essais en soufflerie**, en menant à bien sur une grande variété de cas de contrôle, représentatifs du domaine du contrôle de décollement, des démonstrations concrètes de la viabilité de nos actionneurs à assurer des cas de contrôle sur des écoulements industriels. **Ces études ont abouti à un certain nombre de résultats aérodynamiques prometteurs, qui justifient l'utilisation de réseaux de générateurs de tourbillons fluidiques pulsés pour manipuler un écoulement décollé.**

Le prototype fruit de nos travaux est un dispositif multi-fonctionnel polyvalent, permettant une grande variation des paramètres fluidiques des jets pulsés produits (intensité, fréquence, phase, taux de cycle ...) ainsi que la caractérisation complète de ces jets. Cet actionneur n'est probablement pas encore le dispositif que l'on retrouvera dans le futur dans nos véhicules, mais il constitue un outil très complet à disposition des aérodynamiciens pour réaliser des études paramétriques.

Dans ce manuscrit, nous avons tout d'abord présenté une étude bibliographique du domaine du contrôle d'écoulements, détaillant plus précisément les paramètres qui régissent le contrôle par jets d'air. Cette étude nous permet de dresser un **cahier des charges pour la conception des réseaux d'actionneurs fluidiques**, qui sert de base à tous nos travaux. Les points clefs de ce cahier des charges sont bien évidement les performances de l'actionneur et des capteurs, mais aussi la prise en compte du déploiement en réseaux d'un grand nombre d'actionneurs qui impose d'avoir un dispositif de faible coût unitaire et simple à utiliser. Une discussion sur les meilleures solutions pour répondre à ce cahier des charges nous permet de définir la forme générique de l'actionneur, qui est ensuite développé à partir du chapitre 3.

Une **micro-valve réalisée par les microtechnologies**, composée d'un canal micro-fluidique en silicium et d'un résonateur annulaire constitué d'une membrane en silicone rigidifiée en son centre par un îlot de silicum, qui va moduler l'ouverture du micro-canal, est alors modélisée et fabriquée. Plusieurs mode d'actionnement du résonateur, par un actionneur bistable à circuit magnétique, par l'interaction magnéto-statique d'une bobine et d'un aimant et par un couplage mécanique entre l'écoulement dans le canal et la membrane déformable sont alors modélisés et caractérisés. Un micro-actionneur hybride dimensionné pour répondre au cahier des charges est alors assemblé et testé. Il est composé d'une micro-valve MEMS, d'un aimant de Néodyme-Fer-Bore, d'une bobine macroscopique à 2 étages et d'un packaging réalisé par des technologies de prototypage rapide. Les performances de l'actionneurs sont analysées pour définir les phénomènes physiques limitant la bande passante de ce dispositif qui répond aux caractéristiques du cahier des charges en termes de génération de jets pulsés.

Le dispositif développé est testé en soufflerie à différents étapes de son développement dans le cadre de contrats industriels. Des cas de contrôle du décollement sont démontrés en plaque plane, dans une entrée d'air coudée de missile, sur une aile d'avion et sur l'arrière corps d'une maquette automobile en utilisant des micro-valves actionnées magnétostatiquement. Les résultats aérodynamiques montrent que la pulsation à une fréquence bien choisie permet au minimum de réduire d'un facteur 2 la consommation énergétique pneumatique du dispositif de contrôle relativement à des jets continus, et dans certains cas d'amplifier l'effet produit. Deux derniers essais sont réalisés en utilisant des dispositifs de type auto-oscillant. Ils démontrent leur fonctionnalité en conditions réelles d'utilisation.

Dans le cinquième chapitre, **une étude sur l'intégration de capteurs bas coût est réalisé**. Grâce à un cheminement itératif dans la conception des capteurs, **un débitmètre massique composé** de capteurs de **pression**, de **vitesse** et de **température** est défini et caractérisé. Les trois capteurs sont fabriquées simultanément avec un procédé de fabrication très simple, et leurs performances autorisent l'utilisation d'une électronique minimale. Dans cette étude, deux capteurs de pression innovants et performants, réalisés sur PDMS, sont également développés, mais seule la solution la plus pertinente en terme d'intégration dans l'actionneur est finalement retenue. D'autres concepts de capteurs testés durant nos travaux sont donnés en annexes.

Dans le dernier chapitre, nous apportons une réponse complète au cahier des charges fixé en utilisant tous les résultats obtenus précédemment. L'optimisation de l'actionnement par algorithme génétique permet de réduire fortement la taille du dispositif et d'améliorer les performances. Le dispositif final est très simple à assembler et à utiliser. Des perspectives sont données pour l'intégration de l'électronique nécessaire à l'utilisation des capteurs, utilisant des techniques d'alimentation et de transmission à distance sans contact. Les solutions définies permettent d'envisager des réseaux de micro-valves, commandés par tranche d'une vingtaine d'actionneurs par un seul dispositif électronique, et où chaque dispositif n'est raccordé que par une alimentation électrique (2 fils) et une alimentation pneumatique (1 tuyau ou une chambre pressurisée). En conclusion, nous avons donc développé un micro-actionneur instrumenté pour le contrôle d'écoulement par jets d'air pulsés, fonctionnant du régime continu jusqu'à des fréquences approchant du kilohertz, permettant le contrôle de tous les paramètres fluidiques des jets, capable de caractériser entièrement les micro-jets produits, et compatible en terme de coût et de mise en œuvre avec un déploiement en réseaux d'un grand nombre d'actionneurs.

7. CONCLUSION

8. Annexes

A1. Capteur de pression interférométrique réparti

La mesure des caractéristiques des micro-écoulements gazeux de hautes vitesses est difficile car il n'est pas possible d'introduire de capteurs invasifs ou de particules traçantes sous peine de modifier les conditions d'écoulement. La mesure par exemple de la position d'une onde de choc dans une micro-tuyère [282, 283, 284] nécessiterait l'utilisation un grand nombre de mini capteurs intégrés en paroi, résistants aux fortes pressions, au frottement pariétal et aux brusques variations de pression. L'utilisation d'un capteur continu permettant de mesurer la pression en chaque point d'un écoulement 2D serait dans ce cas très bénéfique.

Dans ce travail, une structure de film sensible à la pression a été proposée. Pour pouvoir effectuer une mesure répartie, un principe de mesure optique est utilisé. Des capteurs de pression par interférométrie optique ont été démontrés dans la littérature pour la mesure des pressions globales [285, 286] et locales [287] (en utilisant un réseau de diffraction en PDMS). Dans notre structure, une structure optique de type micro-cavité [288] est utilisée pour obtenir une grande



FIGURE 8.1 – GAUCHE : structure de la micro-cavité, composée d'une alternance de couches de SiO_2 et Si_3N_4 d'épaisseurs optiques $\lambda/4$, et d'une couche de PDMS d'épaisseur $\lambda/2$. DROITE : spectre optique simulé de la micro-cavité et effet de la pression. Le pic de transmission dans le spectre se décale vers des longueurs d'ondes plus petites avec la pression (augmentation de bar en bar sur la courbe).

sensibilité. La structure est donnée figure 8.1 :

Une micro-cavité comporte deux miroirs interférométriques quart d'onde, dits miroirs de Bragg, entourant une couche dite « couche de défaut », d'une épaisseur optique de $\lambda/2$, introduisant une bande passante dans le spectre de réflexion de la micro-cavité. Sous l'effet de la pression, la couche molle de PDMS est déformée et son épaisseur optique change, entrainant un décalage dans la bande passante de la micro-cavité. Une sensibilité de l'ordre de 10 nm/bar est simulée sous Matlab [288].

Les miroirs sont réalisés par dépôts PECVD et caractérisés au microscope électronique et en utilisant un reflectomètre. La mesure au reflectomètre est effectuée en incidence normale à l'aide d'une fibre optique qui amène la lumière d'une source UV/visible. Le spectre est étalonné par rapport à la réflexion du silicium poli. L'image MEB présentée figure 8.2 permet d'observer la structure du miroir de Bragg. Le spectre optique en réflexion mesuré est similaire à celui obtenu par simulation.



FIGURE 8.2 – GAUCHE : image MEB transversale d'un miroir interférométrique de Bragg, permettant d'observer l'alternance de couche de SiO_2 et de Si_3N_4 . DROITE : spectre optique du miroir réalisé, mesuré par un reflectomètre en réflexion.

La couche de PDMS est réalisée par spincoat sur un des deux miroirs, l'autre miroir étant ensuite rapporté par transfert grâce au procédé utilisé précédemment pour transférer les membranes PDMS (sous gravure d'une couche de molybdène).

Pour réaliser un spincoat de PDMS de 200 nm d'épaisseur, des solutions de silicone très diluées (chloroforme ou toluène) doivent être utilisées, couplées à de grandes vitesses de rotation. Dans ces conditions, nous ne sommes pas parvenus à effectuer un dépôt homogène sur une grande surface. Néanmoins pour une couche de $2 \mu m$, le procédé de fabrication a été complètement réalisé et la structure optique a montré une sensibilité à la pression.

A2. Mesure inductive du mouvement de l'aimant

Une méthode très simple de mesure du mouvement de l'aimant a été mise en place. Elle repose sur la mesure de la f.e.m. induite par la vibration de l'aimant dans une bobine de détection incorporée à la bobine inductrice. La double bobine réalisée par STATICE [188] est présentée figure 8.3 :



FIGURE 8.3 – Schéma de principe et photo de réalisation de la double bobine inductrice/détection réalisée.

Le flux variable introduit par l'aimant doit être découplé du flux généré par l'inducteur. Pour cela, on se repose sur le fait que la dynamique de l'aimant entraine un déphasage entre le flux inducteur et le mouvement de l'aimant. Il est donc possible de supprimer la partie de la réponse générée par l'inducteur en utilisant une boucle à verrouillage de phase.

Cette méthode a été utilisée avec succès. Toutefois, le signal obtenu peut être difficile à interpréter dans le cas d'un mouvement non uni-axial de l'aimant et ne permet pas de remonter avec certitude aux caractéristiques du jet pulsé, seulement à une amplitude de vibration de l'aimant.

8. Annexes

Table des figures

1.1	Effets des volets sur le coefficient de portance. Image d'un Airbus A300 avec volets Fowler, becs	
	à fente et winglets.	14
1.2	Principe de fonctionnement des VG. Exemple de VG's sur les ailes d'un Airbus A340-600	15
1.3	Principe de fonctionnement des riblets. Agrandissement des riblets fabriqués par 3M	15
1.4	Stratégies de contrôle définies par Gad-el-Hak.	16
1.5	Bord de fuite déformable développé pour le F-111 à base de mécanismes traditionnels.	17
$1.6 \\ 1.7$	Bord de fuite déformable à base de structures déformables dites « compliant structure » Profil NACA 0025 équipé de 4 jets synthétiques par Cattafesta et al. Le système est contrôlé en	18
	boucle fermée par rapport à des mesures de type pesée	19
1.8	Visualisation de l'écoulement décollé et ré-attaché par l'action des jets synthétiques.	19
1.9	Schéma et réalisation d'une matrice de 48 actionneurs et capteurs de frottement pariétal réalisée en technologies. MEMS par Kasagi et al	20
1 10	Sahéma de modèle mis en place nor Vierd neur l'estimation des gains possibles sur en missile de	20
1.10	schema au mouele mis en place par viara pour i estimation des gams possibles sur un missile de	91
1 11	Diagramme des gaine simulée sur le domaine de vol d'un missile générique équipé de sustème de	21
1.11	contrôle de décollement de frottement de vrillage et cambrure adaptatife	91
1 1 2	Intérieur du corns de Ahmed instrumenté quec 20 micro-values 2 chambres d'alimentation nneu-	21
1.12	matique et 50 prises de pressions	27
1 13	Schéma de VG fluidiques co-rotatifs et contrarotatifs	29
1.13	Influence sur la portance d'un profil NACA 0015 de la fréquence réduite d'excitation du soufflage	20
	au bord d'attaque. Coefficient de moment minimal pour le recollement sur un aileron deflecht en	0.0
	fonction ae la frequence reaute.	33
2.1	Définition des fonctions du système de micro-valves.	38
2.2	Architecture d'une valve à solénoïde	42
2.3	Valve développée par la NASA pour le contrôle d'écoulement par jet pulsé tangentiel	43
2.4	Valves FESTO-MH2 utilisées par Stanislas et al	43
2.5	Architecture de la valve zip et photo du prototype réalisé	45
2.6	Images du microsystème et de la structure de peignes. Packaging comportant 3 valves assemblées	
	et séparées.	46
2.7	L'obturation de 4 orifices est obtenue à partir d'un élément rotatif. 2 ouvertures/fermetures sont	
	obtenues par période ce qui permet de doubler la fréquence max	46
2.8	Schéma de principe de la micro-valve présenté par Warsop et photo du prototype réalisé	47
2.9	Caractérisation fréquentielle de la micro-valve réalisée par Warsop	47
2.10	Schéma de principe de la micro-valve développée par Ducloux et al. et photos de réalisations	48
2.11	Caractérisation de la micro-valve développée par Ducloux et al., actionnée magnétiquement	49
2.12	Actionnement par auto oscillation de la micro-valve développée par Ducloux et al	49
2.13	$Caract\'eristique\ d\'eplacement/force\ des\ diff\'erents\ types\ d'actionnement\ MEMS\ et\ macroscopique.\ .$	53

2.14	Caractéristique déplacement/fréquence des différents types d'actionnement MEMS et macrosco-	
	<i>pique.</i>	53
2.15	Les systèmes magnétiques sont potentiellement supérieurs aux systèmes électrostatiques pour des déplacements supérieurs à $2 \mu m$. Règles de réduction d'échelles à courant constant des interactions	
	magnétiques.	57
3.1	Principe de la micro-valve par modulation de canal	62
3.2	Photo du banc de caractérisation micro-aéraulique. Le détail des équipements est donné table 3.1.	64
3.3	Photos d'une nourrice de distribution pneumatique.	66
$3.4 \\ 3.5$	Schéma de fonctionnement du banc micro-aéraulique	66
	tielles d'alimentation de 0.05 bar et 0.2 bar.	68
3.6	Structure de la couche limite. Étude de convergence en maillage	69
3.7	Maillage structuré 3D utilisé pour les simulations FLUENT, comportant 640200 éléments, per- mettant de simuler l'écoulement dans le micro-canal de génération DASSAULT. La zone recou-	
3.8	vrant le trou de sortie et la membrane est représentée	69
	comparaison avec les simulations FLUENT.	70
3.9	Comparaison entre les simulations effectuées sous FLUENT et les mesures débitmétriques sur les	
	différentes géométries et influence de la géométrie modélisée	70
3.10	Plages de vitesses de sortie $[V_{moy}; V_{max}]$ simulées pour chacune des géométries	73
3.11	Répartition des pressions et des vitesses dans les valves génération ADVACT	74
3.12	Répartition des pressions et des vitesses dans les valves génération ETIA	74
$3.13 \\ 3.14$	Répartition des pressions et des vitesses dans les valves génération DASSAULT	74
	$h = 170 \ \mu m \ et \ \alpha = 0 \ puis \ h = 170 \ \mu m \ et \ \alpha = 3^{\circ}.$	75
3.15	Évolution des coefficients de perte de charge sous la membrane en fonction de la hauteur d'ou- verture et de l'inclinaison de la membrane.	76
3.16	Coefficients de pertes de charge singulières simulés sous FLUENT sur une marche de hauteur $380 \mu m$, pour une expansion et une contraction du fluide. Position du point de recollement sur la	
3.17	Paramétrage géométrique du micro-canal sous la membrane.	78
5.18	Eprouveries de traction reausees aans un juin de PDMS de 2 mm à épaisseur. Banc de traction	01
9 10	au laboratoire de mecanique de l'EC Eule	01
3.19	entre les essais de ruptures du PDMS et VPDMS.	81
3.20	Traction cyclique à 50 mm/s et 500 mm/s sur le PDMS et le VPDMS. La courbe de traction montre un faible cycle d'hystérésis.	81
3.21	Calibration de l'épaisseur de VPDMS déposé à la tournette en fonction de la vitesse de rotation.	82
3.22	Réponse fréquentielle de la membrane annulaire en petite déformation dans le mode de flexion principal	88
3.23	Stabilité approchée en torsion du système à proximité de la fréquence de résonance angulaire de la membrane obtenue par un développement en petite perturbation et diagramme de stabilité complet de l'érustion de Mathieu en fonction du coefficient d'amenticement	01
3 94	ac i equation de machéé technologique de fabrication des membrance et nhoto de réalisation	05 91
0.24	Description au proceae technologique de juorication des memoranes et photo de realisation.	30

$3.25 \\ 3.26$	Description de 2 procédés technologiques de fabrication des canaux et photos de réalisations 95 Photo de la mini jauge de force utilisée pour les caractérisations en statique des électroaimants.
	Photo de la balance à onde acoustique de surface sur poutre de Niobate de Lithium utilisée pour
	la caractérisation dynamique des actionneurs
3.27	Schéma de l'électroaimant bistable et photo de l'intégration dans le micro-actionneur de génération
	$DASSAULT. \qquad \qquad$
3.28	Schéma du circuit magnétique. Courbe de force
3.29	Schéma électrique équivalent de l'électroaimant
3.30	Acquisition par fil chaud de la vitesse de jet pulsé produit par le micro-actionneur bistable à une
	$fréquence \ de \ 1 \ Hz. \qquad \dots \qquad $
3.31	Intégrales elliptiques complètes de Legendre de première et deuxième espèces
3.32	Validation du modèle numérique de calcul de la force des électroaimants par comparaison avec
	des mesures sur le banc de mesure micro-force pour 4 différentes géométries
3.33	Simulation numérique sous MATLAB et par éléments finis sous FEMLAB de la géométrie retenue
	pour l'électroaimant.
3.34	Bobine fabriquée pour le micro-actionneur de génération CNRT par STATICE
3.35	Acquisition au fil chaud d'un jet pulsé auto-oscillant et spectre du signal
3.36	Caractéristiques moyennes en vitesse de jet et en fréquence d'auto-oscillation d'un jeu de 10
	valves produites ensembles.
3.37	Schéma illustrant la composition de du micro-actionneur de génération CNRT une fois assemblée. 109
3.38	Photo de réalisation du micro-actionneur de génération ETIA. Un micro-joint en PDMS est
	utilisé pour assurer l'étanchéité entre la micro-valve et le packaging
3.39	Photo de réalisation du micro-actionneur de génération CNRT
3.40	Acquisition au fil chaud d'un front montant de jet continu, correspondant à l'ouverture de la micro-
	valve sous l'effet de la pression. Acquisition au fil chaud d'un front descendant de jet continu,
	correspondant à la fermeture de la micro-valve par la force magnétostatique
3.41	Caractérisation de la bande passante et caractéristique pression/vitesse-débit de la micro-valve
	génération CNRT
3.42	Caractérisation de la micro-valve génération CNRT en mode pulsé. Le taux de cycle du jet peut
	être contrôlé entre 20 et 80%
4 1	
4.1	Photo et schema de principe de la souffierie de type Eiffel utilisée à l'ONERA Luie
4.2	Photographies de la premiere maquette realisée pour des essais en souffierle
4.3	Photographies de la dernière maquette realisée pour des essais en souffierie
4.4	Caracterisation de l'écoulement par peignage fil chaud sans controle et avec controle pour $V_{Re} = 2$
4 5	
4.5	Caracterisation PIV au profil de couche limite en fonction des conditions de controle. Caracteri-
1.0	sation PTV au point ae recollement (resultats ONERA).
4.0	Entree a air coudee montee aans ia souffierie a rafales K4MA de l'ONEKA Modane
4.7	14 micro-valves de generation ETTA (deuxieme generation) d'encombrement lateral reduit ('Imm)
	d'air
10	$u u u \dots \dots$
4.0	Effect an control actif sur in repartition are pression totale a $M_a = 0.4$. Effect are in frequence are nulleation sur la distorsion (résultate ONER $\Delta / LEMAC$)

4.9	Effet du contrôle actif sur la répartition des pressions stationnaires dans le plan d'entrée du compresseur à $M_a = 0.4$ (résultats ONERA/LEMAC)	.24
4.10	Aile NACA-0015 montée avec une flèche de 30° dans la veine de soufflerie Béton de l'ENSMA	•
	Portiers	26
4.11	32 micro-valves de génération DASSAULT (troisième génération) montées dans une trappe pres-	
	surisée montée à l'extrados de l'aile, seules les 8 valves centrales sont actionnées	26
4.12	Visualisation de l'écoulement par bouillie pariétale sans contrôle et avec contrôle latéral à 14° d'incidence (résultats LEA/LEMAC).	.28
4.13	Visualisation de l'écoulement par bouillie pariétale avec contrôle par 32 micro-jets d'air à 14°	
	d'incidence et à 16° d'incidence (résultats LEA/LEMAC).	.28
4.14	Effet du contrôle actif sur la répartition des pressions sur l'extrados de l'aile à 14°. Effet du	
	contrôle actif sur la portance C_r de l'aile - $V = 30 \text{ m/s}$ - $B_r = 10^6$ (résultats LEA/LEMAC)	28
4 15	Soufflorie à retour Lucien Malavard de l'Institut PRISME de l'Université d'Orléans 11	20
4.10	Comp de Abmed utilisé noum déterminen l'effet des VC fluidinges publie sur le décellement de	30
4.10	Corps de Anmed divise pour determiner i effet des VG finiaiques puises sur le déconement de	0.1
4 1 5		31
4.17	Installation du corps de Ahmed dans la veine. Bras mobile permettant d'effectuer des peignages	
	par fil chaud.	31
4.18	Trappe instrumentée avec 19 micro-valves de génération CNRT (quatrième génération) et 25	
	prises de pressions stationnaires	32
4.19	Effet de la fréquence des micro-jets sur la réduction de traînée (C_x) du corps de Ahmed en	
	fonction de la pression d'alimentation à $V = 20 m/s$ (à gauche) et de la vitesse de l'écoulement	
	$\hat{a} P = 0.15 bars (\hat{a} droite)(résultats PRISME/LEMAC). \dots \dots$	34
4.20	Visualisation PIV sur la plan médian de la lunette et cartographie de pression sur la lunette et	
	le culot de l'écoulement sans contrôle (résultats PRISME/LEMAC)	34
4.21	Visualisation PIV sur la plan médian de la lunette et cartographie de pression sur la lunette et	
	le culot de l'écoulement contrôlé par 19 micro-jets (résultats PRISME/LEMAC)	34
4.22	Réduction stabilisée de C_x obtenue pour $P = 0.15$ bars (pression optimisée pour $V = 20 m/s$).	
	Points de mesure par fil chaud (résultats PRISME/LEMAC).	36
4.23	Contenu spectral de l'écoulement en bas et au milieu du culot (résultats PRISME/LEMAC) 1	.36
4.24	Contenu spectral de l'écoulement en haut du culot et en haut de la lunette (résultats LME/LEMAC).	36
4 25	Chevrons mécaniques et fluidiques utilisés nour la réduction de bruit de jet	37
4 26	Chambre anéchoïque KCA du LEMA à l'École Centrale de Luon	38
4.97	1º miero valvas auto oscillantes cont montáes en hout de tigos mátalliques firáes sur une couronne	00
4.21	La couronne set installée à la sortie d'une tuvère neur venir ereiter la nérinhérie d'un jet freid 1	30
1 90	La couronne est instance à la sorrie à une tagere pour venir exciter la periphèrie à un jet froia.	39
4.28	Effet des jets puises sur le spectre acoustique au jet froia de tuyere subsonique pour un angle	40
	$a \ ecoute \ ae \ 20^\circ \ et \ ae \ 90^\circ \ (resultats \ LMFA/LEMAC).$	40
5.1	Description du procédé technologique de fabrication des canteurs de température	45
5.2	Motif trèfle utilisé nour la mesure de résistinité / nointes et courbe de TCR du nlatine dénosé nar	10
0.2	$\frac{1}{2}$	15
59	Comportation, après recait a 550 C.	40
J.J	fi anduatour act aumorté de proche en proche non des nonte dans un matérica thermission ent	
	ju conducted est supporte de proche en proche par des ponts dans un material intermiquement	10
E 4	In the set is the substruct part an espace a arr.	40
0.4	Image au microscope optique et au microscope electronique a balayage (MEB) de la structure	4 -
	d isolation thermique par micro-pont	47

5.5	Description du procédé technologique de fabrication des micro fils chauds suspendus. Chaque schéma est séparé en deux (pointillés) pour représenter le procédé suivant 2 vues de coupe, trans-	1.40
		148
5.6	Simulation sous FEMLAB du comportement thermique de la structure durant un échauffement	
	du fil par effet Joule (courant continu de 2mA). Caractéristique mesurée tension/variation de	
	résistance du fil chauffant réalisé et comparaisons avec la simulation et la mesure pour le fil non	
	libéré	149
5.7	Simulation sous FEMLAB du comportement thermique transitoire de la structure soumis à un	
	échauffement par effet Joule (un créneau de courant de 2 mA). Bande passante simulée du capteur	
	fil pour une excitation en courant sinusoïdale de petite amplitude. $\ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots$	150
5.8	Image microscope et schéma de la configuration du capteur en demi pont de Wheatstone pour une	
	auto compensation en température	152
5.9	Débitmètre réalisé par intégration du capteur fil chaud dans un canal réalisé par prototypage	
	rapide en cire.	153
5.10	Caractérisation de l'effet de la tension d'alimentation (à gauche) et calibration tension/débit du	
	capteur en continu (à droite).	154
5.11	Intégration du capteur fil chaud dans le micro-canal: deux capteurs indépendants sont installés de	
	part et d'autre des murs du micro-canal. Capteur fil chaud intégré dans une micro-valve équipée	
	pour la caractérisation du capteur en dynamique.	154
5.12	Comparaison du signal mesuré par le fil chaud intégré avant la membrane et par le fil chaud	
	DANTEC à l'extérieur de la valve.	155
5.13	Comparaison du signal mesuré par le fil chaud intégré après la membrane et par le fil chaud	
	DANTEC à l'extérieur de la valve.	155
5.14	Effet de la tension d'alimentation du pont sur la réponse dynamique. Effet de la forme du signal	
	fluidique sur la réponse du capteur.	156
5.15	Schéma de principe d'un capteur de pression capacitif.	157
5.16	Description du procédé technologique de fabrication des membranes métallisées puis des cavités	
	pour les capteurs de pression capacitifs.	160
5.17	Électrode inférieure du capteur capacitif au fond d'une micro-cavité usinée dans le silicium. Élec-	
	trode supérieure du capteur capacitif sur membrane souple PDMS de $20 \mu m$	161
5.18	La structure développée est constituée d'un réseau de cavités 2D de fort rapport d'aspect comme	
	autant de capteurs de pression montés en parallèle. Les valeurs de la largeur l, la profondeur g	
	de la cavité et l'épaisseur e du polymère sont ajustées pour améliorer la linéarité de la réponse	
	$du \ capteur.$	161
5.19	Résultats de simulations numériques sous ANSYS. Ces quatre images permettent d'illustrer l'évo-	
	lution progressive du point de contact entre les deux électrodes en fonction de la pression uniforme	
	appliquée.	162
5.20	Réponse du capteur capacitif à membrane PDMS fonctionnant en mode de contact pour une	
	surface $de 1.2 * 1.2 mm$.	163
5.21	Description du procédé technologique de fabrication des jauges de contraintes sur PDMS pour les	
0	canteurs de pression piézorésistifs.	164
5.22	Résultats de simulations ANSYS et courbe calculée de rénonse pression/allonaement pour la struc-	
-	ture	165
5.23	Photo de réalisation de membranes de micro-valves dotées de canteurs de pression niézorésistifs	
-	sur PDMS. Image microscope des jauges de déformations sur PDMS réalisées.	165

5.24	Intégration du capteur de pression dans le micro-canal. Schéma électrique montrant la configura- tion des jauges en pont de Wheatstone.	165
5.25	Conductivité thermique de l'air pour différentes géométries (gap) de capteurs. Estimation théo- rique de l'influence des différents mécanismes de pertes thermiques. Les effets de convection sont	
5.26	négligeables devant les effets de conduction	168
5.27 5.28	coupe, transverse au fil (à gauche) et dans sa longueur (à droite)	170 171
5.29	Pirani choisie (gap de 300 nm)	171
	du capteur en continu (à droite).	172
$6.1 \\ 6.2$	Schéma de principe de l'algorithme génétique	177
6.3	de la dynamique	179
	maximisation de la dynamique.	180
6.4 6.5	Partie supérieure et partie inférieure du moule fabriqué pour la réalisation des soupapes Soupape moulée en silicone. Vues des micro-canaux, élément de fermeture, membrane et petit aimant de fixation, éléments de positionnement de la bobine et aimant d'actionnement fixé par	181
	l'attraction du petit aimant.	182
6.6 6.7	Conception de la microvalve de cinquième génération et assemblage des différents composants	183 183
6.8 6.9	Packaging en deux parties réalisé par Stéréo-lithographie. Valve complètement assemblée Caractérisation en statique des performances de la valve. Bande passante du nouvel actionneur	184
6.10	à $P = 0.2$ bars avec un courant d'alimentation de type créneau d'amplitude $0.8 A. \dots Géométrie définie par le procédé d'optimisation utilisant un fil de 200 µm et géométrie choisie$	185
	pour obtenir une résistance de 4Ω en utilisant un fil de $120 \mu m. \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots$	186
$\begin{array}{c} 6.11 \\ 6.12 \end{array}$	Circuit équivalent du lien inductif entre une bobine et une micro-bobine défini par Bernstein et al. Schéma d'implantation proposé pour les 3 capteurs et la bobine sur le support silicium servant de	188
	diaphragme	189
8.1	Structure de la micro-cavité, composée d'une alternance de couches de SiO_2 et Si_3N_4 d'épaisseurs optiques $\lambda/4$, et d'une couche de PDMS d'épaisseur $\lambda/2$. Spectre optique simulé de la micro-cavité	105
8.2	et effet de la pression	195
0.9	mètre en réflexion.	196
8.3	Schema de principe et photo de realisation de la double bobine inductrice/détection réalisée	197

Liste des tableaux

1.1	Comparatif de différentes configurations de VG fluidiques continus dans la littérature	30
1.2	Comparatif de différentes configurations de VG fluidiques pulsés	31
1.3	Effet du nombre de Stokes sur la structure du jet pulsé	34
2.1	Estimation des fonctionnalités à remplir	39
2.2	État de l'art des micro-valves.	41
2.3	Performances des valves à solénoïde utilisées en soufflerie	44
2.4	Performances des micro-valves développées pour le contrôle de décollements	50
3.1	Équipements du banc de caractérisation micro-aéraulique	64
3.2	Régimes d'écoulement (continuité)	67
3.3	Pertes de charge dans les 3 tronçons de la micro-valve, pour chaque génération développée	71
3.4	Coefficient de pertes de charges régulière pour chaque génération développée	72
3.5	Comparaison des caractéristiques commerciales du PDMS et du VPDMS	80
3.6	Comparaison des modules d'Young équivalent du PDMS et du VPDMS	80
4.1	Configurations de VG fluidiques pulsés utilisées pour les essais ADVACT et Onera à l'ONERA-Lille.	118
4.2	Configurations de VG fluidiques pulsés utilisées pour les essais ETIA et Onera à l'ONERA-Modane.	123
$4.3 \\ 4.4$	Configuration de VG fluidiques pulsés utilisée pour les essais DASSAULT au LEA Poitiers 1 Configuration de VG fluidiques pulsés utilisée pour les essais CNRT à l'institut PRISME de	127
	Polytech'Orléans.	133
4.5	Configuration de VG fluidiques auto-oscillants utilisée pour les essais OSCAR dans la grande	
1.0	chambre sourde KCA du LMFA à l'Ecole Centrale de Lyon	139
4.6	Configuration de VG fluidiques auto-oscillants utilisée pour les essais ADVACT dans la soufflerie	
	supersonique à vent continu S1 de l'Institut von Karman de Bruxelles	141
5.1	Propriétés électriques des matériaux utilisés pour la réalisation de capteurs thermiques 1	144
5.2	État de l'art des capteurs MEMS de frottement pariétal à éléments chauffants	151
5.3	État de l'art des capteurs de pression capacitifs fonctionnant en mode de contact. \ldots \ldots 1	158
5.4	État de l'art des canteurs de pression de tupe Pirani	169

Références bibliographiques

- [1] Patrick Gillieron and Azeddine Kourta. Automobile et environnement: contribution de la recherche aérodynamique à la réduction des gaz à effet de serre. *Mécanique & Industries*, 9, 2008.
- [2] http://www.icao.int.
- [3] Thomas, Russell H. Thomas, Meelan M. Choudhari, and Ronald D. Joslin. Flow and noise control: Toward a closer linkage. 2002.
- [4] http://www.cleansky.eu.
- [5] http://advact.group.shef.ac.uk.
- [6] http://www.iroqua.net.
- [7] http://www.cnrtr2a.asso.fr.
- [8] http://www.imft.fr/gdr2502.
- [9] David Greenblatt and Israel J. Wygnanski. The control of flow separation by periodic excitation. Progress in Aerospace Sciences, 36(7):487 – 545, 2000.
- [10] Lennart Löfdahl and Mohamed Gad-El-Hak. Mems applications in turbulence and flow control. Progress in Aerospace Sciences, 35(2):101 – 203, 1999.
- [11] Olivier Ducloux. MicroSystèmes Magnéto-Mécaniques (MMMS) pour le contrôle actif d'écoulements aérauliques. PhD thesis, 2006.
- [12] L. Prandtl. Uber flussigkeitsbewegung bei sehr kleiner reibung. In Proc. III Internat. Congr, pages 484–491. Natl. Advis, 1904.
- [13] E. Houghton. Aerodynamics for Engineering Students. Butterworth Heinemann, Boston, 2003.
- [14] http://www.zenithair.com.
- [15] http://www.airbus.com.
- [16] D.W. Bechert, G. Hoppe, and W.-E. Reif. On the drag reduction of the shark skin. AIAA Journal, AIAA Shear Flow Control Conference; Boulder, CO, 1985.
- [17] K. Ikeda. Trends in research on turbulence control aiming at reducing friction drag. Science and Technology Trends, 22:98–107, 2007.
- [18] M. Gad El Hak. Modern developments in flow control. Appl. Mech. Rev, (49):365–379, 1996.
- [19] Sridhar Kota, Joel A. Hetrick, Russell Osborn, Donald Paul, Edmund Pendleton, Peter Flick, and Carl Tilmann. Design and application of compliant mechanisms for morphing aircraft structures. volume 5054, pages 24–33. SPIE, 2003.
- [20] Y Tian, LN Cattafesta, and R Mittal. Adaptive control of separated flow. AIAA 2006-1401, 44th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, Reno, Nevada, 2006.
- [21] Mathieu Pamiès. Contrôle d'une couche limite turbulente au moyen d'un microsystème distribué. PhD thesis, 2008.
- [22] T. Yamagami, Y. Suzuki, and N. Kasagi. Development of feedback control system of wall turbulence using mems devices. In Proceedings of 6th Symposium on Smart Control of Turbulence, 2005.

- [23] M. Kerho. Active reduction of skin friction drag using low-speed streak control. AIAA 2002-271, 40th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, Reno, NV, 2002.
- [24] Pamies Mathieu, Garnier Eric, Merlen Alain, and Sagaut Pierre. Response of a spatially developing turbulent boundary layer to active control strategies in the framework of opposition control. *Physics of Fluids*, 19, 2007.
- [25] K. Kasagi, K. Fukagata, and Y. Suzuki. Adaptative control of wall-turbulence for skin friction drag reduction and some consideration for high reynolds number flows. In 2nd International Symposium on Seawater Drag Reduction, 2005.
- [26] Romain V.J. Viard. Dispositifs mems pour missile de croisière. Master's thesis, Ecole Centrale de Lille, 2006.
- [27] Cedric Leclerc. Reduction de la trainée d'un vehicule automobile simplifie par jet synthetique. PhD thesis, 2008.
- [28] M. Milano and P. Koumoutsakos. A clustering genetic algorithm for actuator optimization in flow control. In Evolvable Hardware, 2000. Proceedings. The Second NASA/DoD Workshop on, pages 263–269, 2000.
- [29] Mehul Patel, Troy Prince, Reed Carver, Jack DiCocco, Frederick Lisy, and Terry Ng. Control of aircraft stall via embedded pressure sensors and deployable flow effectors. AIAA 2002-3170, 1st Flow Control Conference, St. Louis, Missouri, 2002.
- [30] Avi Seifert and LaTunia Pack-Melton. Control and identification of turbulent boundary layer separation. IUTAM Symposium on One Hundred Years of Boundary Layer Research, pages 199–208, 2004.
- [31] M.-R. Alam, W. Liu, and G. Haller. Closed-loop separation control: An analytic approach. *Physics of Fluids*, 18(4):043601, 2006.
- [32] Yong Liu, Marcus Ciuryla, Miki Amitay, Chiman Kwan, James H. Myatt, Xiaodong Zhang, Zhubing Ren, and John P. Casey. Integrated flight control and flow control using synthetic jet arrays. AIAA 2006-6190, AIAA Guidance, Navigation, and Control Conference and Exhibit, Keystone, Colorado, 2006.
- [33] Thomas M. Crittenden and Ari Glezer. A high-speed, compressible synthetic jet. Physics of Fluids, 18(1):017107, 2006.
- [34] Mehul Patel, Troy Prince, Reed Carver, Jack DiCocco, Frederick Lisy, and Terry Ng. Deployable flow effectors for phantom yaw control of missiles at high alpha. AIAA 2002-2827, 1st Flow Control Conference, St. Louis, Missouri, 2002.
- [35] Mehul Patel, Javier Lopera, and Terry Ng. Active boattailing and aerodynamic control fins for maneuvering weapons. AIAA 2004-2696, 2nd AIAA Flow Control Conference, Portland, Oregon, 2004.
- [36] M.P. Patel, Z.H. Sowle, T.T. Ng, and W. Toledo. Hingeless flight control of a smart projectile using miniature actuators. AIAA 2005-5258, 35th AIAA Fluid Dynamics Conference and Exhibit, Toronto, Ontario, 2005.
- [37] http://www.finesse-max.com/schleicher/ash26.htm.
- [38] Keith R. McManus, Hartmut H. Legner, and Steven J. Davis. Pulsed vortex generator jets for ative control of flow separation. AIAA Journal, 25th AIAA Fluid Dynamics Conference, Colorado Springs, CO, 1994.
- [39] Carl P. Tilmann. Enhancement of transonic airfoil performance using pulsed jets for separation control. AIAA 2001-731, Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, 39th, Reno, NV, 2003.
- [40] Russell F. Osborn, Sridhar Kota, Joel A. Hetrick, Donald E. Geister, Carl E Tilmann, and Jinyong Joo. Active flow control using high-frequency compliant structures. *Journal of Aircraft*, 41, 2004.

- [41] H. Johari G.S. Rixon. Development of a steady vortex generator jet in a turbulent boundary layer. *Journal of fluids engineering*, 2003.
- [42] Zia U. Khan and James P. Johnston. On vortex generating jets. International Journal of Heat and Fluid Flow, 21(5):506 – 511, 2000. Turbulence and Shear Flow Phenomena 1.
- [43] A. Eroglu and R.E. Breidenthal. Structure, penetration, and mixing of pulsed jets in crossflow. AIAA Journal 0001-1452, 39:417–423, March 2001.
- [44] J.P. Johnston and M. Mishi. Vortex generator jets means for flow separation control. AIAA Journal 0001-1452, 28(28):989–994, 1990.
- [45] D.A. Compton and J.P. Johnston. Streamwise vortex production by pitched and skewed jets in a turbulent boundary. AIAA Journal, (30):640–647, 1992.
- [46] J.P. Johnston. Pitched and skewed vortex generator jets for control of turbulent boundary layer separation: a review. In 3rd ASME/JSME Joint Fluids Engineering Conference, 1999.
- [47] H. Johari and K.R. McManus. Visualization of pulsed vortex generator jets for active control of boundary layer separation. AIAA 1997-2021, 28th AIAA Fluid Dynamics Conference, Snowmass Village, CO, 1997.
- [48] G. N. Abramovich. The Theory of Turbulent Jets. The MIT Press Classics Series, 1963.
- [49] A. Glezer and M. Amitay. Synthetic jets. pages 503–529, 2002.
- [50] H. Johari. Scaling of pulsed jets in crossflow. AIAA 2005-304, 43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, Reno, Nevada, 2005.
- [51] G. Godard and M. Stanislas. Control of a decelerating boundary layer. part 3: Optimization of round jets vortex generators. Aerospace Science and Technology, 10(6):455 – 464, 2006.
- [52] J. Ortmanns and C.J. Kähler. Investigation of pulsed actuators for active flow control using phase locked stereoscopic particle image velocimetry. 2004.
- [53] P. Scholz, J. Ortmanns, C.J. Kähler, and R. Radespiel. Infuencing the mixing process in a turbulent boundary layer by pulsed jet actuators. 2005.
- [54] Jens Ortmanns, Martin Bitter, and Christian J. Kähler. Dynamic vortex structures for flow-control applications. *Experiments in Fluids*, 44:397–408, 2008.
- [55] C.P. Tillmann, K.J. Langan, J.G. Betterton, and M.J. Wilson. Characterization of pulsed vortex generator jets for active flow. In Control, Presented at the RTO AVT Symposium on Active Control Technology for Enhanced Performance Operation Capabilities of Military Aircraft, Land Vehicles and Sea Vehicles, 2000.
- [56] J. Kostas, J. Foucaut, and M. Stanislas. The flow structure produced by pulsed-jet vortex generators in a turbulent boundary layer in an adverse pressure gradient. *Flow, Turbulence and Combustion*, 2007.
- [57] J. Kostas, J.M. Foucaut, and M. Stanislas. The effects of pulse frequency and duty cycle on the skin friction downstream of pulsed jet vortex generators in an adverse pressure gradient turbulent boundary layer. Aerospace Science and Technology, 13(1):36 – 48, 2009.
- [58] G. Godard and M. Stanislas. Control of a decelerating boundary layer. part 1: Optimization of passive vortex generators. Aerospace Science and Technology, 10(3):181 – 191, 2006.
- [59] G. Godard, J.M. Foucaut, and M. Stanislas. Control of a decelerating boundary layer. part 2: Optimization of slotted jets vortex generators. Aerospace Science and Technology, 10(5):394 – 400, 2006.
- [60] P. Scholz, J. Ortmanns, C.J. Kähler, and R. Radespiel. Performance optimization of jet actuator arrays for active flow control. 2005.

- [61] J. C. Lin, F. G. Howard, D. M. Bushnell, and G. V. Selby. Investigation of several passive and active methods for turbulent flow separation control. AIAA Journal, 21st AIAA Fluid Dynamics, Plasma Dynamics and Lasers Conference, Seattle, WA, 1990.
- [62] G.V. Selby, J.C. Lin, and F.G. Howard. Control of low-speed turbulent separated flow using jet vortex generators. *Experiments in Fluids*, 12:394–400, 1992.
- [63] X. Zhang. Co- and contra-rotating streamwise vortices in a turbulent boundary layer. Journal of Aircraft, 32:1095–1101, 1995.
- [64] S. Shapiro, J. King, A. Karagozian, and R. M'Closkey. Optimization of controlled jets in cross-flow. 41st AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, AIAA paper 2003-634, 2003.
- [65] J.C. Magill and K.R. McManus. Exploring the feasibility of pulsed jet control for aircraft configurations. Journal of Aircraft, 38:48–56, 2001.
- [66] K.R. McManus and J. Magill. Airfoil performance enhancement using pulsed jet separation control. AIAA 1997-1971, 4th AIAA Shear Flow Control Conference, Snowmass Village, CO, 1997.
- [67] K.R. McManus and J. Magill. Separation control in incompressible and compressible flows using pulsed jets. AIAA 1996-1948, 27th AIAA Fluid Dynamics Conference, New Orleans, LA, 1996.
- [68] J.C. Hermanson, A.Wahba, and H. Johari. Duty-cycle effects on penetration of fully modulated, turbulent jets in cross-flow. AIAA Journal 0001-1452, 36:1935–1937, 1998.
- [69] T. Suzuki, M. Nagata, T. Shizawa, and S. Honami. Optimal injection condition of a single pulsed vortex generator jet to promote the cross-stream mixing. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 17:139–146, 1998.
- [70] B.P.E. Dano and J.A. Liburdy. Vortical structure of a 45 degree inclined pulsed jet in a cross-flow. 36th AIAA Fluid Dynamics Conference and Exhibit, AIAA paper 2006-3543, 2006.
- [71] J.P. Bons, R. Sondergaard, and R.B. Rivir. Turbine separation control using pulsed vortex generator jets. Journal of Turbomachinery, 123:198–206, 2001.
- [72] J.P. Bons, R. Sondergaard, and R.B. Rivir. The fluid dynamics of ipt blade separation control using pulsed jets. *Journal of Turbomachinery*, 124:77–85, 2002.
- [73] L. Hansen and J. Bons. Time resolved flow measurements of unsteady vortex generator jets in a separating boundary layer,. 2nd AIAA Flow Control Conference, AIAA paper 2004-2202, 2004.
- [74] W. Jessen, W. Schröder, and M. Klaas. Evolution of jets effusing from inclined holes into crossflow. International Journal of Heat and Fluid Flow, 28(6):1312 – 1326, 2007. Revised and extended papers from the 5th conference in Turbulence, Heat and Mass Transfer, 'The 5th conference in Turbulence, Heat and Mass Transfer.
- [75] Avi Seifert, David Greenblatt, and Israel J. Wygnanski. Active separation control: an overview of reynolds and mach numbers effects. Aerospace Science and Technology, 8(7):569 – 582, 2004.
- [76] D. Greenblatt, B. Nishri, A. Darabi, and I. Wygnanski. Some factors affecting stall control with particular emphasis on dynamic stall. AIAA 1999-3504, 30th AIAA Fluid Dynamics Conference, Norfolk, VA, 1999.
- [77] B. Nishri and I. Wygnanski. Effects of periodic excitation on turbulent flow separation from a flap. AIAA Journal, 36:547–556, April 1998.
- [78] Bojan Vukasinovic, Davidson G. Lucas, and Ari Glezer. Direct manipulation of small-scale motions in a plane shear layer. AIAA 2004-2617, 2nd AIAA Flow Control Conference, Portland, Oregon, 2004.

- [79] S. Messner, J. Schaible, J. Vollmer, H. Sandmaier, and R. Zengerle. Electrostatic driven 3-way silicon microvalve for pneumatic applications. In *Micro Electro Mechanical Systems, 2003. MEMS-03 Kyoto. IEEE The Sixteenth Annual International Conference on*, pages 88–91, Jan. 2003.
- [80] http://www.flowdit.com.
- [81] S.C. Terry, J.H. Jerman, and J.B. Angell. A gas chromatographic air analyzer fabricated on a silicon wafer. *Electron Devices*, *IEEE Transactions on*, 26(12):1880–1886, Dec 1979.
- [82] P. Wilding P.K. Yuen, L.J. Kricka. Semi-disposable microvalves for use with microfabricated devices or microchips. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 2000.
- [83] Kwang W. Oh and Chong H. Ahn. A review of microvalves. Journal of Micromechanics and Microengineering, 16(5):R13–R39, 2006.
- [84] H. Jerman. Electrically-activated, micromachined diaphragm valves. In Solid-State Sensor and Actuator Workshop, 1990. 4th Technical Digest., IEEE, pages 65–69, Jun 1990.
- [85] P.W. Barth. Silicon microvalves for gas flow control. In Solid-State Sensors and Actuators, 1995 and Eurosensors IX.. Transducers '95. The 8th International Conference on, volume 2, pages 276–279, Jun 1995.
- [86] S.M. Phillips A.H. Heuer G. Hahm, H. Kahn. Fully microfabricated silicon spring biased shape memory actuated microvalve. In 2000 Solid-State Sensor and Actuator Workshop, 2000.
- [87] X. Yang, C. Grosjean, Yu-Chong Tai, and Chih-Ming Ho. A mems thermopneumatic silicone membrane valve. In Micro Electro Mechanical Systems, 1997. MEMS '97, Proceedings, IEEE., Tenth Annual International Workshop on, pages 114–118, Jan 1997.
- [88] Xing Yang, C. Grosjean, and Yu-Chong Tai. Design, fabrication, and testing of micromachined silicone rubber membrane valves. *Microelectromechanical Systems, Journal of*, 8(4):393–402, Dec 1999.
- [89] A.K. Henning, J. Fitch, J.M. Harris, B. Arkilic, E.B. andCozad, and B. Dehan. Performance of memsbased gas distribution and control systems for semiconductor processing. 3514:159–170, September 1998.
- [90] E.T. Carlen and C.H. Mastrangelo. Surface micromachined paraffin-actuated microvalve. Microelectromechanical Systems, Journal of, 11(5):408–420, Oct 2002.
- [91] C.A. Rich and K.D. Wise. A high-flow thermopneumatic microvalve with improved efficiency and integrated state sensing. *Microelectromechanical Systems, Journal of*, 12(2):201–208, Apr 2003.
- [92] J.A. Potkay and K.D. Wise. An electrostatically latching thermopneumatic microvalve with closed-loop position sensing. In *Micro Electro Mechanical Systems*, 2005. MEMS 2005. 18th IEEE International Conference on, pages 415–418, Jan.-3 Feb. 2005.
- [93] Y. Liu, M. Kohl, K. Okutsu, and S. Miyazaki. A tinipd thin film microvalve for high temperature applications. *Materials Science and Engineering A*, 378(1-2):205 – 209, 2004. European Symposium on Martensitic Transformation and Shape-Memory.
- [94] T. Ohnstein, T. Fukiura, J. Ridley, and U. Bonne. Micromachined silicon microvalve. In Micro Electro Mechanical Systems, 1990. Proceedings, An Investigation of Micro Structures, Sensors, Actuators, Machines and Robots. IEEE, pages 95–98, Feb 1990.
- [95] K. Sato and M. Shikida. An electrostatically actuated gas valve with an s-shaped film element. Journal of Micromechanics and Microengineering, 4(4):205–209, 1994.
- [96] N. Vandelli, D. Wroblewski, M. Velonis, and T. Bifano. Development of a mems microvalve array for fluid flow control. *Microelectromechanical Systems, Journal of*, 7(4):395–403, Dec 1998.
- [97] R. Zengerle H. Sandmaier T. Strobelt J. Schaible, J. Vollmer. Electrostatic microvalves in silicon with 2way function for industrial applications. In *Transducers'01*, 2001.
- [98] Philippe Dubois, Benedikt Guldimann, and Nico F. de Rooij. High-speed electrostatic gas microvalve switching behavior. volume 4560, pages 217–226. SPIE, 2001.
- [99] Wouter van der Wijngaart, Håkan Ask, Peter Enoksson, and Göran Stemme. A high-stroke, high-pressure electrostatic actuator for valve applications. Sensors and Actuators A: Physical, 100(2-3):264 271, 2002.
- [100] Xue'en Yang, A. Holke, S.A. Jacobson, J.H. Lang, M.A. Schmidt, and S.D. Umans. An electrostatic, on/off microvalve designed for gas fuel delivery for the mit microengine. *Microelectromechanical Systems, Journal of*, 13(4):660–668, Aug. 2004.
- [101] S. Haasl, S. Braun, A.S. Ridgeway, S. Sadoon, W. van der Wijngaart, and G. Stemme. Out-of-plane knifegate microvalves for controlling large gas flows. *Microelectromechanical Systems, Journal of*, 15(5):1281– 1288, Oct. 2006.
- [102] S. Böhm, G. J. Burger, M. T. Korthorst, and F. Roseboom. A micromachined silicon valve driven by a miniature bi-stable electro-magnetic actuator. Sensors and Actuators A: Physical, 80(1):77 – 83, 2000.
- [103] M. Capanu, IV Boyd, J.G., and P.J. Hesketh. Design, fabrication, and testing of a bistable electromagnetically actuated microvalve. *Microelectromechanical Systems, Journal of*, 9(2):181–189, Jun 2000.
- [104] J-W. Choi, K.W. Oh, A. Han, C.A. Wijayawardhana, C. Lannes, S. Bhansali, K.T. Schlueter, W.R. Heineman, H.B. Halsall, J.H. Nevin, A.J. Helmicki, H.T. Henderson, and C.H. Ahn. Development and characterization of microfluidic devices and systems for magnetic bead-based biochemical detection. *Biomedical Microdevices*, 3:191–200(10), 2001.
- [105] Tadahiro Hasegawa, Kenichiro Nakashima, Fumiyuki Omatsu, and Koji Ikuta. Multi-directional microswitching valve chip with rotary mechanism. Sensors and Actuators A: Physical, 143(2):390 – 398, 2008.
- [106] M. Esashi, S. Shoji, and A. Nakano. Normally closed microvalve fabricated on a silicon wafer. Sensors and Actuators, (20):163–169, 1989.
- [107] J.M. Park, A.T. Evans, K. Rasmussen, T.R. Brosten, G.F. Nellis, S.A. Klein, and Y.B. Gianchandani. A microvalve with integrated sensors and customizable normal state for low-temperature operation. *Microelectromechanical Systems, Journal of*, 2009.
- [108] Rajesh Luharuka and Peter J. Hesketh. Design of fully compliant, in-plane rotary, bistable micromechanisms for mems applications. Sensors and Actuators A: Physical, 134(1):231 – 238, 2007. International Mechanical Engineering congress and Exposition 2005 - IMECE 2005, American Society of Mechanical Engineering International Mechanical Engineering Congress and Exposition.
- [109] Norman W. Schaeffler, Timothy E. Hepner, Gregory S. Jones, and Michael A. Kegerise. Overview of active flow control actuator development at nasa langley research center. AIAA 2002-3159, 1st Flow Control Conference, St. Louis, Missouri, 2002.
- [110] F. Lu and D. Jensen. Potential viability of a fast-acting micro-solenoid valve for pulsed detonation fuel injection. AIAA 2003-888, 41st Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, Reno, Nevada, 2003.
- [111] M. Schatz, F. Thiele, R. Petz, and W. Nitsche. Active separation control on a high lift configuration by a periodically pulsating jet. In 24th INTERNATIONAL CONGRESS OF THE AERONAUTICAL SCIENCES, 2004.
- [112] http://www.festo.com.
- [113] J.R. Frutos, D. Vernier, F. Bastien, M. de Labachelerie, and Y. Bailly. An electrostatically actuated valve for turbulent boundary layer control. In *Sensors*, 2005 IEEE, pages 7 pp.-, 30 2005-Nov. 3 2005.

- [114] Christophe Edouard, Gabriel Giovannelli, and Jean-Luc Aider. Characterization of a new pulsed micro-jet. 2006.
- [115] K. L. Kudar and P.W. Carpenter. Numerical investigation and feasibility study of a pzt-driven micro-valve pulsed-jet actuator. *Flow, Turbulence and Combustion*, 78, 2007.
- [116] Clyde Warsop, Martyn Hucker, Andrew J. Press, and Paul Dawson. Pulsed air-jet actuators for flow separation control. Flow, Turbulence and Combustion, 78:255–281, 2007.
- [117] O. Ducloux, Y. Deblock, A. Talbi, L. Gimeno, N. Tiercelin, P. Pernod, V. Preobrazhensky, and A. merlen. Magnetically actuated microvalve for active flow control. In *IUTAM Symposium on Flow Control and MEMS*, 2006.
- [118] Olivier Ducloux, Abdelkrim Talbi, Leticia Gimeno, Romain Viard, Philippe Pernod, Vladimir Preobrazhensky, and Alain Merlen. Self-oscillation mode due to fluid-structure interaction in a micromechanical valve. Applied Physics Letters, 91(3):034101, 2007.
- [119] E Garnier, M Pruvost, O Ducloux, R Viard, L Gimeno, A Talbi, P Pernod, A Merlen, and V Preobrazhensky. Pulsed-jet microactuator evaluation for flow separation control. AIAA 2008-4325, 4th Flow Control Conference, Seattle, Washington, 2008.
- [120] P. Pernod, V. Preobrazhensky, A. Merlen, O. Ducloux, A. Talbi, L. Gimeno, R. Viard, and N. Tiercelin. Mems magneto-mechanical microvalves (mmms) for aerodynamic active flow control. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, In Press, Corrected Proof:-, 2009.
- [121] O Ducloux, R Viard, A Talbi, L Gimeno, Y Deblock, P Pernod, V Preobrazhensky, and A Merlen. A magnetically actuated, high momentum rate mems pulsed microjet for active flow control. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 19(11):115031 (7pp), 2009.
- [122] O. Cugat, G. Reyne, J. Delamare, and H. Rostaing. Novel magnetic micro-actuators and systems (magmas) using permanent magnets. Sensors and Actuators A: Physical, 129(1-2):265 – 269, 2006. EMSA 2004 -Selected Papers from the 5th European Magnetic Sensors & Actuators Conference - EMSA 2004, Cardiff, UK, 4-6 July 2004.
- [123] P.L. Chapman and P.T. Krein. Smaller is better? micromotors and electric drives. Industry Applications Magazine, IEEE, 9(1):62–67, Jan/Feb 2003.
- [124] A.H. Epstein, S.D. Senturia, G. Anathasuresh, A. Ayon, K. Breuer, K.-S. Chen, F. Ehrich, G. Gauba, R. Ghodssi, C. Groshenry, S. Jacobson, J. Lang, C.-C. Mehra, J. Mur Miranda, S. Nagle, D. Orr, E. Piekos, M. Schmidt, G. Shirley, S. Spearing, C. Tan, Y.-S. Tzeng, and I. Waitz. Power mems and microengines. In Solid State Sensors and Actuators, 1997. TRANSDUCERS '97 Chicago., 1997 International Conference on, volume 2, pages 753–756 vol.2, Jun 1997.
- [125] Changgu Lee, Selin Arslan, and Luc G. Frechette. Design principles and measured performance of multistage radial flow microturbomachinery at low reynolds numbers. *Journal of Fluids Engineering*, 130(11):111103, 2008.
- [126] Jeremy S. Bintoro. An electromagnetic actuated microvalve fabricated on a single wafer. PhD thesis, 2004.
- [127] Chang Liu and Yoseph Bar-Cohen. Scaling laws of microactuators and potential applications of electroactive polymers in mems. volume 3669, pages 345–354. SPIE, 1999.
- [128] D.J. Bell, T.J. Lu, N.A. Fleck, and S.M. Spearing. Mems actuators and sensors: observations on their performance and selection for purpose. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 15(7):S153– S164, 2005.

- [129] Chih-Ming Ho and Yu-Chong Tai. Micro-electro-mechanical systems (mems) and fluid flows. Annual Review of Fluid Mechanics, 30(1):579–612, 1998.
- [130] D. Niarchos. Magnetic mems: key issues and some applications. Sensors and Actuators A: Physical, 109(1-2):166 - 173, 2003.
- [131] D. Howe. Magnetic actuators. Sensors and Actuators A: Physical, 81(1-3):268 274, 2000.
- [132] Hyoung J. Cho and Chong H. Ahn. MEMS/NEMS Handbook Techniques and Applications, chapter Magnetic Microactuators - Techniques and Applications, pages 1631–1654. 2007.
- [133] N.M. Dempsey, N.V. Kornilov, and O. Cugat. Thick hard magnetic films for mems, some key issues. In HPMA'04 - 18th International Workshop on High Performance Magnets and their Applications, 2004.
- [134] Jean-Marie Quemper, S. Nicolas, J. P. Gilles, J. P. Grandchamp, A. Bosseboeuf, T. Bourouina, and E. Dufour-Gergam. Permalloy electroplating through photoresist molds. *Sensors and Actuators A: Phy*sical, 74(1-3):1 – 4, 1999.
- [135] Nosang V. Myung, D. Y. Park, B. Y. Yoo, and Paulo T. A. Sumodjo. Development of electroplated magnetic materials for mems. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 265(2):189 – 198, 2003.
- [136] Yonghua Zhang, Guifu Ding, Hong Wang, Shi Fu, and Bingchu Cai. Low-stress permalloy for magnetic mems switches. *Magnetics, IEEE Transactions on*, 42(1):51–55, Jan. 2006.
- [137] F. Giro, K. Bedner, C. Dhum, J. E. Hoffmann, S. P. Heussler, L. Jian, U. Kirsch, H. O. Moser, and M. Saumer. Pulsed electrodeposition of high aspect-ratio nife assemblies and its influence on spatial alloy composition. *Microsystem Technologies*, pages 1111–1115, 2008.
- [138] Terence O'Donnell, Ningning Wang, Santosh Kulkarni, Ronan Meere, Fernando M.F. Rhen, Saibal Roy, and S.C. O'Mathuna. Electrodeposited anisotropic nife 45/55 thin films for high-frequency micro-inductor applications. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, In Press, Corrected Proof:-, 2009.
- [139] J. Klein and H. Guckel. High winding density micro coils for magnetic actuators. *Microsystem Technologies*, 4:172–175, 1998.
- [140] E. Belloy, S. E. Gilbert, O. Dezuari, M. Sancho, and M. A. M. Gijs. A hybrid technology for miniaturised inductive device applications. Sensors and Actuators A: Physical, 85(1-3):304 – 309, 2000.
- [141] T. Kohlmeier, V. Seidemann, S. Büttgenbach, and H. H. Gatzen. An investigation on technologies to fabricate microcoils for miniaturized actuator systems. *Microsyst. Technol.*, 10(3):175–181, 2004.
- [142] H. Koser and J.H. Lang. Magnetic induction micromachine-part i: Design and analysis. *Microelectrome-chanical Systems, Journal of*, 15(2):415–426, April 2006.
- [143] A.C. Hartley, R.E. Miles, J. Corda, and N. Dimitrakopoulos. Large throw magnetic microactuator. Mechatronics, 18(9):459 – 465, 2008.
- [144] W.P. Taylor and M.G. Allen. Integrated magnetic microrelays: normally open, normally closed, and multi-pole devices. In Solid State Sensors and Actuators, 1997. TRANSDUCERS '97 Chicago., 1997 International Conference on, volume 2, pages 1149–1152 vol.2, Jun 1997.
- [145] D.J. Sadler, T.M. Liakapoulos, and C.H. Ahn. A universal electromagnetic microactuator using magnetic interconnection concepts. *Microelectromechanical Systems, Journal of*, 9(4):460–468, Dec 2000.
- [146] Gary D. Gray, Jr., and Paul A. Kohl. Magnetically bistable actuator: Part 1. ultra-low switching energy and modeling. Sensors and Actuators A: Physical, 119(2):489 – 501, 2005.
- [147] Jemmy Sutanto, Peter J. Hesketh, and Yves H. Berthelot. Static and dynamic responses of an electromagnetic bistable-bidirectional microactuator on a single silicon substrate. Sensors and Actuators A: Physical, 132(2):701 – 713, 2006.

- [148] E. Hashimoto, Y. Uenishi, and A. Watabe. Thermally controlled magnetization microrelay. In Solid-State Sensors and Actuators, 1995 and Eurosensors IX.. Transducers '95. The 8th International Conference on, volume 1, pages 361–364, Jun 1995.
- [149] N. Tiercelin, V. Preobrazhensky, P. Pernod, S. Masson, J. Ben Youssef, and H. Le Gall. New nanostructured active materials with giant magnetostriction and new driving modes of microactuators. *Mecanique & Industries*, 4:169–174, 2003.
- [150] http://www.crdm.fr.
- [151] Jack Lui, Jason Lo, Crystal Fok, Ashley Pun, Derek Louie, and Lm Li. Micro-rapid prototyping technology for miniaturized products. 2006.
- [152] C. D. Meinhart, S. T. Wereley, and J. G. Santiago. Piv measurements of a microchannel flow. Experiments in fluids, 1999.
- [153] G. Han and K.S. Breuer. Infrared piv for measurement of fluid and solid motion inside opaque silicon microdevices. In 4th International Symposium on Particle Image Velocimetry, 2001.
- [154] David A. Sinton and Dongqing Li. Microfluidic velocimetry with near-wall resolution. International Journal of Thermal Sciences, 42(9):847 – 855, 2003.
- [155] Hao Li, Randy Ewoldt, and Michael G. Olsen. Turbulent and transitional velocity measurements in a rectangular microchannel using microscopic particle image velocimetry. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 29(4):435 – 446, 2005.
- [156] Mohamed Gad el Hak. The fluid mechanics of microdevices—the freeman scholar lecture. Journal of Fluids Engineering, 121(1):5–33, 1999.
- [157] M.-N. Sabry. Scale effects on fluid flow and heat transfer in microchannels. Components and Packaging Technologies, IEEE Transactions on, 23(3):562–567, Sep 2000.
- [158] Ian Papautsky, Tim Ameel, and A. Bruno Frazier. A review of malinar single phase flow in micochannels. In Proceedings of 2001 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, 2001.
- [159] Manuel fluent.
- [160] S. Bendib and O. Francais. Analytical study of microchannel and passive microvalve: application to micropump simulator. In P. D. Franzon, editor, Society of Photo-Optical Instrumentation Engineers (SPIE) Conference Series, volume 4593 of Society of Photo-Optical Instrumentation Engineers (SPIE) Conference Series, pages 283–291, November 2001.
- [161] A. Olsson, G. Stemme, and E. Stemme. Micromachined diffuser/nozzle elements for valve-less pumps. In Micro Electro Mechanical Systems, 1996, MEMS '96, Proceedings. 'An Investigation of Micro Structures, Sensors, Actuators, Machines and Systems'. IEEE, The Ninth Annual International Workshop on, pages 378–383, Feb 1996.
- [162] J. Ligen and M. Le Guay. LE BOUSSICAUD Pertes de Charges. 2007.
- [163] Louis Carette and Jean-Marie Pouchol. Silicones. Techniques de l'ingénieur, A3475.
- [164] J.C. Lötters, W Olthuis, P.H. Veltink, and P. Bergveld. The mechanical properties of the rubber elastic polymer polydimethylsiloxane for sensor applications. J. Micromech. Microeng, 7:145–147, 1997.
- [165] http://www.dowcorning.com.
- [166] R.C. Huang and L. Anand. Non-linear mechanical behavior of the elastomer polydimethylsiloxane (pdms) used in the manufacture of microfluidic devices. *Innovation in Manufacturing Systems and Technology* (*IMST*), 2005.

- [167] Fernando Carrillo, Shikha Gupta, Mehdi Balooch, Sally J. Marshall, Grayson W. Marshall, Lisa Pruitt, and Christian M. Puttlitz. Nanoindentation of polydimethylsiloxane elastomers: Effect of crosslinking, work of adhesion, and fluid environment on elastic modulus. J. Mater. Res., 20:2820 – 2830, 2004.
- [168] Alvaro Mata, Aaron J. Fleischman, and Shuvo Roy. Characterization of polydimethylsiloxane (pdms) properties for biomedical micro/nanosystems. *Biomedical Microdevices*, 7:281–293, 2005.
- [169] K. Norrman, A. Ghanbari-Siahkali, and N. B. Larsen. Studies of spin-coated polymer films. Annu. Rep. Prog. Chem., Sect. C: Phys. Chem, 101:174 – 201, 2005.
- [170] Montgomery T. Shaw and William J. MacKnight. Introduction to Polymer Viscoelasticity (Third Edition). John Wiley & Sons, Inc., 3 edition, 2005.
- [171] S. timoshenko and S. Woinowsky-Krieger. Theory of Plates and Shells. Mcgraw-Hill Book Co., 1959.
- [172] G. Floquet. Sur les équations différentielles linéaires à coefficients périodiques. Annales scientifiques de l'E.N.S., 12:47–88, 1883.
- [173] Michael Jeffrey Ward. Industrial Math Class Material, chapter 3-Basic Floquet Theory, pages 49–88.
 Univ. of British Columbia, 2007.
- [174] Michael Jeffrey Ward. chapter 4-Floquet Theory Perturbed by Small Nonlinear Terms, pages 89–106. Univ. of British Columbia, 2007.
- [175] G.T.A. Kovacs, N.I. Maluf, and K.E. Petersen. Bulk micromachining of silicon. Proceedings of the IEEE, 86(8):1536–1551, Aug 1998.
- [176] K.R. Williams and R.S. Muller. Etch rates for micromachining processing. Microelectromechanical Systems, Journal of, 5(4):256–269, Dec 1996.
- [177] F. Laerme, A. Schilp, K. Funk, and M. Offenberg. Bosch deep silicon etching: improving uniformity and etch rate for advanced mems applications. In *Micro Electro Mechanical Systems*, 1999. MEMS '99. *Twelfth IEEE International Conference on*, pages 211–216, Jan 1999.
- [178] H. Hillborg, J. F. Ankner, U. W. Gedde, G. D. Smith, H. K. Yasuda, and K. Wikström. Crosslinked polydimethylsiloxane exposed to oxygen plasma studied by neutron reflectometry and other surface specific techniques. *Polymer*, 41(18):6851 – 6863, 2000.
- [179] Kirill Efimenko, William E. Wallace, and Jan Genzer. Surface modification of sylgard-184 poly(dimethyl siloxane) networks by ultraviolet and ultraviolet/ozone treatment. Journal of Colloid and Interface Science, 254:306–315, 2002.
- [180] http://www.kuhnke.fr.
- [181] Lloyd Dixon. Deriving the equivalent electrical circuit from the magnetic device physical properties. 1994.
- [182] M. Jufer. Circuits magnétiques. Techniques de l'ingénieur, D1050.
- [183] B. Wagner and W. Benecke. Microfabricated actuator with moving permanent magnet. In Micro Electro Mechanical Systems, 1991, MEMS '91, Proceedings. An Investigation of Micro Structures, Sensors, Actuators, Machines and Robots. IEEE, pages 27–32, Jan-2 Feb 1991.
- [184] D. de Bhailís, C. Murray, M. Duffy, J. Alderman, G. Kelly, and S. C. Ó Mathúna. Modelling and analysis of a magnetic microactuator. *Sensors and Actuators A: Physical*, 81(1-3):285 – 289, 2000.
- [185] Elvio Bonisoli and Alessandro Vigliani. Passive effects of rare-earth permanent magnets on flexible conductive structures. *Mechanics Research Communications*, 33(3):302 – 319, 2006.
- [186] Jemmy Sutanto, Peter J. Hesketh, and Yves H. Berthelot. Static and dynamic responses of an electromagnetic bistable-bidirectional microactuator on a single silicon substrate. Sensors and Actuators A: Physical, 132(2):701 – 713, 2006.

- [187] http://www.neomagnete.com.
- [188] http://www.statice.com.
- [189] V. Tesar, C-H. Hung, and W.B. Zimmerman. No-moving-part hybrid-synthetic jet actuator. Sensors and Actuators A: Physical, 125(2):159 – 169, 2006.
- [190] J. T. Solomon, F. S. Alvi, R. Kumar, and J. Gustavsson. Principles of a high-bandwidth microactuator producing supersonic pulsed microjets. AIAA 2010-1096, 48th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition, Orlando, Florida, 2010.
- [191] James W. Gregory, Ebenezer P. Gnanamanickam, John P. Sullivan, and Surya Raghu. Variable-frequency fluidic oscillator driven by piezoelectric devices. AIAA Journal, 43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting & Exhibit Reno, NV, 2005.
- [192] P. Krulevitch, W. Benett, J. Hamilton, M. Maghribi, and K. Rose. Polymer-based packaging platform for hybrid microfluidic systems. *Biomedical Microdevices*, 4:301–308, 2002.
- [193] Christian Gradolph, Thomas Ziemann, Gerhard Müller, Jürgen Wilde, and Alois Friedberger. Robust replaceable mems packaging for rotor blade integration. Sensors and Actuators A: Physical, 139(1-2):303
 – 309, 2007. Selected Papers From the Asia-Pacific Conference of Transducers and Micro-Nano Technology (APCOT 2006), Asia-Pacific Conference of Transducers and Micro-Nano technology.
- [194] J. Streque, A. Talbi, R. Viard, P. Pernod, and V. Preobrazhensky. Elaboration and test of high energy density magnetic micro-actuators for tactile display applications. *Procedia Chemistry*, 1(1):694 – 697, 2009. Proceedings of the Eurosensors XXIII conference.
- [195] Shifeng Li and Shaochen Chen. Polydimethylsioxane fluidic interconnects for microfluidic systems. Advanced Packaging, IEEE Transactions on, 26(3):242–247, Aug. 2003.
- [196] Bernhard H. Anderson, Henry D. Baust, and Johan Agrell. Management of total pressure recovery, distortion and high cycle fatigue in compact air vehicle inlets. Technical report, NASA, 2002.
- [197] Serge E. Tournier, James D. Paduano, and Didier Pagan. Flow analysis and control in a transonic inlet. AIAA 2005-4734, 23rd AIAA Applied Aerodynamics Conference, Toronto, Ontario, 2005.
- [198] Vikas Kumar and Farrukh S. Alvi. Efficient control of separation using microjets. AIAA 2005-4879, 35th AIAA Fluid Dynamics Conference and Exhibit, Toronto, Ontario, 2005.
- [199] Susan Althoff Gorton, Lewis R. Owens, Luther N. Jenkins, Brian G. Allan, and Ernest P. Schuster. Active flow control on a boundary layer ingesting inlet. AIAA 2004-1203, 42nd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit; Reno, NV, 2004.
- [200] http://www.mbda-systems.com.
- [201] Julien Favier, Sebastien Bourgois, Emmanuel Sommier, Jean Tensi, and Azeddine Kourta. Controle fluidique du decollement sur un profil d'aile. 2005.
- [202] S. Bourgois, J. Favier, E. Sommier, J. Tensi, and F.S. Alvi. Etude expérimentale du contrôle des décollements de couche limite par aspiration et soufflage. 2005.
- [203] http://www.dassault-aviation.com.
- [204] A. Kourta and P. Gilliéron. Impact of the automotive aerodynamic control on the economic issues. Journal of Applied Fluid Mechanics, 2:69–75, 2009.
- [205] S.R. Ahmed, G. Ramm, and G. Faltin. Some salient features of the time-averaged ground vehicle wake. SAE technical paper series, 1984.

- [206] Mathieu Roumeas. Contribution a l'analyse et au controle des sillages de corps epais par aspiration ou soufflage continu. PhD thesis, Institut national polytechnique de toulouse, 2006.
- [207] Delphine Depeyras. Controles actifs et passifs appliqués a l'aérodynamique automobile. PhD thesis, Université de Bordeaux, 2009.
- [208] http://www.univ-orleans.fr/prisme.
- [209] A. Brunn and W. Nitsche. Active control of turbulent separated flows over slanted surfaces. International Journal of Heat and Fluid Flow, 27(5):748 – 755, 2006. Special issue of the 6th International Symposium on Engineering Turbulence Modelling and Measurements - ETMM6.
- [210] Christophe Bogey and Christophe Bailly. Effects of inflow conditions and forcing on subsonic jet flows and noise. AIAA Journal, 43:1000–1008, 2005.
- [211] Thomas Castelain. Controle de jet par microjets impactants. PhD thesis, Ecole Centrale de Lyon, 2006.
- [212] T. Castelain, M. Sunyach, D. Juvé, and J.-C. Béra. Jet-noise reduction by impinging microjets: an acoustic investigation testing microjet parameters. AIAA Journal, 46:1081–1087, 2008.
- [213] D. G. Crighton. Acoustics as a branch of fluid mechanics. Journal of Fluid Mechanics, 106:261?298, 1981.
- [214] M. Huet, B. Fayard, G. Rahier, and F. Vuillot. Numerical investigation of the micro-jets efficiency for jet noise reduction. AIAA 2009-3127, 15th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference, Miami, Florida, 2009.
- [215] Jeffrey P. Bons, Rolf Sondergaard, and Richard B. Rivir. The fluid dynamics of lpt blade separation control using pulsed jets. *Journal of Turbomachinery*, 124(1):77–85, 2002.
- [216] R. Sondergaard, R. Rivir, J. Bons, and N. Yurchenko. Control of separation in turbine boundary layers. AIAA 2004-2201, 2nd AIAA Flow Control Conference, Portland, Oregon, 2004.
- [217] Jeffrey P. Bons, Daniel Reimann, and Matthew Bloxham. Separated flow transition on an lp turbine blade with pulsed flow control. *Journal of Turbomachinery*, 130(2):021014, 2008.
- [218] Jin Woo Bae, Kenneth S. Breuer, and Choon S. Tan. Active control of tip clearance flow in axial compressors. *Journal of Turbomachinery*, 127(2):352–362, 2005.
- [219] Leticia Gimeno. Composant MEMS pour l'aéronautique. PhD thesis, Université de Lille 1, 2009.
- [220] John van Baar. Distributed thermal micro sensors for fluid flow. PhD thesis, University of Twente, 2002.
- [221] L. Giacchino and Yu-Chong Tai. Parylene-membrane piezoresistive pressure sensors with xef2-etched cavity. In Sensors, 2008 IEEE, pages 1568–1571, Oct. 2008.
- [222] Soon Yong Kweon, Si Kyung Choi, Seung Jin Yeom, and Jae Sung Roh. Platinum hillocks in pt/ti film stacks deposited on thermally oxidized si substrate. *Japanese Journal of Applied Physics*, 40(Part 1, No. 10):5850–5855, 2001.
- [223] Lennart Löfdahl and Mohamed Gad el Hak. Mems-based pressure and shear stress sensors for turbulent flows. *Measurement Science and Technology*, 10(8):665, 1999.
- [224] Yu-Hsiang Wang, Chang-Pen Chen, Chih-Ming Chang, Chia-Pin Lin, Che-Hsin Lin, Lung-Ming Fu, and Chia-Yen Lee. Mems-based gas flow sensors. *Microfluidics and Nanofluidics*, 6:333–346, 2009.
- [225] Chang Liu, Jin-Biao Huang, Zhenjun Zhu, Fukang Jiang, S. Tung, Yu-Chong Tai, and Chih-Ming Ho. A micromachined flow shear-stress sensor based on thermal transfer principles. *Microelectromechanical Systems, Journal of*, 8(1):90–99, Mar 1999.
- [226] K.R. Breuer. Mems sensors for aerodynamic applications the good, the bad and the ugly. In AIAA Paper 2000-0251. Aerosopace Sciences Meeting, 2000.

- [227] F. Mailly, A. Giani, R. Bonnot, P. Temple-Boyer, F. Pascal-Delannoy, A. Foucaran, and A. Boyer. Anemometer with hot platinum thin film. Sensors and Actuators A: Physical, 94(1-2):32 – 38, 2001.
- [228] J. Chen and Chang Liu. Development and characterization of surface micromachined, out-of-plane hotwire anemometer. *Microelectromechanical Systems, Journal of*, 12(6):979–988, Dec. 2003.
- [229] T. Yoshino, Y. Suzuki, N. Kasagi, and S. Kamiunten. Optimum design of microthermal flow sensor and its evaluation in wall shear stress measurement. In *Micro Electro Mechanical Systems*, 2003. MEMS-03 Kyoto. IEEE The Sixteenth Annual International Conference on, pages 193–196, Jan. 2003.
- [230] Delphine Meunier, Sedat Tardu, Dimitrios Tsamados, and Jumana Boussey. Realization and simulation of wall shear stress integrated sensors. *Microelectronics Journal*, 34(12):1129 – 1136, 2003. Thermal Investigations of integrated circuits and systems at Therminic 2002.
- [231] S. Haasl, D. Mucha, V. Chernoray, T. Ebefors, P. Enoksson, L. Lofdahl, and G. Stemme. Hybrid-mounted micromachined aluminum hotwires for wall shear-stress measurements. *Microelectromechanical Systems*, *Journal of*, 14(2):254–260, April 2005.
- [232] F. Kohl, R. Beigelbeck, S. Cerimovic, A. Talic, J. Schalko, and A. Jachimowicz. Comparison of the dynamic response of calorimetric and hot-film flow transducers. In *Sensors, 2007 IEEE*, pages 341–344, Oct. 2007.
- [233] I. Haneef, S.Z. Ali, F. Udrea, J.D. Coull, and H.P. Hodson. High performance soi-cmos wall shear stress sensors. In *Sensors*, 2007 IEEE, pages 1060–1064, Oct. 2007.
- [234] Qiao Lin, Fukang Jiang, Xuan-Qi Wang, Yong Xu, Zhigang Han, Yu-Chong Tai, James Lew, and Chih-Ming Ho. Experiments and simulations of mems thermal sensors for wall shear-stress measurements in aerodynamic control applications. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 14(12):1640, 2004.
- [235] F Haselbach and W Nitsche. Calibration of single-surface hot films and in-line hot-film arrays in laminar or turbulent flows. *Measurement Science and Technology*, 7(10):1428, 1996.
- [236] R. E. Oosterbroek, T. S. J. Lammerink, J. W. Berenschot, G. J. M. Krijnen, M. C. Elwenspoek, and A. van den Berg. A micromachined pressure/flow-sensor. Sensors and Actuators A: Physical, 77(3):167 – 177, 1999.
- [237] Basudam Adhikari and Sarmishtha Majumdar. Polymers in sensor applications. Progress in Polymer Science, 29(7):699 – 766, 2004.
- [238] Qiang Wang and Wen H. Ko. Modeling of touch mode capacitive sensors and diaphragms. Sensors and Actuators A: Physical, 75(3):230 – 241, 1999.
- [239] Wen H. Ko and Qiang Wang. Touch mode capacitive pressure sensors. Sensors and Actuators A: Physical, 75(3):242 – 251, 1999.
- [240] S. Yamamoto, O. Nakao, and H. Nishimura. Touch mode capacitive pressure sensor for passive tire monitoring system. In Sensors, 2002. Proceedings of IEEE, volume 2, pages 1582–1586 vol.2, 2002.
- [241] Hyung-Kew Lee, Sun-Il Chang, Seong-Jin Kim, Kwang-Seok Yun, Euisik Yoon, and Kyung-Hyun Kim. A modular expandable tactile sensor using flexible polymer. In *Micro Electro Mechanical Systems*, 2005. MEMS 2005. 18th IEEE International Conference on, pages 642–645, Jan.-3 Feb. 2005.
- [242] Jiangang Du, W.H. Ko, M. Mehregany, and C.A. Zorman. Poly-sic capacitive pressure sensors made by wafer bonding. In *Sensors, 2005 IEEE*, pages 4 pp.-, 30 2005-Nov. 3 2005.
- [243] R.G. Bolea, A. Luque, and J.M. Quero. Single-wafer pressure capacitive sensor. In Circuits and Systems, 2007. ISCAS 2007. IEEE International Symposium on, pages 3315–3318, May 2007.

- [244] Jeahyeong Han, Junghoon Yeom, Junghyun Lee, M.A. Shannon, and R.I. Masel. Smooth contact mode capacitive pressure sensor with polyimide diaphragm. In *Sensors, 2007 IEEE*, pages 1468–1471, Oct. 2007.
- [245] Li Chen and Mehran Mehregany. A silicon carbide capacitive pressure sensor for in-cylinder pressure measurement. Sensors and Actuators A: Physical, 145-146:2 – 8, 2008. Special Issue: Transducers/07 Eurosensors XXI, The 14th International Conference on Solid State Sensors, Actuators and Microsystems and the 21st European Conference on Solid-State Transducers, The 14th International Conference on Solid State Sensors, Actuators and Microsystems and the 21st European Conference on Solid-State Transducers.
- [246] Haojie Lv, Qiang Guo, and Guoqing Hu. A touch mode capacitive pressure sensor with long linear range and high sensitivity. In Nano/Micro Engineered and Molecular Systems, 2008. NEMS 2008. 3rd IEEE International Conference on, pages 796–800, Jan. 2008.
- [247] Y. Hezarjaribi, M.N. Hamidon, S.H. Keshmiri, and A.R. Bahadorimehr. Capacitive pressure sensors based on mems, operating in harsh environments. In *Semiconductor Electronics, 2008. ICSE 2008. IEEE International Conference on*, pages 184–187, Nov. 2008.
- [248] S.P. Lacour, J. Jones, S. Wagner, T. Li, and Z. Suo. Stretchable interconnects for elastic electronic surfaces. *Proceedings of the IEEE*, 93(8):1459–1467, Aug. 2005.
- [249] M. Woytasik, J.-P. Grandchamp, E. Dufour-Gergam, J.-P. Gilles, S. Megherbi, E. Martincic, H. Mathias, and P. Crozat. Two- and three-dimensional microcoil fabrication process for three-axis magnetic sensors on flexible substrates. *Sensors and Actuators A: Physical*, 132(1):2 – 7, 2006. The 19th European Conference on Solid-State Transducers.
- [250] Masashi Watanabe. Wrinkles formed on a thin gold film deposited onto stretched elastic substrates. Polymers for Advanced Technologies, 16, 2005.
- [251] Nicolas Tiercelin, Philippe Coquet, Ronan Sauleau, Vincent Senez, and Hiroyuki Fujita. Polydimethylsiloxane membranes for millimeter-wave planar ultra flexible antennas. Journal of Micromechanics and Microengineering, 16(11):2389–2395, 2006.
- [252] S. Hage-Ali, N. Tiercelin, P. Coquet, R. Sauleau, H. Fujita, V. Preobrazhensky, and P. Pernod. A millimeter-wave microstrip antenna array on ultra-flexible micromachined polydimethylsiloxane (pdms) polymer. *IEEE Antennas Wireless Propag. Lett.*, 8:1306–1309, 2009.
- [253] Muhamed Niklaus, Samuel Rosset, Massoud Dadras, Phillipe Dubois, and Herbert Shea. Microstructure of 5 kev gold-implanted polydimethylsiloxane. *Scripta Materialia*, 59(8):893 – 896, 2008.
- [254] Adam C. Siegel, Derek A. Bruzewicz, Douglas B. Weibel, and George M. Whitesides. Microsolidics: Fabrication of three-dimensional metallic microstructures in poly(dimethylsiloxane). Advanced Materials, 19, 2007.
- [255] Y.-H. Wen, G.Y. Yang, V.J. Bailey, G. Lin, W.C. Tang, and J.H. Keyak. Mechanically robust microfabricated strain gauges for use on bones. In *Microtechnology in Medicine and Biology*, 2005. 3rd *IEEE/EMBS Special Topic Conference on*, pages 302–304, May 2005.
- [256] F. Mailly, N. Dumas, N. Pous, L. Latorre, O. Garel, E. Martincic, F. Verjus, C. Pellet, E. Dufour-Gergam, and P. Nouet. Pirani pressure sensor for smart wafer-level packaging. *Sensors and Actuators A: Physical*, 156(1):201 – 207, 2009. EUROSENSORS XXII, 2008.
- [257] R. Puers, S. Reyntjens, and D. De Bruyker. The nanopirani–an extremely miniaturized pressure sensor fabricated by focused ion beam rapid prototyping. *Sensors and Actuators A: Physical*, 97-98:208 – 214, 2002.

- [258] B.C.S. Chou and Jin-Shown Shie. An innovative pirani pressure sensor. In Solid State Sensors and Actuators, 1997. TRANSDUCERS '97 Chicago., 1997 International Conference on, volume 2, pages 1465– 1468 vol.2, Jun 1997.
- [259] Marco Doms, Andre Bekesch, and Joerg Mueller. A microfabricated pirani pressure sensor operating near atmospheric pressure. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 15(8):1504–1510, 2005.
- [260] F.T. Zhang, Z. Tang, J. Yu, and R.C. Jin. A micro-pirani vacuum gauge based on micro-hotplate technology. Sensors and Actuators A: Physical, 126(2):300 – 305, 2006.
- [261] K. Khosraviani, Y. Ma, and A.M. Leung. Low-cost surface micromachined pirani pressure sensor with atmospheric pressure range. In *Electrical and Computer Engineering*, 2007. CCECE 2007. Canadian Conference on, pages 153–156, April 2007.
- [262] J. Mitchell, G.R. Lahiji, and K. Najafi. An improved performance poly si pirani vacuum gauge using heat distributing structural supports. In *Micro Electro Mechanical Systems*, 2005. MEMS 2005. 18th IEEE International Conference on, pages 291–294, Jan.-3 Feb. 2005.
- [263] Kourosh Khosraviani and Albert M Leung. The nanogap pirani a pressure sensor with superior linearity in an atmospheric pressure range. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 19(4):045007 (8pp), 2009.
- [264] Q. Li, J.F.L. Goosen, J.T.M. van Beek, and F. van Keulen. A novel soi pirani sensor with triple heat sinks. *Proceedia Chemistry*, 1(1):160 – 163, 2009. Proceedings of the Eurosensors XXIII conference.
- [265] Jinwen Zhang, Wei Jiang, Jilong Zhou, and Xin Wang. A simple micro pirani vasuum gauge fabricated by bulk micromachining technology. In Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems Conference, 2009. TRANSDUCERS 2009. International, pages 280–283, June 2009.
- [266] W. Jitschin and S. Ludwig. Dynamical behaviour of the pirani sensor. Vacuum, 75(2):169 176, 2004.
- [267] J. Töpfer and V. Christoph. Multi-pole magnetization of ndfeb sintered magnets and thick films for magnetic micro-actuators. Sensors and Actuators A: Physical, 113(2):257 – 263, 2004.
- [268] Arvi Kruusing. Optimizing magnetization orientation of permanent magnets for maximal gradient force. Journal of Magnetism and Magnetic Materials, 234(3):545 – 555, 2001.
- [269] Arvi Kruusing. Actuators with permanent magnets having variable in space orientation of magnetization. Sensors and Actuators A: Physical, 101(1-2):168 – 174, 2002.
- [270] C. H. Ko and J. C. Chiou. Optimal design of the magnetic microactuator using the genetic algorithm. Journal of Magnetism and Magnetic Materials, 263(1-2):38 – 46, 2003.
- [271] Benoit Lacroix. Normer pour mieux varier? La différenciation comportementale par les normes, et son application au trafic dans les simulateurs de conduite. PhD thesis, Université Lille 1, 2009.
- [272] J Fahrenberg, W Bier, D Maas, W Menz, R Ruprecht, and W K Schomburg. A microvalve system fabricated by thermoplastic molding. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 5(2):169, 1995.
- [273] O. Rötting, W. Röpke, H. Becker, and C. Gärtner. Polymer microfabrication technologies. *Microsystem Technologies*, 8, 2002.
- [274] http://www.analog.com.
- [275] M. Ghovanloo and K. Najafi. Fully integrated wideband high-current rectifiers for inductively powered devices. Solid-State Circuits, IEEE Journal of, 39(11):1976 – 1984, nov. 2004.
- [276] Jie Wu, Victor Quinn, and Gary H. Bernstein. An inductive link with integrated receiving coil?coupling coefficient and link efficiency. *Journal of Computational Electronics*, 4:221–230, 2005.

- [277] Philippe Basset. Conception, réalisation ettest d'un microsystème de transport alimenté à distance. PhD thesis, ISEN, 2003.
- [278] P. Mohseni and K. Najafi. A 1.48-mw low-phase-noise analog frequency modulator for wireless biotelemetry. *Biomedical Engineering, IEEE Transactions on*, 52(5):938-943, may 2005.
- [279] H.M. Lu, C. Goldsmith, L. Cauller, and Jeong-Bong Lee. Mems-based inductively coupled rfid transponder for implantable wireless sensor applications. *Magnetics, IEEE Transactions on*, 43(6):2412–2414, June 2007.
- [280] P. Mohseni, K. Najafi, S.J. Eliades, and Xiaoqin Wang. Wireless multichannel biopotential recording using an integrated fm telemetry circuit. Neural Systems and Rehabilitation Engineering, IEEE Transactions on, 13(3):263-271, sept. 2005.
- [281] A.M. Sodagar, K.D. Wise, and K. Najafi. A wireless implantable microsystem for multichannel neural recording. *Microwave Theory and Techniques*, *IEEE Transactions on*, 57(10):2565–2573, oct. 2009.
- [282] K-S Yang, I-Y Chen, B-Y Shew, and C-C Wang. Investigation of the flow characteristics within a micronozzle/diffuser. Journal of Micromechanics and Microengineering, 14(1):26–31, 2004.
- [283] Peng-Fei Hao, Ying-Tao Ding, Zhao-Hui Yao, Feng He, and Ke-Qin Zhu. Size effect on gas flow in micro nozzles. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 15(11):2069, 2005.
- [284] W.F. Louisos and D.L. Hitt. Optimal expansion angle for viscous supersonic flow in 2-d micro-nozzles. AIAA 2005-5032, 35th AIAA Fluid Dynamics Conference and Exhibit, Toronto, Ontario, 2005.
- [285] Yixian Ge, Ming Wang, Xuxing Chen, and Hua Rong. An optical mems pressure sensor based on a phase demodulation method. Sensors and Actuators A: Physical, 143(2):224 – 229, 2008.
- [286] G.C. Hill, R. Melamud, F.E. Declercq, A.A. Davenport, I.H. Chan, P.G. Hartwell, and B.L. Pruitt. Su-8 mems fabry-perot pressure sensor. Sensors and Actuators A: Physical, 138(1):52 – 62, 2007.
- [287] Hosokawa K., Hanada K., and Maeda R. A polydimethylsiloxane (pdms) deformable diffraction grating for monitoring of local pressure in microfluidic devices. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 12:1–6(6), 2002.
- [288] H. Ouyang, M. Christophersen, R. Viard, B. L. Miller, and P. M. Fauchet. Macroporous silicon microcavities for macromolecule detection. Advanced Functional Materials, 15:1851–1859, 2005.

Dispositifs fluidiques de contrôle actif d'écoulements à base de Microsystèmes Magnéto-Electro-mécanique (MMEMS) (conception, réalisation, tests)

Dans ce mémoire, une étude des conditions de contrôles d'écoulements aérodynamiques par des réseaux de générateurs de tourbillons fluidiques pulsés est menée pour établir un cahier des charges des micro-actionneurs instrumentés de faible coût, indispensables à la réalisation de ce type de contrôle actif à l'échelle industrielle. Une discussion des problématiques rencontrées dans la mise en place de ces dispositifs permet de définir des solutions techniques pertinentes.

Une micro-valve encapsulée, constituée d'un canal micro-fluidique en silicium dont l'ouverture est contrôlée par un résonateur annulaire en PDMS, actionnée par différents dispositifs macroscopiques magnétiques, est alors modélisée, fabriquée et caractérisée. Le dispositif permet de générer des jets d'air pulsés complètement contrôlés jusqu'à des vitesses de 150m/s sur la gamme de fréquence [0; 500 Hz].

Des réseaux de ces micro-actionneurs polyvalents sont ensuite utilisés en soufflerie pour démontrer sur différents profils aérodynamiques classiques l'intérêt du contrôle par jet pulsé. Le recollement du flux d'air décollé est obtenu sur chacune de ces maquettes pour des conditions réalistes et avec un rendement fluidique supérieur à celui des jets continus.

Un débitmètre massique composé d'un capteur de température, d'un capteur de frottement pariétal et d'un capteur de pression de type Pirani, réalisés dans le même procédé de fabrication, est intégré au micro-actionneur. Il permet de caractériser in-situ les jets d'air produits.

Enfin un prototype répondant complètement au cahier des charges industriel est obtenu. Sa taille est minimisée par l'optimisation de l'actionneur grâce à un algorithme génétique.

Flow control fluidic actuators based on Magnetic Micro-Electro-Mechanical Systems (MMEMS) (design, fabrication, tests)

This thesis starts with a study of aerodynamic flow control conditions by arrays of pulsed fluidic vortex generators. Detailed specifications are synthesised for the conception of low cost, sensors equipped, micro-actuators required to manage industrial scale active flow control experiments. Devices implementation is discussed to define relevant technical solutions.

A packaged micro valve is modelled, fabricated and characterized. It is composed of a micro fluidic channel modulated by an annular membrane resonator made of PDMS. The membrane is controlled by different kinds of magnetic actuation. Fully controlled pulsed air jets are obtained in the frequency range [0; 500 Hz] with velocities up to 150 m/s.

Arrays of these micro actuators are used in wind tunnel experiments to demonstrate the ability of pulsed jet to manage control on a wide range of classical separated flows. Reattachment is achieved under industrial flow conditions with improved fluidic yield compared to continuous jets.

A mass flow meter constituted of a thermal sensor, a shear flow sensor and a Pirani pressure sensor, all of them build in a single fabrication step, is integrated in the micro-actuator. It allows in-situ characterization of the produced air jets.

Finally, a fully satisfying demonstrator is obtained. Its sized is minimized through the use of a genetic algorithm.