



HAL
open science

Conception, caractérisation et modélisation : fiabilité prédictive de MEMS à actionnement électrothermique

Sylvaine Muratet

► **To cite this version:**

Sylvaine Muratet. Conception, caractérisation et modélisation : fiabilité prédictive de MEMS à actionnement électrothermique. Micro et nanotechnologies/Microélectronique. INSA de Toulouse, 2005. Français. NNT: . tel-00011349

HAL Id: tel-00011349

<https://theses.hal.science/tel-00011349>

Submitted on 11 Jan 2006

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.

Thèse

Préparée au Laboratoire d'Analyse et d'Architecture des Systèmes du CNRS

En vue de l'obtention du Doctorat de l'Institut National des Sciences Appliquées de Toulouse

Ecole doctorale : Génie Electrique, Electronique, Télécommunications

Spécialité : Conception des Circuits Microélectroniques et Microsystèmes

Par **Sylvaine MURATET**

Conception, caractérisation et modélisation : Fiabilité prédictive
de MEMS à actionnement électrothermique

Soutenue le 24 novembre 2005 devant le jury :

Président	J.M. DILHAC
Directeur de thèse	J.Y. FOURNIOLS
Rapporteurs	T. KAZMIERSKI C. PELLET
Examineurs	M. DESMULLIEZ D. ESTEVE
Invité	J. OUDINOT

Rapport LAAS N°

REMERCIEMENTS

Les travaux présentés dans ce manuscrit ont été effectués au Laboratoire d'Analyse et d'Architecture des Systèmes du Centre National de la Recherche Scientifique (LAAS-CNRS), dirigé au cours de mon doctorat successivement par MM. Jean-Claude Laprie et Malik Ghallab, que je tiens à remercier cordialement pour leur accueil.

J'adresse également mes plus sincères remerciements à Mme Anne-Marie Gué, directeur de recherche au CNRS et responsable du groupe Microsystèmes et Intégration des Systèmes, pour m'avoir acceptée au sein de son équipe.

Je suis également reconnaissante pour le temps et le travail accordés par l'ensemble des membres du jury de ma thèse :

- M. Marc Desmulliez, maître de conférences à l'université Heriot-Watt, Grande-Bretagne ;
- M. Jean-Marie Dilhac, professeur à l'Institut National des Sciences Appliquées, Toulouse ;
- M. Daniel Estève, directeur de recherche au CNRS ;
- M. Tom Kazmierski, professeur à l'université de Southampton, Grande-Bretagne ;
- M. Jean Oudinot, Directeur Marketing Technique, Mentor Graphics ;
- M. Claude Pellet, professeur à l'université de Bordeaux 1.

En particulier, je remercie MM. T. Kazmierski et C. Pellet d'avoir accepté d'être les rapporteurs de cette thèse.

Je tiens à remercier M. Jean-Yves Fourniols, mon directeur de thèse, pour la confiance qu'il m'a accordée les yeux (presque) fermés, mais aussi pour le temps nécessaire qu'il a su trouver malgré ses nombreuses responsabilités. Je lui exprime particulièrement ma reconnaissance pour tous ses encouragements, aussi bien professionnels que personnels, qui m'ont été d'un grand secours au cours des moments difficiles rencontrés dans la préparation de ce doctorat.

Je veux également remercier les personnes directement liées à mes travaux. Tout d'abord, M. Abdelkader Aliane qui m'a particulièrement aidée au cours de son stage de DEA, M. Srikanth Lavu pour le partage de nos expériences de thèse dont le sujet est très proche, et surtout pour son aide linguistique (Thanks Srikanth !), mais aussi M. Antoine Marty pour toutes les discussions rassurantes et constructives que nous avons eues.

Merci à M. Vincent Nicomette pour son amitié, sa présence rassurante et sa bonne humeur, mais aussi à M. Christophe Chassot pour son rôle de « lièvre » aussi bien dans la course à pied que dans la rédaction de nos manuscrits. Je tiens aussi à remercier les autres personnes du LAAS qui m'ont permis d'avoir un cadre de travail agréable, en particulier Mme Nicole Higounet qui m'a accompagnée dans les démarches administratives tout au long de mon séjour au LAAS ; M. Christian Berty qui a toujours été disponible pour faire des reliures de dernières minutes ou pour discuter quand le besoin s'en faisait sentir ; Mme Corinne Moulin, M. Eric Le Denmat qui ont toujours su trouver les bons mots pour remonter le moral lorsque cela était nécessaire ; et enfin M. Daniel Daurat pour son soutien technique audiovisuel. Merci également aux autres personnes que j'ai côtoyées au cours de ces années passées au LAAS : Petra (pour son accueil et sa disponibilité au cours de mon DEA), Alex (pour sa présence dans ma découverte des MEMS et de l'outil Cadence), Léo (pour son aide dans la réalisation des circuits électroniques et des PCB), mais aussi Abdelelah, Daniela, M. Camon, Christophe, Nicolas R., Yann, Nicolas L., Samuel, ...

Je souhaite remercier très sincèrement tous mes proches (mes parents, mon frère, pépé, M. et Mme Alain et Monique Auriol, Olivier) qui m'ont accompagnée avec beaucoup de patience dans cette aventure éprouvante qu'est la préparation d'un doctorat et qui ont fait preuve d'une grande confiance envers le parcours que j'ai choisi.

Enfin, je tiens à terminer ces remerciements par une pensée très importante à mes yeux pour Guillaume dont la présence et les encouragements m'ont été précieux pour arriver au terme de la préparation de ce doctorat, et qui restera mon indispensable force personnelle pour la réalisation de tous mes (et nos) projets.

T A B L E D E S M A T I E R E S

Introduction générale	1
<i>1 La fiabilité des microsystemes</i>	<i>1</i>
1. Les microsystemes	1
2. La fiabilité des microsystemes	2
<i>2 Problématique</i>	<i>3</i>
1 Description	3
2 Problèmes	3
<i>3 Solution proposée et démarche adoptée</i>	<i>3</i>
Chapitre 1 État de l'art	5
<i>1 Fiabilité des microsystemes</i>	<i>5</i>
1 Les différentes approches	5
1.1 Fiabilité d'un procédé technologique	5
1.2 Fiabilité d'un système complet	6
2 Les mécanismes de défaillance des microsystemes	6
2.1. Les mécanismes de défaillance issus de la fabrication	7
2.2. Les mécanismes de défaillance induits par le fonctionnement	8
3. Conclusion	10
<i>2 Notre méthodologie d'étude de la fiabilité</i>	<i>10</i>
<i>2 Les actionneurs microsystemes</i>	<i>12</i>
1. Les différents types d'actionnement dans les microsystemes	12
2. L'actionnement électrostatique	13
2.1. Phénomènes physiques	13
2.2. Exemples de structures	15
2.2.1. Les miroirs électrostatiques	15
2.2.2. Les actionneurs électrostatiques	16
2.2.3. Les moteurs électrostatiques	16
2.3. Conclusion	17
3. L'actionnement électrothermique	17
3.1. Phénomènes physiques	18
3.2. Exemples de structures	19
3.2.1. Les actionneurs verticaux	19
3.2.2. Les actionneurs en forme de U	21
3.2.3. Les actionneurs en chevron	22
4. Conclusion	22

Chapitre 2	Modélisation des actionneurs électrothermiques	25
1	<i>Les techniques de modélisation des microsystèmes</i>	25
1	La modélisation aux éléments finis	26
2	La modélisation analytique	27
3	La modélisation par équivalent électrique	28
4	Conclusion	28
2	<i>L'actionneur électrothermique en forme de U</i>	28
1	Principe de fonctionnement de l'actionneur	28
2	Modélisation aux éléments finis	29
2.1	Construction du modèle	30
2.2	Les résultats de la modélisation	32
2.3	Exploitation du modèle	34
3	Modélisation analytique de l'actionneur	35
3.1	La modélisation électrothermique	35
3.1.1	Les équations mathématiques	35
3.1.2	Les résultats des simulations	42
3.2	La modélisation thermomécanique	47
3.2.1	La modélisation basée sur une méthode énergétique	47
3.2.2	Application à l'actionneur électrothermique en forme de U	49
3.2.3	Les résultats des simulations	51
4	Modélisation analytique de l'actionneur avec le langage VHDL-AMS	54
4.1	La modélisation électrothermique	54
4.1.1	Le circuit électrique équivalent	54
4.1.2	Les résultats des simulations	57
4.2	La modélisation thermomécanique	60
5	Etude de la sensibilité du modèle vis-à-vis des paramètres d'entrée du modèle	61
5.1	Définition	62
5.2	Phénomènes physiques liés à la variation des paramètres d'entrée du modèle	63
5.3	Sensibilités des différents paramètres d'entrée du modèle analytique de l'actionneur électrothermique en forme de U	64
5.3.1	Remarque sur le rapport $\eta = l_c / l_h$	64
5.3.2	La longueur de l'actionneur, l_h	65
5.3.3	La largeur du bras chaud, w_h	67
5.3.4	La largeur du bras froid, w_c	69
5.3.5	La largeur du bras flexion, w_f	70
5.3.6	La largeur du bras de jonction, w_j	71
5.3.7	L'espacement entre les deux bras, g	71

5.3.8. L'épaisseur de la couche structurale, h	73
5.3.9. La distance entre l'actionneur et le substrat, t_v	75
5.3.10. La résistivité du niveau structurel à température ambiante, ρ_0	75
5.3.11. Le coefficient d'expansion thermique, TCE	76
5.3.12. La conductivité thermique du niveau structurel, k_p	77
5.3.13. La conductivité thermique du milieu ambiant, k_v	78
5.4 Classement des paramètres en fonction de la sensibilité du modèle	78
5.5 Conclusion	80
Chapitre 3 Conception et caractérisation des véhicules de test.....	83
1 Introduction	83
2 Les technologies utilisées	83
1 La technologie polyMUMPS de Memscap	83
2 La technologie Epi-SOI de TRONIC'S Microsystems	87
3 Les véhicules de test	90
1 Le véhicule de test « Memscap2003 »	90
2 Le véhicule de test « Memscap2004 »	93
3 Le véhicule de test « MPW2004 »	94
4 Nomination des actionneurs électrothermiques.....	95
5 Conclusion.....	96
4 Les tests de caractérisation	96
1 Présentation du banc de test	97
2 Le déroulement des tests de caractérisation	100
3 Logiciel de traitement des images prises pendant les tests.....	100
3.1 Calcul de la taille du pixel	101
3.2 Extraction de la pointe de l'actionneur.....	103
3.3 Traitement sur les valeurs de l'intensité lumineuse de la pointe de l'actionneur.....	104
3.4 Calcul du déplacement.....	105
3.5 Tracé du déplacement en fonction de l'indice des photos.....	105
5 Validation du modèle analytique de l'actionneur électrothermique en forme de U.....	106
1 Modélisation avec les valeurs classiques des paramètres géométriques et technologiques.....	106
2 Détermination des dimensions réelles des actionneurs et caractérisation de la surgravure.....	109
3 Détermination de la résistivité à température ambiante et du coefficient de variation de la résistivité avec la température	112
4 Evaluation du TCE et prise en compte de la variation du TCE avec la température	116
6 Etude sur l'influence de la pression sur le fonctionnement des actionneurs électrothermiques en forme de U	119

7 Conclusion.....	120
Chapitre 5 Etude de la fiabilité des actionneurs électrothermiques en forme de U	121
1 Introduction	121
2 Particularités observées pendant les tests	121
1 Le « back bending »	121
2 Adhésion de l'actionneur avec le substrat	123
3 Flambement du bras chaud.....	124
3 Les tests de vieillissement	127
1 Le protocole de test et définition du critère de vieillissement	127
2 Les influences du vieillissement sur la structure et son comportement.....	128
3 Présentation des résultats	129
3.1 Le vieillissement est-il dépendant de la forme du signal appliqué ?	129
3.2 Le vieillissement dépend-il de l'épaisseur du niveau structurel choisi pour fabriquer la structure ?.....	131
4 Conseils de conception pour allonger la durée de vie de l'actionneur	132
4.1 Influence de la présence d'une couche de poly0 sous l'actionneur.....	132
4.2 Influence de la résistance à vide de l'actionneur.....	134
4 Modèle empirique du vieillissement	135
5 Signature électrique du vieillissement de l'actionneur électrothermique en forme de U ?	136
6 Conclusion.....	137
Conclusion générale et Perspectives.....	139
1 Conclusion.....	139
2 Principales perspectives	140
Bibliographie de l'auteur.....	145
Annexes.....	147
1. Code des modèles VHDL-AMS mis en place	147
1.1 Modèle du comportement électrothermique d'un élément discret	147
1.2 Modèle du comportement électrothermique d'un pont suspendu contenant 10 éléments discrets	147
1.3 Modèle complet de l'actionneur électrothermique en forme de U	150
2. Calcul de la flèche d'un actionneur électrothermique en forme de U soumis à l'accélération gravitationnelle.....	152
2. Calcul de la déflexion d'une poutre sous l'action d'une force extérieure	154

Introduction générale

A travers cette introduction générale, nous allons donner le cadre dans lequel s'inscrivent les travaux présentés dans ce manuscrit. Ce sera donc l'occasion de donner une première idée de ce qu'est la fiabilité des microsystèmes et de la méthodologie que nous avons cherché à mettre en place au cours de cette thèse.

1 La fiabilité des microsystèmes

Les travaux de cette thèse sont centrés sur l'étude de la fiabilité des microsystèmes. Les microsystèmes seront donc présentés dans un premier temps avant d'aborder leur étude de la fiabilité.

1. Les microsystèmes

Plusieurs définitions sont utilisées pour désigner ces systèmes fabriqués à l'échelle microscopique. La Figure 1 fournit l'exemple d'une fourmi tenant un rotor de moteur (photo utilisée pour la couverture du livre Lee, H.H., *Fundamentals of Microelectronics Processing*, McGraw-Hill, 1990) mais aussi l'exemple d'une mite « jouant » avec un système d'engrenage. Les microsystèmes, au sens de la définition européenne, sont des systèmes miniaturisés intelligents qui combinent des capteurs et des actionneurs à des fonctions de traitement du signal et de l'information. Ce terme laisse donc apparaître la notion de multidisciplinarité propre à ces systèmes. En effet, les signaux utilisés sont aussi bien mécaniques, électroniques qu'optiques, thermiques,... Il faut noter que les américains utilisent l'acronyme MEMS qui signifie *Micro Electro Mechanical Systems*.

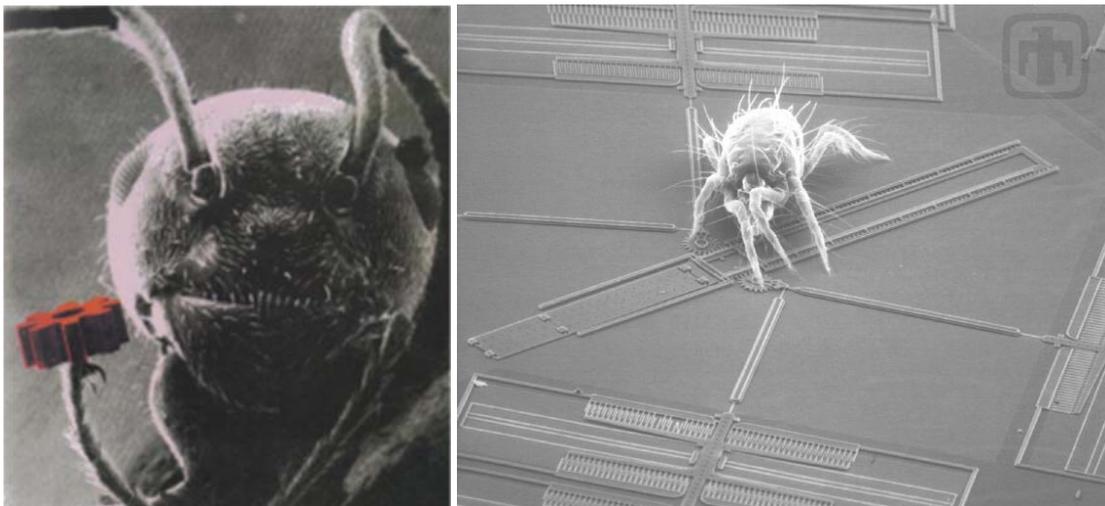


Figure 1 : Illustration de la taille des microsystèmes : fourmi soulevant un rotor de moteur [Lee1990] et un acarien « jouant » avec un système d'engrenage [Sandia2005].

Si l'on cherche à dater l'origine des microsystèmes (et plus précisément des « nanosystèmes »), on pourrait citer une conférence donnée par le professeur Richard P. Feynman [Feynman1959] au cours de la réunion annuelle de l'American Physical Society en 26 décembre 1959. Le titre de son allocution « *There's a Plenty of Room at the Bottom* » que l'on peut traduire par « *Il y a plein d'espace en bas de l'échelle* », avait pour but d'attirer l'attention sur l'intérêt de la miniaturisation non pas en terme de taille ou de volume, mais sur le fait que la miniaturisation d'un système rend possible la multiplication des fonctions réalisées par celui-ci.

Les développements de la micro-mécanique sont basés sur les matériaux de la microélectronique, comme le silicium et le polysilicium, qui possèdent des propriétés mécaniques intéressantes pour les applications visées. En effet, ces matériaux ont des modules de Young très élevés et ils travaillent presque toujours dans le domaine élastique et non plastique.

Les années 1990 ont vu l'explosion des applications industrielles et l'apparition des technologies standardisées utilisées pour les différentes applications. C'est ainsi que les premiers miroirs électrostatiques ont été développés par Texas Instruments pour créer les vidéo-projecteurs, ou encore les premiers accéléromètres fabriqués par Analog Device pour leur utilisation dans les airbags.

En conclusion, les microsystèmes présentent des avantages de taille (miniaturisation), de multidisciplinarité, de consommation ... et commencent à être utilisés au niveau industriel.

2. La fiabilité des microsystèmes

Mais les microsystèmes n'échappent pas à l'étape cruciale de l'étude de la fiabilité. Pour définir la fiabilité d'un tel système, il faut recenser les mécanismes de défaillances introduisant un comportement défaillant du dispositif à plus ou moins long terme. Par des études statistiques, l'analyse de la fiabilité permet donc de déterminer la durée de vie moyenne du composant. C'est ainsi qu'en microélectronique, on se base sur un grand nombre de composants et sur des études statistiques pour déterminer leurs durées de vie.

Cependant dans le domaine des microsystèmes, en l'état actuel des recherches, les travaux portent encore sur l'identification des mécanismes de défaillance. Pour cela, les structures sont observées en fin de fabrication mais aussi pendant des tests de vieillissement accélérés.

A partir de ces observations menées à l'aide de microscope optique ou microscope électronique à balayage (MEB), ou encore de découpe au microscope à faisceau d'ions focalisés (FIB), des listes de défaillances ont été établies pour les différents types de technologies [Charlot2001] ou encore suivant les origines des défauts.

Les études de la fiabilité des microsystèmes semblent donc prendre le chemin de la microélectronique avec l'identification des mécanismes de défaillance puis l'étude statistique d'apparition de ces défauts sur un grand échantillon de structures.

Il n'existe donc pas de méthode d'étude de fiabilité spécifique au cas de microsystemes en dehors de l'étude statistique d'apparition de défauts préalablement identifiés.

2 Problématique

1 Description

Cependant ces techniques issues de la microélectronique, basées sur des études statistiques, nécessitent une grande quantité d'échantillons. Elles ne peuvent donc être menées que pour des systèmes fabriqués en grande quantité. Il s'agit par exemple des microsystemes peu chers ou bien des MEMS industrialisés (tels que les micro-miroirs de Texas Instrument).

La problématique de notre travail se situe donc au niveau de l'étude de la fiabilité des microsystemes qui ne peuvent pas être fabriqués en grande quantité. C'est par exemple le cas des microsystemes fabriqués et testés en laboratoire avant leur éventuelle commercialisation.

2 Problèmes

Pour pouvoir étudier la fiabilité d'un microsysteme à forte valeur ajoutée, il faut pouvoir résoudre deux problèmes avant sa fabrication. Il s'agit de prédire son fonctionnement pour pouvoir l'optimiser à la fois en fonction de sa fonction attendue et de la durée de vie désirée.

En résolvant ces problèmes avant la fabrication du microsysteme ou en minimisant les cycles de fabrication, cela permet de réduire le coût de sa conception. Cela répond donc à la problématique de l'étude de la fiabilité des microsystemes fabriqués en faible quantité.

3 Solution proposée et démarche adoptée

La solution proposée dans cette thèse pour répondre à ces problèmes est une méthodologie de conception prenant appui sur un prototype virtuel. Il s'agit donc de créer un modèle virtuel du système pour pouvoir l'optimiser avant sa fabrication.

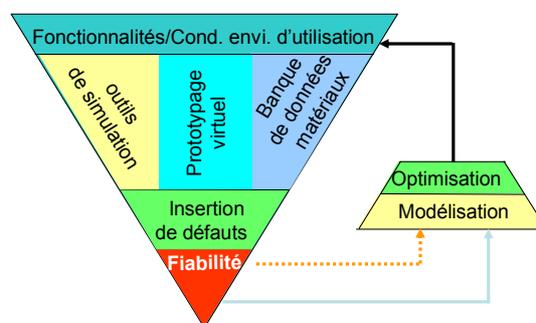


Figure 2 : Description de la méthodologie de l'analyse prédictive de fiabilité et d'optimisation des MEMS.

Dans le but d'atteindre cet objectif, la démarche suivante va être adoptée :

- Dans un premier temps, nous aborderons les premiers travaux réalisés sur la fiabilité des microsystèmes. Ce sera l'occasion de lister les mécanismes de défaillance identifiés dans les microsystèmes à ce jour, de présenter plus en détail notre méthodologie d'analyse de la fiabilité des microsystèmes et de terminer sur le choix d'une structure à actionnement électrothermique qui sera utilisée dans la suite des travaux pour montrer la faisabilité de cette méthodologie.
- Dans un deuxième temps, nous présenterons la modélisation de l'actionneur électrothermique en forme de U. Cela permettra d'aborder les différents outils de modélisation des microsystèmes : éléments finis mais aussi et surtout l'utilisation du langage VHDL-AMS. Cette partie sera complétée par l'étude de la sensibilité du modèle afin d'identifier les paramètres influents.
- Dans un troisième temps, nous traiterons de la réalisation et de la caractérisation des véhicules de test. Pour cela, nous décrirons les procédés technologiques utilisés et les véhicules de test conçus. Au sujet des tests, nous présenterons le banc utilisé pour la caractérisation des structures ainsi que les résultats de validation du modèle analytique.
- Enfin, nous aborderons des analyses de la fiabilité que nous avons menées sur l'actionneur électrothermique en forme de U qui permettront de conclure sur un modèle empirique du vieillissement de cette structure et sur un paramètre électrique permettant de prédire le vieillissement de la structure.
- Ce document se termine par la présentation des conclusions et des principales perspectives

Chapitre 1 État de l'art

1 Fiabilité des microsystemes

Le but de cette partie est de poser la question de l'étude de la fiabilité des MEMS. En effet, pour tout système, l'étude de la fiabilité est une étape importante pour pouvoir passer du stade du laboratoire aux applications industrielles. Les critères utilisés pour faire de l'étude de la fiabilité dans le domaine de la microélectronique sont le MTTF¹ et le FIT². Ces critères sont déterminés par des études statistiques sur un grand nombre d'échantillons. Cette approche n'est donc pas applicable au cas des MEMS à forte valeur ajoutée (i.e. de laboratoire).

La problématique de la fiabilité des microsystemes se situe donc plutôt dans l'identification [Charlot2001] et la compréhension [Millet2003] des mécanismes de défaillance afin d'optimiser la conception et la fabrication, pour ensuite envisager l'étude de la fiabilité.

Dans cette partie, nous allons, dans un premier temps, décrire les deux méthodes utilisées à ce jour pour réaliser une étude de fiabilité des microsystemes pour ensuite, dans une seconde partie, lister et tenter de décrire les mécanismes de défaillance identifiés sur les microsystemes.

1 Les différentes approches

Estimer la fiabilité d'un microsysteme est une étape primordiale dans la phase de développement d'un produit. Néanmoins, cette étape s'avère difficile compte tenu du nombre important de facteurs influents : problèmes de conception, de fabrication, de manipulation ou d'utilisation.

Les travaux publiés jusqu'à aujourd'hui sur la fiabilité des microsystemes peuvent être scindés en deux parties : ceux qui s'intéressent à un procédé de fabrication et ceux qui traitent du système complet.

1.1 Fiabilité d'un procédé technologique

Dans le premier cas, il s'agit de caractériser les procédés technologiques proposés pour réaliser des microsystemes. Cela revient à caractériser les paramètres géométriques et mécaniques de briques élémentaires telles que les poutres cantilevers, les membranes ou encore les ponts. En fonction de cette caractérisation, le rendement de la fabrication pourra être déterminé. Ce même principe est utilisé en microélectronique avec les WLR³ correspondant à la caractérisation de structures de test se

¹ Mean-Time-To-Failure ou temps moyen menant à la défaillance

² Failure-In-Time ; 10 FITs est équivalent à 10⁻⁸ défaillances par heure

³ Wafer Level Reliability

trouvant parmi d'autres systèmes sur un substrat. Ces tests permettent de déterminer des zones défaillantes à la fin d'un procédé de fabrication. Dans le cas des microsystèmes, il s'agira de caractériser les procédés technologiques en mesurant les paramètres technologiques des matériaux comme le module de Young, le stress interne dans les couches, les conductivités thermiques,...

Vue sous cet angle, l'étude de la fiabilité se contente de valider un procédé technologique. Mais il n'y est pas question de regarder le fonctionnement des systèmes fabriqués. C'est ce qui est traité dans la seconde approche de l'étude de la fiabilité des microsystèmes.

1.2 Fiabilité d'un système complet

Une fois que la technologie de fabrication est caractérisée et fiabilisée, il est nécessaire d'étudier la fiabilité propre du microsystème, c'est à dire celle qui est liée directement à son utilisation et à son domaine environnemental d'utilisation. On peut alors se confronter à un cahier des charges dépendant de la fonction à remplir par le microsystème mais aussi et surtout du nombre de cycles de fonctionnement minimum garanti. Il faut alors trouver une méthode pour respecter ce cahier des charges.

La première solution [Dardalhon2003] est (1) d'évaluer un nombre important d'échantillons sous différentes conditions environnementales de fonctionnement afin d'obtenir des résultats statistiques, (2) créer des modèles de fiabilité prédictifs pour permettre la quantification de la fiabilité sous ces différentes conditions, et (3) de réaliser des tests de vieillissement à grande échelle pour venir valider la fiabilité des produits.

La deuxième possibilité est d'estimer la durée de vie du composant à travers la modélisation des mécanismes de défaillance tout en prenant en compte les contraintes d'exploitation.

Mais quelle que soit l'approche choisie pour étudier la fiabilité d'un microsystème, il est nécessaire de connaître les mécanismes de défaillances.

2 Les mécanismes de défaillance des microsystèmes

Nous allons donc dans cette partie lister les mécanismes de défaillance identifiés à ce jour sur les microsystèmes.

Même si les procédés technologiques utilisés pour fabriquer les microsystèmes sont proches de la microélectronique, la pluridisciplinarité et l'hétérogénéité des matériaux utilisés génèrent des mécanismes de défaillance différents de ceux de la microélectronique classique.

Tout comme les approches possibles de l'étude de la fiabilité des microsystèmes, les mécanismes de défaillance peuvent être classés en deux catégories suivant qu'ils soient induits par la fabrication ou par les conditions de fonctionnement.

2.1. Les mécanismes de défaillance issus de la fabrication

Les étapes technologiques d'un procédé basé sur du micro usinage de surface sont : oxydation, dépôt, photolithographie, attaque chimique, implantation ionique, recuit, gravure humide. Toutes ces étapes peuvent engendrer divers défauts [Castillejo1998]. On peut, entre autres, lister :

- *Le collage* : le collage peut se faire entre deux structures ou entre une structure et le substrat. Il peut être dû :
 - o aux forces d'attraction exercées pendant le séchage de la structure, après libération des structures ;

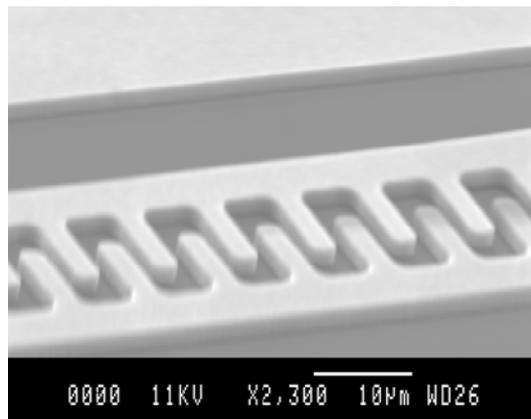


Figure 3 : Collage d'un peigne d'accéléromètre avec le substrat.

- o à cause d'une mauvaise gravure de la couche structurale

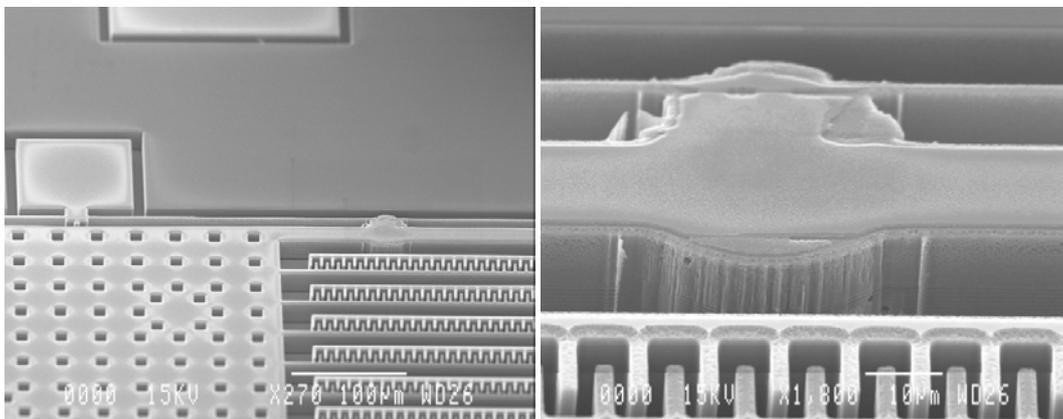


Figure 4 : Collage entre les deux bras de ressort d'un accéléromètre dû à un problème de gravure de la couche de silicium.

- *Fractures* : des problèmes d'alignement des masques au cours des étapes de lithographie ou encore une surgravure peuvent entraîner des ruptures de parties suspendues :

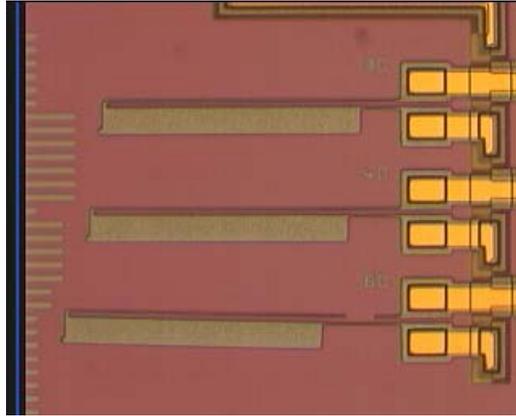


Figure 5 : Rupture d'un bras d'un actionneur électrothermique suite à des problèmes de gravure ou d'alignement des masques de lithographie.

- *Les contraintes résiduelles* : quand les couches de polysilicium sont déposées, elles présentent fréquemment des contraintes internes résiduelles. Les procédés technologiques employés cherchent naturellement à minimiser ces contraintes. Mais au moment de la libération des couches sacrificielles, les structures vont se déformer sous l'effet de ces contraintes internes. La Figure 6 montre une photo MEB d'un miroir électrostatique dont on aperçoit la déformation de la membrane sous l'effet des contraintes internes du matériau. Ces déformations peuvent entraîner des problèmes de non-alignement de structures (peignes interdigités), de collage par adhésion ou de court-circuit électrique.

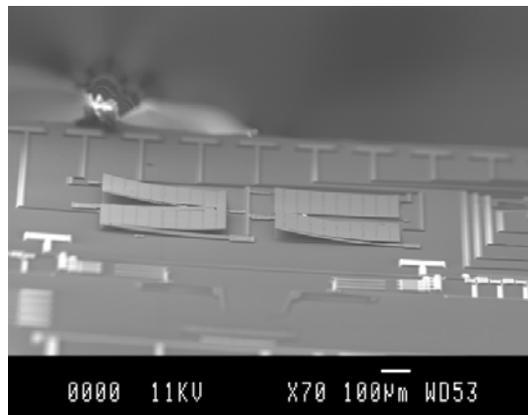


Figure 6 : Exemple de membranes de miroirs électrostatiques déformées sous l'effet des contraintes internes à la couche structurelle.

2.2. Les mécanismes de défaillance induits par le fonctionnement

Différents travaux ont été réalisés pour identifier et classer les mécanismes de défaillance liés à l'utilisation des microsystemes. On peut citer entre autres les travaux des laboratoires Sandia [Sandia2005] qui ont permis de classer les mécanismes de défaillance suivant le mode de fonctionnement de la structure (par exemple avec ou sans frottements).

Parmi les mécanismes mis à jour, on peut en citer quelques uns :

- *La fatigue* : C'est un phénomène lié aux efforts mécaniques subis par le matériau et qui tend à diminuer sa résistance à la rupture en fonction du temps. De nombreux travaux ont été réalisés pour évaluer cette dégradation en fonction du nombre de cycles de fonctionnement [Kapels2000] , [Bagdahn2001] , ou encore [Muhlstein2000] . Cette diminution de la résistance à la rupture peut entraîner des erreurs de fonctionnement des microstructures avec, par exemple, des propagations de fissures.
- *Le fluage* : A des températures élevées, un matériau soumis à une contrainte inférieure ou supérieure à sa limite d'élasticité, présente une déformation plastique évoluant dans le temps et pouvant conduire éventuellement à la rupture [Merlijn2003]. Ce phénomène, appelé fluage, peut donc être à l'origine de la diminution de la durée de vie de certains matériaux dont la température de fusion est faible.
- *La friction* : il s'agit d'un phénomène physique issu du frottement solide créé par le mouvement entre deux matériaux en contact. Ce mécanisme est difficilement modélisable par rapport au frottement fluide qui peut se modéliser en première approximation à une composante linéaire. Le frottement solide est plus complexe car il fait intervenir la rugosité, les forces de surface et la présence éventuelle de lubrifiants. Dans le domaine des microsystemes, ce mécanisme de défaillance apparaît essentiellement dans les applications comportant des liaisons pivot comme les micro-moteurs électrostatiques ou les micro-miroirs sur pivot. Ce mécanisme peut entraîner des problèmes d'usure mécanique, de la génération de débris qui peuvent, à leur tour, être assimilés à des particules contaminantes.
- *Les effets thermiques* : Les électrothermiques peuvent être exploités comme par exemple l'effet de la dilatation thermique des micro-actionneurs qui seront présentés dans la suite du manuscrit. Cependant, les températures et les contraintes importantes subies par les structures peuvent induire des mécanismes de défaillance tels que l'électromigration ou des transformations cristallines à l'intérieur des matériaux. Les modes de défaillance liés aux surcharges thermiques sont des déviations paramétriques dans les domaines électriques et mécaniques, mais également des cassures et des déformations permanentes.

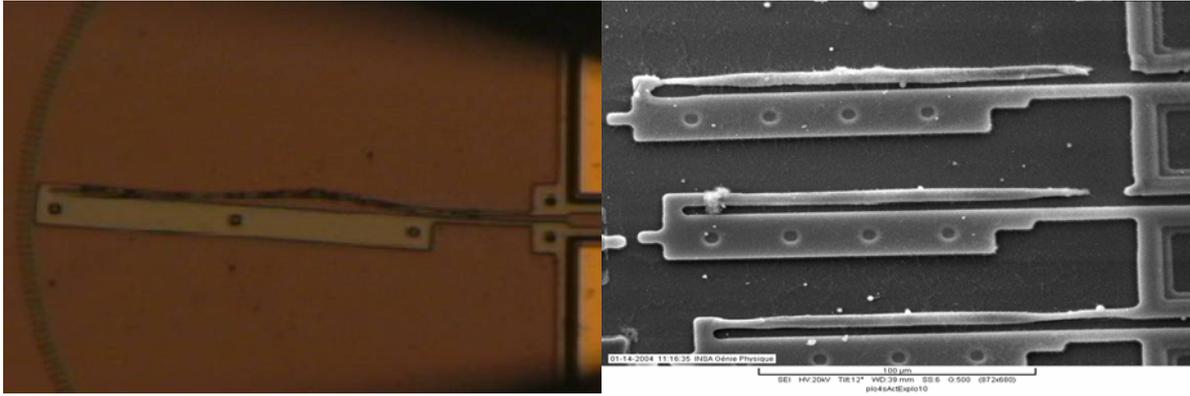


Figure 7 : Electromigration dans le bras dit « chaud » d'un actionneur électrothermique en forme de U à cause des effets thermiques.

3. Conclusion

Les approches de la fiabilité des microsystèmes et des mécanismes de défaillance sont donc liées soit à la fabrication soit à l'utilisation.

Mais toutes ces approches sont basées sur des tests à grande échelle. Pour réaliser une étude de fiabilité de microsystèmes fabriqués en faible quantité, nous allons mettre en place une méthodologie basée sur le prototypage virtuel.

2 Notre méthodologie d'étude de la fiabilité

Le prototype virtuel est créé à partir des spécifications en utilisant des outils de simulation et des banques de données des matériaux. L'étude de la fiabilité (Figure 2) peut alors être menée en injectant les défauts déjà identifiés et en faisant des modélisations et optimisations de la structure avant même sa fabrication.

Ainsi, contrairement à la méthodologie à base d'étude statistique, cette méthode permet d'optimiser les systèmes avant même leur fabrication.

Le déroulement de la mise en place du prototype virtuel peut se résumer dans la Figure 8.

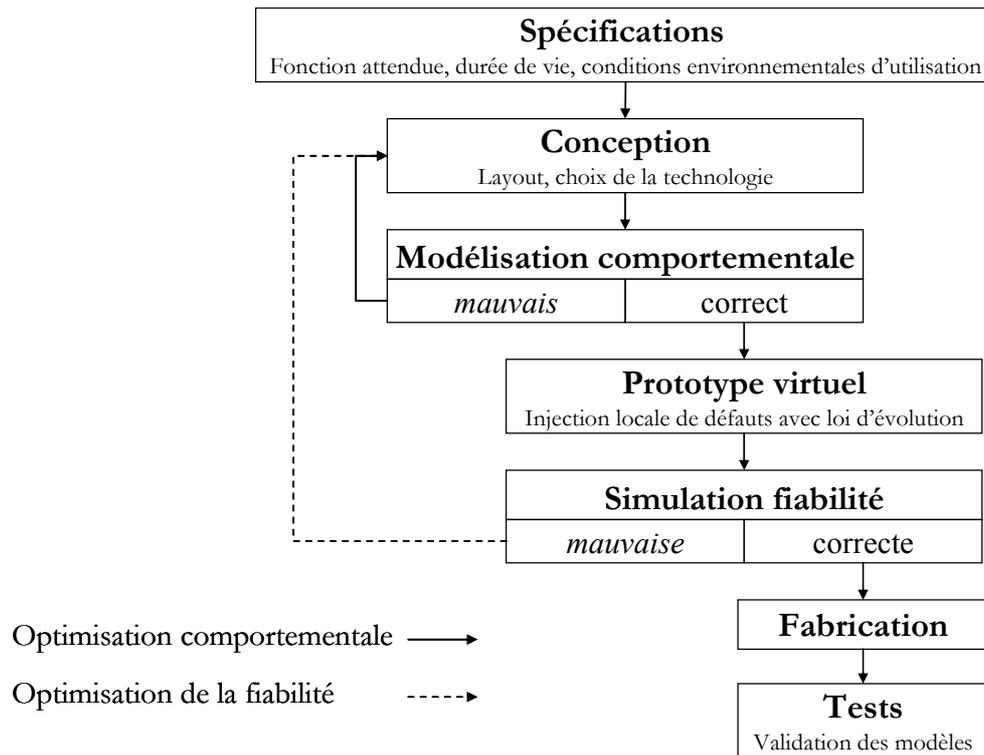


Figure 8 : Déroulement de la mise en place du prototype virtuel.

Dans un premier temps, il faut identifier les spécifications du système que l'on souhaite fabriquer. Il s'agit donc de lister les fonctions attendues, la durée de vie estimée, les conditions environnementales d'utilisation ... Ensuite, il faut passer à l'étape de conception. Elle concerne donc le choix de la technologie et des matériaux pour la fabrication. Une fois que ce choix est fait, il faut réaliser les layouts de fabrication. C'est donc à cette étape que l'on détermine les paramètres géométriques et technologiques du système. Grâce à ces paramètres, nous pouvons ensuite mener une modélisation comportementale. Elle peut être réalisée avec la méthode des éléments finis ou bien analytiquement. A ce stade, on peut mener une optimisation comportementale en revenant sur les paramètres technologiques et géométriques pour obtenir le comportement attendu de la structure.

Une fois que le comportement nominal de la structure est validé, on peut passer à l'élaboration du prototype virtuel. Pour cela, on s'appuie sur les listes des mécanismes de défaillance déjà identifiés. Ainsi, en ne gardant que ceux qui sont susceptibles d'apparaître dans la structure choisie, on pourra atteindre une représentation virtuelle du comportement réel de la structure. A ce stade, on peut de nouveau optimiser la structure pour vérifier la durée de vie estimée et désirée.

On peut donc voir que cette méthodologie s'appuie sur une connaissance des paramètres technologiques des matériaux utilisés, ainsi que sur les mécanismes de défaillance. Or les connaissances dans ces domaines ne sont pas encore très étendues. Nous pourrions voir à travers cette thèse que le manque de connaissance sur les propriétés des matériaux peut être la source de difficultés

dans l'élaboration des modèles comportementaux. De même la modélisation des mécanismes de défaillance n'est pas encore très développée ce qui nous imposera d'utiliser des modèles empiriques pour finaliser le prototype virtuel. De plus amples travaux seront nécessaires pour mettre en place des modèles physiques des défauts.

Pour montrer la faisabilité de cette méthodologie, nous avons été contraint de faire un choix parmi les différents types d'actionnement existant dans les microsystèmes.

2 Les actionneurs microsystèmes

1. Les différents types d'actionnement dans les microsystèmes

Dans le monde des MEMS, il existe plusieurs principes physiques qui permettent de réaliser des actions électromécaniques. Parmi ceux-ci, on peut citer :

- L'actionnement électromagnétique : il s'agit d'une membrane ferromagnétique mobile qui est mise en mouvement sous l'action de bobines. Il fait donc appel à des matériaux spécifiques qui ne sont pas utilisés dans les procédés classiques de fabrication microélectronique.
- L'actionnement piézo-électrique : il s'appuie sur les propriétés mécaniques et électroniques de certains matériaux qui, sous l'action d'un potentiel électrique, se déforme mécaniquement. Ici aussi, il est fait appel à des matériaux spécifiques non présents dans les techniques de fabrication classiques.
- L'actionnement électrostatique : il s'agit de la mise en mouvement d'une pièce mobile grâce l'application d'une différence de potentiel entre cette pièce et une électrode fixe. Cette différence de potentiel génère des forces électrostatiques qui tendent à rapprocher les deux parties de l'actionneur. Les déplacements peuvent être verticaux mais aussi horizontaux.
- L'actionnement électrothermique : il est basé sur la différence de dilatation thermique de deux matériaux ou d'un même matériau présentant une géométrie variable. Les déplacements peuvent, ici aussi, être verticaux ou horizontaux.

A partir de cet inventaire, seuls les deux derniers types d'actionnement peuvent être envisagés dans cette thèse. En effet, les deux autres actionnements font appel à des matériaux non disponibles dans les technologies auxquelles nous avons eu accès. Nous allons donc détailler ces deux types d'actionnement dans la suite de cette partie.

2. L'actionnement électrostatique

Ce type d'actionnement est utilisé dans les dispositifs MEMS tels qu'interrupteurs, résonateurs, miroirs,...

Ce paragraphe a pour but de donner les phénomènes mis en jeu dans cet actionnement ainsi que quelques exemples de structures réalisées et mettant en œuvre cet actionnement.

2.1. Phénomènes physiques

Une structure mettant en œuvre un actionnement électrostatique est composée de deux électrodes, une fixe et une mobile. En appliquant un champ électrique entre ces deux électrodes (par le biais d'une différence de potentiel), l'électrode mobile est attirée vers l'électrode fixe. La zone de déplacement stable est limitée car il existe un seuil appelé « tension de seuil » à partir duquel l'électrode mobile vient se coller brutalement sur l'électrode fixe. Cette limite peut être une cause de défaillance, comme dans les miroirs électrostatiques, mais aussi un phénomène désiré, comme dans les interrupteurs. Enfin, lorsque l'on n'a pas dépassé la tension de seuil et lorsque la tension d'actionnement est coupée, l'électrode mobile retourne à sa position initiale par la seule force de sa rigidité mécanique.

Pour illustrer l'existence de la « tension de seuil », prenons l'exemple d'un miroir électrostatique.

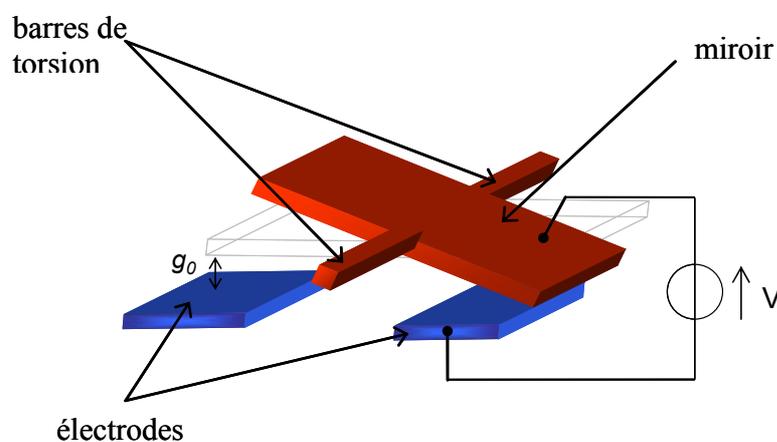


Figure 9 : Schéma de principe d'un actionneur électrostatique.

Lorsque les électrodes sont polarisées, l'électrode mobile subit l'attraction électrostatique due au potentiel appliqué, \vec{F}_e , et une force de rappel, \vec{F}_m , due au ressort maintenant l'électrode mobile suspendue.

La force électrostatique exercée sur l'armature mobile est directement liée à la quantité de charge, Q , présente dans les armatures par l'expression $F_e = \frac{1}{2}QE$ où E est le champ

électrostatique résultant de la différence de potentiel. En remplaçant Q et E respectivement par $\frac{\epsilon_0 S}{g_0} V$ (d'après l'expression des charges dans un condensateur polarisé) et $\frac{V}{g_0}$ (d'après le théorème de Gauss), on obtient alors l'expression de la force électrostatique :

$$F_e = \frac{1}{2} \frac{\epsilon_0 S V^2}{g_0^2} \quad (1)$$

où ϵ_0 est la permittivité du vide (8.854.10⁻¹² F.m-1). Le diélectrique étant de l'air, nous avons $\epsilon_r=1$. S est la surface en regard commune aux deux électrodes. V est la différence de potentiel appliquée entre les armatures et g_0 l'épaisseur du diélectrique.

La force mécanique de rappel dépend de la raideur K de la structure. L'expression de cette force est alors :

$$F_m = Kz \quad (2)$$

où z est le déplacement de la plaque mobile vers l'électrode. Il faut remarquer que si la plaque mobile est suspendue par le biais de 2 (et respectivement 4) ressorts, l'expression de cette force de rappel sera alors $F_m = 2Kz$ (et respectivement $F_m = 4Kz$).

A partir de l'expression de ces deux forces, la tension de seuil pour laquelle la membrane est brutalement attirée vers l'électrode peut être déterminée. Pour cela, il faut considérer l'équilibre de la structure c'est-à-dire lorsque les deux forces se compensent.

$$F_e = F_m \Leftrightarrow V = \sqrt{\frac{4Kz(g_0 - z)^2}{\epsilon_0 S}} \quad (3)$$

La Figure 10 retrace le déplacement en fonction du potentiel électrique appliqué pour un miroir suspendu par 2 ressorts de 10 μm de largeur, 50 μm de longueur et 2 μm d'épaisseur au dessus d'une couche d'air de 2 μm d'épaisseur et ayant une surface commune avec l'électrode d'actionnement de 1500 μm^2 .

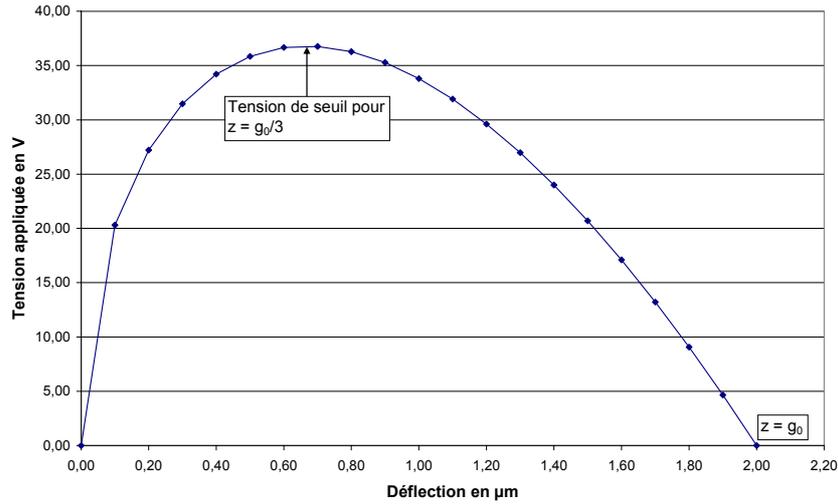


Figure 10 : Déflexion de la membrane en fonction de la tension appliquée.

La tension de seuil du système correspond au point d'inflexion de la courbe qui correspond à la valeur $z = \frac{g_0}{3}$ et qui a donc pour expression :

$$V_{seuil} = \sqrt{\frac{8Kg_0}{27\epsilon_0 S}} \quad (4)$$

2.2. Exemples de structures

Après avoir présenté les phénomènes physiques intervenant dans un miroir à actionnement électrostatique, nous allons à présent donner des exemples de réalisation de ces structures mettant en œuvre ce type d'actionnement.

2.2.1. Les miroirs électrostatiques

Nous commençons par donner un exemple de réalisation des miroirs électrostatiques :

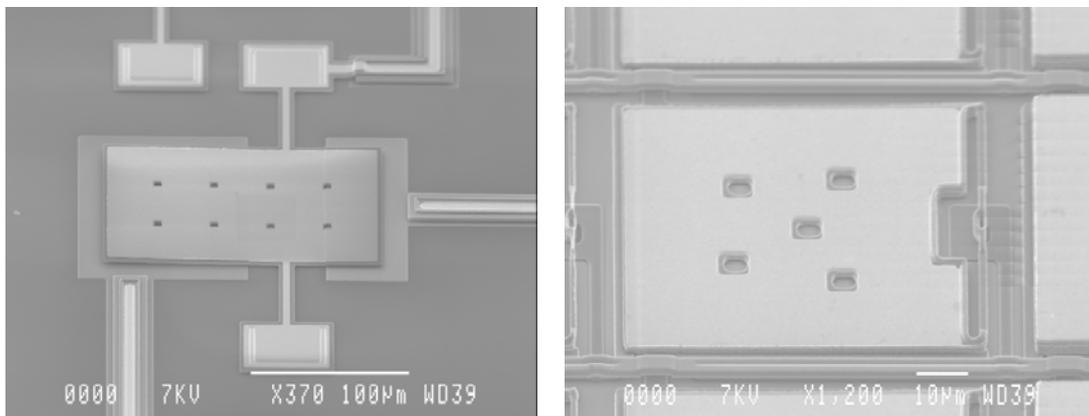


Figure 11 : Exemples de réalisation de miroirs électrostatiques pivotant à double (à gauche) ou simple (à droite) inclinaison.

Dans le premier cas de figure, la plaque du miroir peut pivoter de deux manières autour de ses bras de torsion suivant que l'une ou l'autre des électrodes fixes présentent sur le substrat est activée. On peut alors obtenir une double inclinaison. Dans le second exemple, une seule électrode fixe est présente directement sous la plaque. Dans cette configuration, la plaque a une seule inclinaison possible.

Ce type de structure présente des inconvénients au niveau des tests. En effet, les mouvements étant perpendiculaire au substrat, ils sont difficilement observables sans avoir recours à un outillage lourd [Liotard2005]. De plus, les mécanismes de défaillance apparaissant dans ce type de structures sont complexes et multiples.

2.2.2. Les actionneurs électrostatiques

Sur le même principe que les miroirs électrostatiques, il est possible de fabriquer des actionneurs électrostatiques :

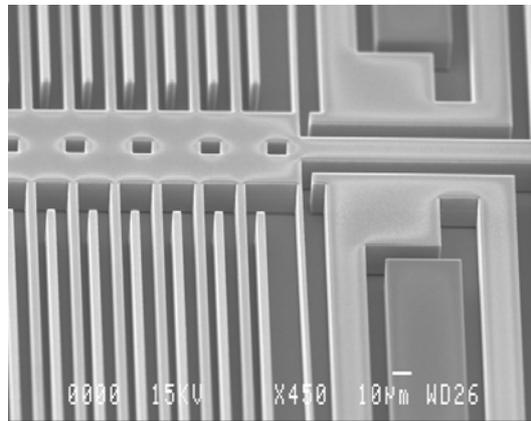


Figure 12 : Exemple de réalisation d'un actionneur électrostatique.

Cet actionneur est constitué d'un peigne central mobile relié à la pièce à mouvoir et de deux peignes fixes présents de part et d'autre du peigne mobile. En utilisant le même principe que pour le miroir électrostatique, l'application d'une différence de potentiel entre les peignes permet de déplacer le peigne mobile.

L'observation du déplacement de cet actionneur, même s'il n'est pas perpendiculaire au substrat comme c'était le cas pour le miroir électrostatique, est rendue difficile par les faibles amplitudes obtenues. De plus, ce type de structures prend beaucoup de place sur un wafer.

2.2.3. Les moteurs électrostatiques

L'actionnement électrostatique est aussi utilisé pour faire des moteurs :

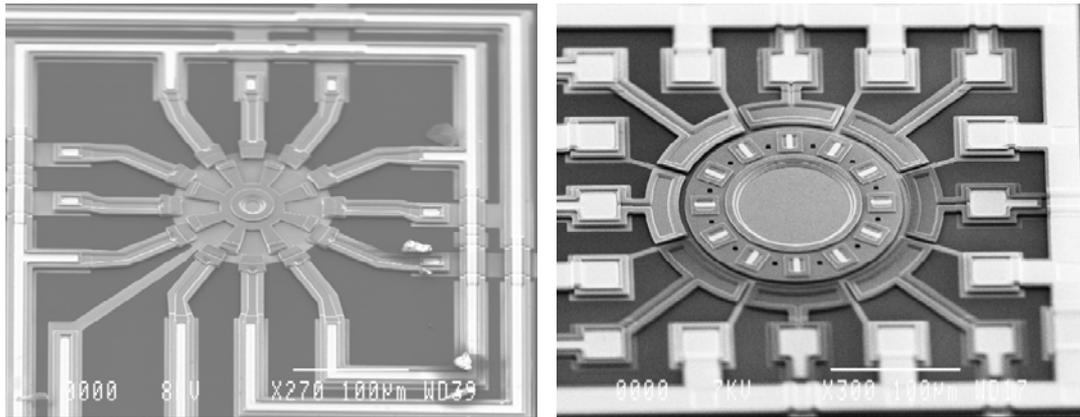


Figure 13 : Exemple de réalisation de moteurs électrostatiques.

Deux types de moteurs électrostatiques ont été envisagés. A gauche, il s'agit d'un moteur appelé « 12/8 » car le rotor est en forme d'étoile (avec 8 branches) et il est entouré de 12 électrodes de stator. En mettant le rotor à la masse et en venant activer successivement les différentes électrodes de stator, le rotor est mis en mouvement de rotation en venant s'aligner successivement devant les électrodes de stator activées. Le deuxième type de moteur porte le nom « wobble ». Le rotor est sous la forme d'un disque plein. L'actionnement se déroule de la même manière que pour les moteurs « 12/8 » mais au lieu d'obtenir une rotation parfaite autour d'un axe fixe, le rotor vient entrer en contact avec le verrou central. C'est donc le point de contact entre le rotor et le verrou qui a un déplacement de rotation. Le rotor, en lui-même, a un mouvement hélicoïdal.

Ce type de structure à actionnement électrostatique présente l'inconvénient, en plus des mécanismes très complexes de défaillance, d'avoir un fonctionnement non reproductible et très dépendant des conditions de test.

2.3. Conclusion

A travers la description de ces structures à base d'actionnement électrostatique, nous avons pu mettre en évidence qu'il est difficile d'envisager des études de fiabilité sur de telles structures. En effet, elles mettent en jeu des mécanismes de défaillance très complexes et nombreux. De plus, les tests de fonctionnement de ces structures qui sont nécessaires pour pouvoir observer les défaillances, sont très contraignants soit par les difficultés à observer le mouvement (car perpendiculaire au substrat ou bien de trop faible amplitude) soit par la dépendance vis-à-vis des conditions de test (cas des moteurs).

Nous allons donc présenter un autre type d'actionnement dans la prochaine partie.

3. L'actionnement électrothermique

L'actionnement électrothermique a attiré tous les concepteurs de microsystèmes au fur et à mesure que les limitations des actionneurs électrostatiques ont été rencontrées. En effet, les

actionneurs électrothermiques présentent l'intérêt de développer un déplacement et une force plus importants que les actionneurs électrostatiques tout en prenant moins de place sur les wafers. De plus, les actionneurs électrothermiques en polysilicium peuvent fonctionner grâce à des régimes de courant ou tension compatibles avec les circuits électroniques CMOS intégrés classiques. Tous ces avantages permettent une utilisation des actionneurs électrothermiques dans des micro-pinces ou des moteurs pas à pas [Comtois1995] .

3.1. Phénomènes physiques

Pour mettre en œuvre l'actionnement électrothermique dans les microsystèmes, deux principes ont été utilisés.

Le premier peut se schématiser ainsi :

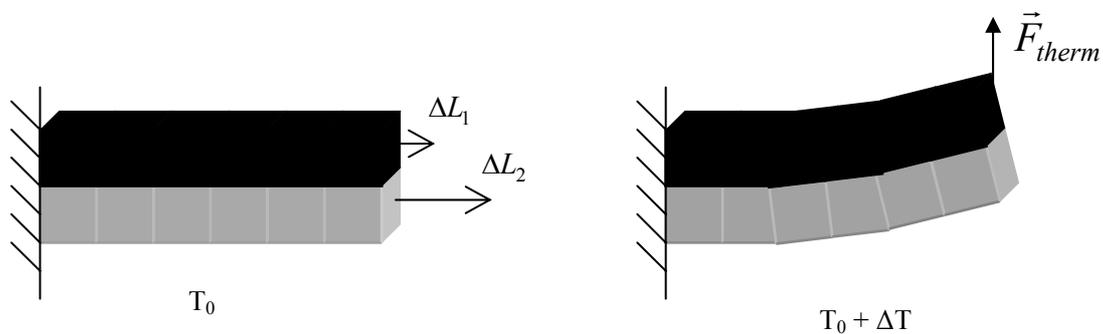


Figure 14 : Schéma de principe (vue transversale) d'un bilame thermique.

Le bilame est composé de deux matériaux différents accolés. Ayant des coefficients d'expansion thermique différents, les deux niveaux ne se dilatent pas de la même longueur ce qui entraîne une courbure de la structure.

Le fait de superposer deux matériaux différents permet d'augmenter le déplacement vertical obtenu par rapport à l'élongation obtenue pour un seul de ces matériaux.

Alors que le premier principe prend appui sur des coefficients d'expansion thermique différents, le second utilise des différences de géométrie dans un même niveau structurel pour générer un mouvement comme cela est illustré ci-dessous.

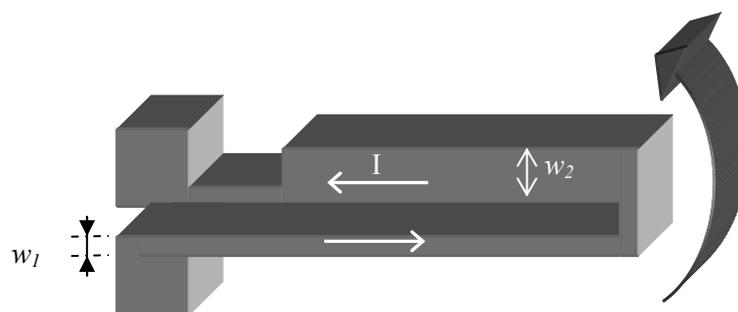


Figure 15 : Schéma de principe (vue de dessus) d'un actionneur thermique bimorphe.

Avec ce second type de structure, on obtient un déplacement parallèle au substrat. La différence de largeur entre les deux bras de l'actionneur entraîne une différence de densité de courant à l'intérieur des deux bras lorsqu'une polarisation en courant est appliquée. Cette différence se traduit par une élongation différente pour les deux bras entraînant une courbure de la structure (selon le sens indiqué par la flèche dans la Figure 15).

Après avoir présenté les deux principes utilisés dans l'actionnement électrothermique, nous allons nous attarder sur le phénomène qui leur est commun, à savoir la dilatation thermique d'un matériau.

Lorsque l'on soumet un matériau à un échauffement, il subit une dilatation thermique non contrainte caractérisée par le coefficient d'expansion thermique défini par :

$$\Delta l = l k \Delta T \quad (5)$$

où l et Δl sont la longueur initiale et la variation de longueur d'un barreau de matériau, k est le coefficient d'expansion thermique et ΔT est la variation de température imposée au barreau. Dans ce cas, l'expansion thermique est élastique.

Par contre, lorsque l'expansion thermique est contrainte, toute expansion de la poutre est bloquée soit par des ancrages soit par des liaisons avec d'autres pièces volumineuses. L'expansion thermique contrainte peut alors être assimilée à une force de compression liée à l'expansion Δl que la barre subirait en non-contraint. La force exercée est alors (en s'appuyant sur la loi de Hooke) :

$$F = l k \Delta T A E = A E \Delta l \quad (6)$$

où F est la force thermique due à l'expansion du matériau, A est la surface du barreau de matériau et E est le module d'élasticité (i.e. module de Young) du matériau considéré.

Dans la réalité, nous obtenons une combinaison entre ces expansions contrainte et non-contrainte. L'énergie thermique créée par l'élévation de température permet de générer un travail utile se traduisant à la fois par un déplacement (cas de l'expansion thermique non contrainte) et une force (cas de l'expansion thermique contrainte).

3.2. Exemples de structures

Après avoir présenté les phénomènes physiques liés aux effets thermiques, nous allons à présent donner des exemples de réalisation de ces structures mettant en œuvre ce type d'actionnement.

3.2.1. Les actionneurs verticaux

Nous allons décrire le fonctionnement de deux types d'actionneurs verticaux. Le premier qui est un classique, peut être illustré par la figure suivante :

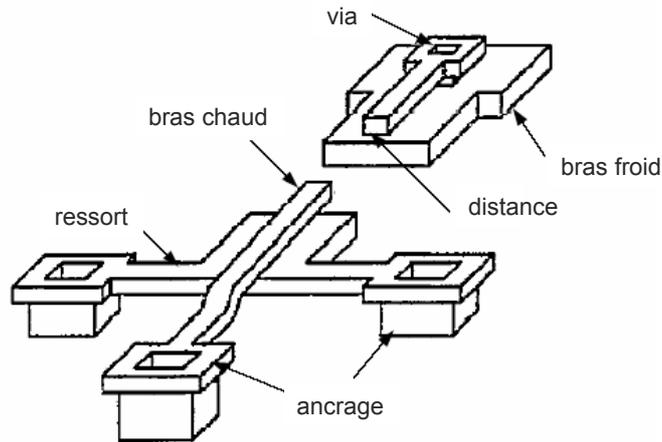


Figure 16 : Exemple d'actionneurs thermiques verticaux classiques.

Dans les actionneurs verticaux classiques, les bras chaud et froid sont séparés par une couche d'air. Pour mieux visualiser cette séparation, une coupure a été réalisée dans la représentation ci-dessus [Comtois1997]. Le bras froid large est donc au niveau inférieur et le bras chaud fin est au niveau supérieur. Sur une des extrémités, les bras sont connectés ensemble par le biais d'un via alors qu'à l'autre extrémité, ils sont ancrés séparément au substrat. En créant une boucle de courant, une génération d'énergie thermique aura lieu. A cause de la différence de géométrie des deux bras, le bras chaud se dilatera davantage et viendra pousser l'actionneur (vers le bas dans l'exemple donné ci-dessus).

Cependant ce type d'actionneur présente des limitations. On peut citer par exemple le fait que le courant passant dans le bras froid ne participe pas au mouvement. C'est pour trouver une solution à cette limitation qu'une autre version d'actionneur thermique vertical a été proposée [Yan2002] :

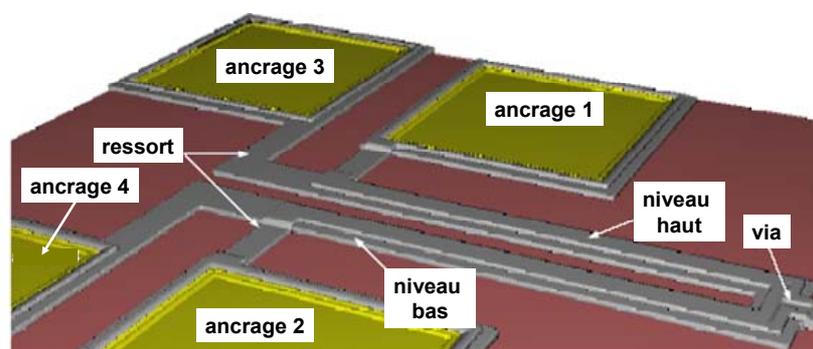


Figure 17 : Nouvelle version d'actionneur thermique vertical.

Dans cette nouvelle version, il faut remarquer que les deux bras sont en forme de U avec chaque extrémité du U reliée à un ancrage. Ainsi, on applique un courant seulement à un des deux bras pour générer l'énergie thermique et entraîner le mouvement. En effet, si on applique le courant entre

les ancrages 1 et 2 de la figure ci-dessus, c'est le bras du dessus qui va se dilater sous l'effet de l'énergie thermique et qui va entraîner un mouvement de l'actionneur vers le bas. Par contre, si on applique le courant entre les deux autres ancrages, c'est le bras du dessous qui s'étirera et qui courbera l'actionneur vers le haut.

Cependant, ce type d'actionneur présente un inconvénient au niveau de l'observation du déplacement. En effet, tout comme pour le miroir électrostatique qui a été vu précédemment, le mouvement est perpendiculaire au substrat ce qui demande des équipements lourds pour pouvoir réaliser des tests de fonctionnement ou de vieillissement de ce type de structures.

Nous nous sommes donc intéressés aux actionneurs électrothermiques horizontaux.

3.2.2. Les actionneurs en forme de U

Ces actionneurs, comme leur nom l'indique, sont en forme de U et c'est en se basant sur une différence de géométrie que l'on crée un déséquilibre dans les dilatations thermiques entraînant un mouvement de l'ensemble de la structure.

Le premier exemple d'actionneur de ce genre a été utilisé pour développer les phénomènes physiques liés à l'actionnement électrothermique. Il est donc représenté dans la Figure 15 et est constitué d'un bras froid large et d'un bras chaud plus fin. La circulation d'un courant dans cette structure entraîne un échauffement par effet Joule. Mais comme les bras n'ont pas la même géométrie, on crée une différence de densité de courant et par là-même une différence d'expansion thermique. Ce déséquilibre entraîne le mouvement représenté par la flèche.

Il existe également des actionneurs du même type mais comprenant deux bras chauds [Yan2002]:

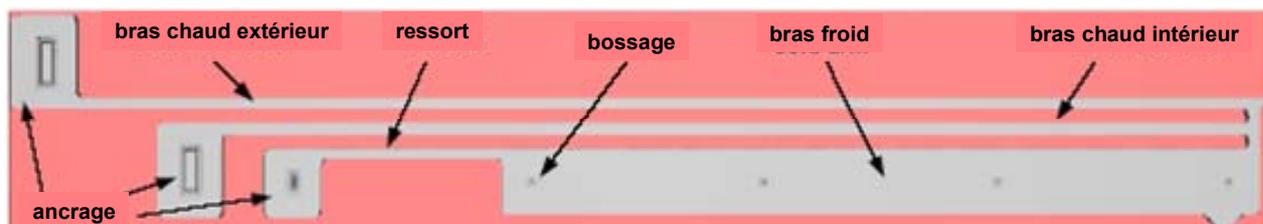


Figure 18 : Schéma d'un actionneur électrothermique en forme de U avec deux bras chauds.

Cet actionneur utilise le même principe que la nouvelle génération des actionneurs verticaux. En effet, pour éviter d'appliquer un courant dans le bras froid alors qu'il ne participe pas au mouvement, cet actionneur présente un bras chaud sous la forme d'un U dont les extrémités sont ancrées séparément. C'est au niveau de la base du U que le bras chaud est relié au bras froid. Ainsi, en appliquant un courant entre les deux ancrages du bras chaud, celui-ci se dilate et vient pousser le bras froid pour créer un mouvement vers le bas dans la figure précédente.

Cependant cette nouvelle configuration présente un inconvénient au niveau des mécanismes de défaillance. En effet, les deux bras chauds ont tendance à se coller mutuellement ce qui entraîne un défaut supplémentaire par rapport à la forme classique de l'actionneur en forme de U.

3.2.3. Les actionneurs en chevron

On peut enfin citer un dernier type d'actionneur électrothermique, les actionneurs en chevron [Lai2004] [Hickey2003] :

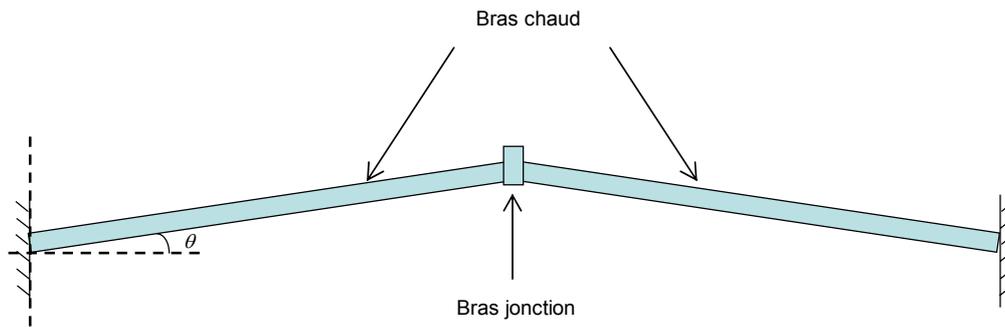


Figure 19 : Vue schématique d'un actionneur électrothermique en chevron.

Cet actionneur est constitué de deux bras chauds inclinés et reliés par un bras de jonction. Les extrémités libres de ces bras sont ancrées au substrat de façon indépendante. C'est en appliquant un courant entre ces deux ancrages que l'on crée un apport d'énergie thermique par effet Joule. Les bras chauds se dilatent pour venir pousser de façon symétrique sur la partie centrale de l'actionneur (le bras de jonction). Cette partie subit alors un mouvement vers le haut sur la figure précédente.

Avec ce type d'actionneur, tout le courant est utile et participe au mouvement. Mais les amplitudes obtenues sont très faibles par rapport à ce que l'on peut obtenir avec un actionneur en forme de U.

4. Conclusion

A partir de la présentation des actionnements électrostatiques et électrothermiques qui sont accessibles par le biais des technologies mises à notre disposition, nous pouvons établir les remarques suivantes :

- L'actionnement électrostatique met en jeu des phénomènes complexes au niveau des mécanismes de défaillance et est utilisé dans des microsystemes dont les tests ne sont pas aisés à reproduire à l'identique. Tous ces inconvénients ont fait que nous nous sommes intéressés à un autre type d'actionnement.

- L'effet thermique permet de créer des structures dont les tests peuvent être très facilement mis en place. En effet, les mouvements obtenus sont parallèles au substrat et un simple microscope optique permet de l'observer. Nous avons donc le choix entre les actionneurs en forme de U (à simple

ou double bras chaud) et les actionneurs en chevron. Les actionneurs électrothermiques en forme de U à double bras chaud ont un inconvénient qui est le défaut de collage entre les deux bras chauds. Quant aux actionneurs en chevron, l'amplitude des déplacements obtenus est très faible ce qui représente une limitation dans l'exploitation de ce type de structure.

- Nous avons donc choisi de baser les travaux de cette thèse sur l'actionneur électrothermique en forme de U à bras chaud simple. En effet, le matériel nécessaire à ces tests est classique et les amplitudes de déplacement sont suffisamment significatives pour être mesurées.

- Enfin, le principe même d'injecter de l'énergie thermique favorise le développement de défauts donc potentiellement l'apparition de phénomènes de vieillissement ou de fatigue au cours de l'utilisation.

Chapitre 2 Modélisation des actionneurs électrothermiques

Après avoir présenté quelques généralités sur les microsystemes et leur fabrication, nous allons aborder dans ce chapitre la modélisation des actionneurs électrothermiques. Cette étude pourra être utilisée au niveau de la conception de ces structures.

Deux types d'actionneurs seront abordés plus particulièrement. Dans un premier temps, il s'agira de modéliser le comportement de l'actionneur électrothermique en forme de U qui est l'actionneur le plus couramment rencontré. Nous pourrons ensuite profiter de cette étude pour l'adapter au cas de l'actionneur en chevron qui a été intégré dans les véhicules de test car il offre des caractéristiques de fonctionnement différentes.

Pour chacune de ces structures, nous traiterons dans l'ordre chronologique le principe de fonctionnement de la structure, les modélisations aux éléments finis, la modélisation analytique sous Matlab[®], un modèle réalisé avec le langage VHDL-AMS et enfin une conclusion contenant des courbes de corrélation entre ces différentes simulations et les tests.

1 Les techniques de modélisation des microsystemes

La modélisation des microsystemes est un problème important dans leur conception et tout particulièrement dans la méthodologie que nous cherchons à mettre en place à travers ces travaux. En effet, étant donné que le but de notre méthodologie est la mise en place d'un prototype virtuel, tout est basé sur la modélisation [Muratet2003] [Muratet2004].

Cependant, il n'existe pas encore à l'heure actuelle d'outil de modélisation prenant en compte le caractère physique et multidisciplinaire des microsystemes. La modélisation de base se fait donc avec des outils de type analyse en éléments finis issus de la mécanique. Cela permet de modéliser les microsystemes au niveau dispositif. La modélisation peut aussi se faire avec les outils de CAO de la microélectronique en utilisant les langages de description du matériel (VHDL-AMS) pour s'adapter au caractère multidisciplinaire des microsystemes. A ce niveau de modélisation, on atteint un grand degré d'abstraction dans les phénomènes physiques mis en jeu.

Ces différentes façons d'aborder la modélisation des microsystemes vont être décrites dans ce paragraphe avant de passer à leur application au cas des actionneurs électrothermiques.

1. La modélisation aux éléments finis

Dans le cadre de ces travaux de thèse, l'outil utilisé pour faire de la modélisation aux éléments finis est CoventorWare® [Coventor2005]. Il s'agit d'un outil adaptant la méthode de modélisation aux éléments finis aux microsystèmes. En effet, les différentes étapes proposées par cet outil sont :

- *Définition des masques de fabrication* : cet outil présente l'intérêt de pouvoir récupérer les masques dans les fichiers gdsII. Ainsi, lorsque l'on souhaite modéliser des structures déjà fabriquées, les masques utilisés pour la fabrication peuvent être directement intégrés dans cet outil. Le logiciel fournit également un éditeur de layout pour dessiner les masques.
- *Paramétrage de la technologie* : il s'agit dans cette étape de décrire les étapes du procédé technologique qui peut contenir des dépôts, des gravures et des libérations. Les matériaux utilisés dans les procédés décrits peuvent être issus d'une base de données fournie par le logiciel, ou bien configurés par l'utilisateur en fournissant les paramètres technologiques tels que le module de Young, le coefficient d'expansion thermique,...
- *Génération du modèle 3D* : cette étape est entièrement gérée par le logiciel. Elle permet à partir des descriptions des masques en 2D et de la description du procédé qui fournit la troisième dimension, d'obtenir une représentation en trois dimensions du système. Il faut remarquer que dans les outils classiques de modélisation aux éléments finis tels que ANSYS® ou Abaqus®, la description du système doit être faite par l'utilisateur et directement en 3 dimensions.
- *Maillage du domaine* : Le logiciel propose différentes formes paramétrables pour le domaine élémentaire souvent liées au solveur choisi ultérieurement. Il est également possible d'intégrer un maillage réalisé avec un autre outil.
- *Définition des conditions aux limites* : Le logiciel permet de visualiser en 3D le domaine maillé et d'affecter des conditions aux limites à certaines zones choisies par l'utilisateur. Cette étape est nécessaire avant de passer à l'étape de modélisation proprement dite.
- *Choix du solveur et modélisation* : une fois que le domaine est maillé et que les conditions aux limites sont définies, il s'agit de choisir le solveur adéquat en fonction du type de fonctionnement de la structure, de le paramétrer et de lancer la simulation.
- *Visualisation des résultats* : elle se fait en 3D tout comme la visualisation du modèle 3D. Il est possible alors d'extraire des cartographies, des courbes ou des films.

La modélisation aux éléments finis permet donc d'obtenir une visualisation en 3D du comportement de la structure. Mais le problème principal de cette méthode de modélisation est le temps de calcul. En effet, pour certaines structures complexes, plusieurs heures de simulation sont nécessaires. Il n'est donc pas possible d'envisager des études paramétriques avec ce type de modélisation.

Pour donner une idée de l'influence du nombre de nœuds considérés pour faire une modélisation aux éléments finis, nous avons tracé la variation du déplacement et de la durée de la simulation en fonction du nombre de nœuds (cf. Figure 20).

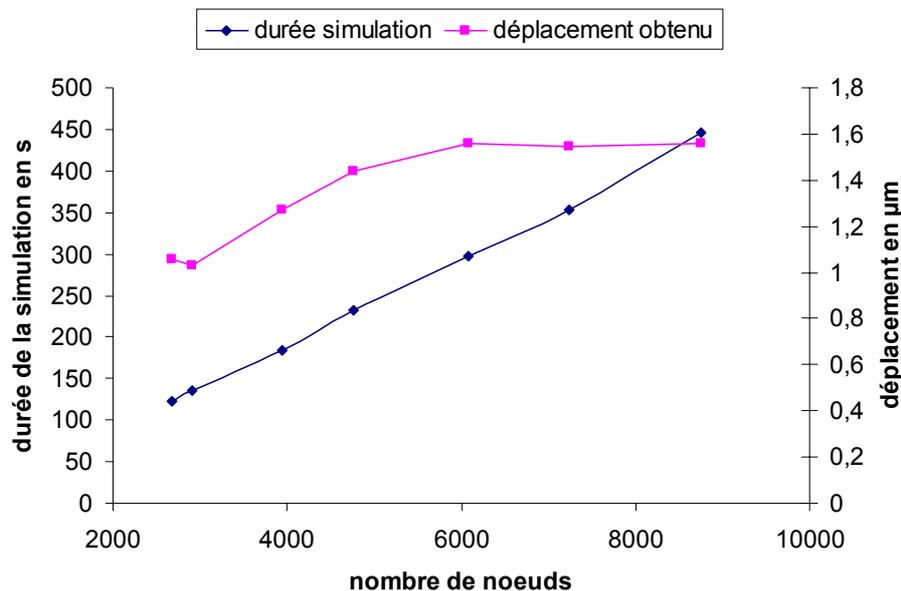


Figure 20 : Variation du temps de calcul et du déplacement en fonction du nombre de nœuds utilisés dans la modélisation aux éléments finis.

Ces courbes permettent de mettre en évidence que, plus le nombre de nœuds est important, plus la durée de la simulation est longue. Par contre, il faut remarquer qu'au-delà de 6 000 nœuds, on atteint une saturation dans la variation du déplacement. On peut donc voir qu'il est inutile de prendre au-delà de 6 000 nœuds car cela ne nous permettra pas d'obtenir une meilleure précision dans le résultat obtenu.

Il faut donc compter sur environ 300 secondes pour obtenir les résultats d'une simulation menée aux éléments finis. Cela rend difficile d'envisager des études paramétriques sur un tel modèle.

2. La modélisation analytique

Pour résoudre ce problème de temps de calcul très long, des modélisations dites « analytiques » ont été aussi menées. Il s'agit ici, moyennant quelques simplifications, d'utiliser les équations mathématiques représentant le comportement des systèmes dans les domaines énergies physiques. On peut par exemple citer l'équation de la chaleur pour le comportement électrothermique, ou encore la loi de Hooke pour le côté mécanique.

Pour résoudre ces équations (qui sont également utilisées dans les modélisations aux éléments finis), des outils de résolution mathématique, tels que Matlab[®], sont utilisés. Par rapport aux modélisations aux éléments finis, ce nouveau type de modélisation permet l'obtention beaucoup plus rapide des résultats.

Les deux types de modélisation qui viennent d'être présentés posent deux problèmes. Le premier vient du fait que les modèles créés ne sont pas portables, i.e. ils sont liés à un outil commercialisé. Le second problème est qu'il n'est pas possible de prendre en compte l'influence de l'électronique de commande dans le fonctionnement du système. Or dans le domaine de l'étude de la fiabilité des systèmes, l'électronique peut représenter une des origines importantes des défaillances d'un système.

3. La modélisation par équivalent électrique

Pour résoudre ces deux problèmes, on a eu tendance à utiliser des logiciels de simulation des circuits électriques. Dans un premier temps, il s'agissait de trouver un circuit électrique représentant le comportement physique désiré. Par exemple, on pouvait utiliser une résistance pour modéliser une conduction thermique, ou encore utiliser une capacité pour l'effet d'amortissement. Dans ce cas, tous les logiciels de simulation des circuits électriques, comme Spice[®] ou Saber[®], permettaient ce type de modélisation.

Mais les modèles restaient liés à un outil commercialisé. C'est pour pallier à ce problème que le langage VHDL-AMS a été ensuite utilisé. En effet, c'est un langage portable qui permet non seulement de simuler des circuits électriques mais aussi de prendre en compte les phénomènes physiques, par exemple l'influence de la température sur le comportement d'une résistance.

4. Conclusion

Les moyens de modéliser les microsystèmes sont donc variés mais répondent chacun à un but précis. Toutes ces techniques ont été utilisées avant de trouver celle qui correspondait au mieux à notre besoin, à savoir rapidité (pour envisager des études paramétriques), compatibilité avec l'électronique (pour prendre en compte le côté électronique du système et nécessaire à son actionnement), possibilité de prendre en compte la fiabilité et d'intégrer le modèle dans un autre modèle plus complexe. C'est le langage VHDL-AMS qui répond à toutes ces exigences.

Dans la prochaine partie, nous aborderons l'application de ces différentes techniques de modélisation à deux types d'actionneur électrothermique : les actionneurs électrothermiques en forme de U et en chevron.

2 L'actionneur électrothermique en forme de U

1 Principe de fonctionnement de l'actionneur

Un diagramme de l'actionneur thermique est donné dans la Figure 21. Cette structure, en forme de U, contient un bras fin, dit « bras chaud », et un bras large, dit « bras froid ». Une déflexion est générée grâce à un chauffage asymétrique du bras chaud et du bras froid. Le courant passe à travers

les ancrages et la densité de courant la plus élevée dans le bras chaud y crée un échauffement et une expansion thermique plus importants que dans le bras froid. Les bras étant joints à leur extrémité libre, l'actionneur est contraint à un mouvement de rotation autour du bras froid (dans la Figure 21, le mouvement est vers le bas).

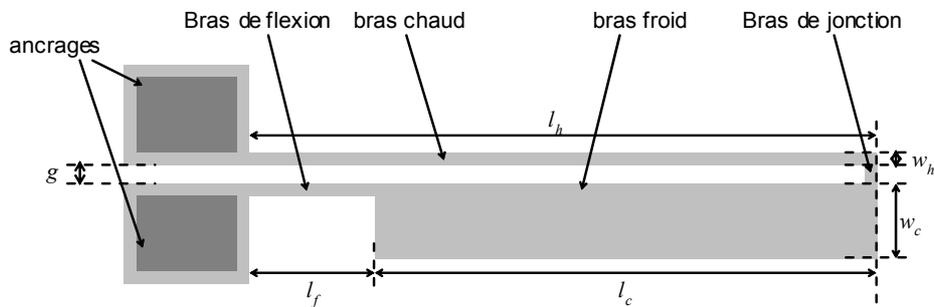


Figure 21 : Vue de dessus schématique de l'actionneur électrothermique en forme de U.

La portion où les deux bras ont la même largeur permet d'obtenir un effet ressort qui permet un retour de la structure à sa position initiale en fin d'actionnement.

Les paramètres caractéristiques de la structure sont :

- La longueur des bras : l_h , l_j , l_c et l_f qui sont respectivement les longueurs du bras chaud, de jonction, froid et de flexion.
- La largeur des bras : w_h , w_j , w_c et w_f qui sont respectivement les largeurs des bras : chaud, de jonction, froid et de flexion.
- L'espacement entre les deux bras : g , correspondant à l_j .
- L'épaisseur de l'actionneur, h , qui est l'épaisseur du niveau structurel dans lequel est fabriqué l'actionneur. Ce paramètre n'est donc pas représenté dans la Figure 21 puisqu'il est perpendiculaire à la feuille !

Les phénomènes mis en jeu dans le fonctionnement de cette structure sont de deux natures : thermique et mécanique. Leurs modélisations ont été menées avec la méthode des éléments finis, une méthode analytique et enfin avec l'utilisation du langage VHDL-AMS. Elles font l'objet des parties suivantes.

2 Modélisation aux éléments finis

Cette technique de modélisation ayant déjà été décrite, nous allons dans ce paragraphe présenter la mise en place du modèle d'un actionneur électrothermique en forme de U, les résultats obtenus pour terminer sur une exploitation de ce modèle.

2.1 Construction du modèle

Dans un premier temps, il a fallu définir les masques de fabrication (cf. Figure 22). On peut y repérer les bras chaud, de jonction, froid et de flexion.

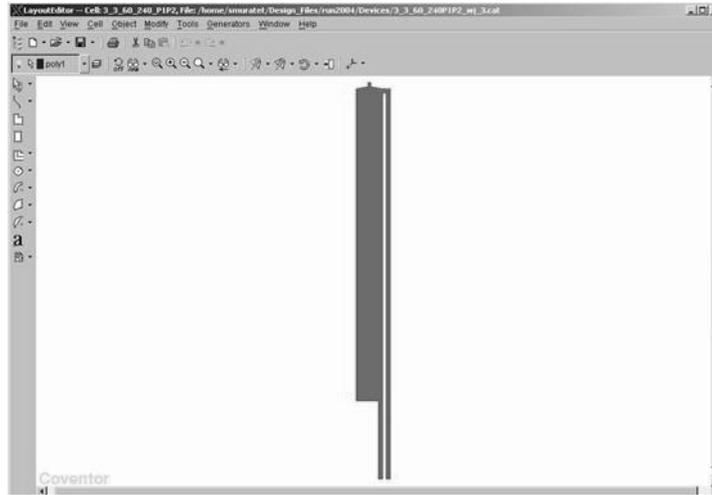


Figure 22 : Layout d'un actionneur électrothermique en forme de U sous CoventorWare®.

Après avoir défini les masques de fabrication, il faut décrire la technologie de fabrication. Les véhicules de test ont été réalisés avec le procédé PolyMUMPs, la Figure 23 donne par conséquent la description de ce procédé utilisée dans le logiciel CoventorWare®.

Step	Action	Type	Layer Name	Material	Thickness	Color	Mask Name/ Polarity	Depth	Offset	Sidewall Angle	Comment
0	Base		Substrate	SILICON	100.0	blue	GND				
1	Depo...	Planar	Layer1	SI3N4	0.61	cyan					
2	Depo...	Planar	Layer2	POLYSILICON	0.5	white					
3	Etch	Front, Last L...				cyan	poly0	+ 0.5	0.0	0.0	
4	Depo...	Conformal	Layer3	PSG	1.988 S...	blue					
5	Etch	Front, Partial				white	dimples	- 0.75	0.0	0.0	
6	Etch	Front, Last L...				blue	anchor1	- 1.988	0.0	0.0	
7	Etch	Front, Last L...				orange	anchor2	- 1.988	0.0	0.0	
8	Depo...	Conformal	Layer4	poly1	2.01 S...	orange					
9	Etch	Front, Last L...				yellow	poly1	+ 2.01	0.0	0.0	
10	Depo...	Conformal	Layer5	PSG	0.7... S...	yellow					
11	Etch	Front, Last L...				gray	p1_p2_via	- 0.7376	0.0	0.0	
12	Etch	Front, Last L...				lightg...	anchor2	- 0.7376	0.0	0.0	
13	Depo...	Conformal	Layer6	poly2	1.503 S...	gray					
14	Etch	Front, Last L...				red	poly2	+ 1.503	0.0	0.0	
15	Depo...	Conformal	Layer7	GOLD	0.5 S...	lightg...					
16	Etch	Front, Last L...				pink	metal	+ 0.5	0.0	0.0	
17	Sacrif...			PSG							

Figure 23 : Description du procédé PolyMUMPs sous CoventorWare®.

Les propriétés technologiques des matériaux mentionnés dans cette description sont contenues dans une base de données. Ne pouvant pas mesurer ces paramètres, nous avons établi le Tableau 1 à partir des données fournies par le constructeur (en référence aux runs 45, 57 et 63 utilisés dans le cadre de cette thèse) et par la littérature.

Paramètres	Valeur	Référence
Module de Young (en GPa), E .	158 ± 10	[polyMUMPs], [Rigo2004]
Coefficient de Poisson, ν .	$0,22 \pm 0,1$	[polyMUMPs], [Chen2002]
Stress interne (en MPa)		[polyMUMPs]
Poly1 (compression), σ_1 .	11,235 (run57) 7 (run63)	
Poly2 (compression), σ_2 .	9,834 (run57) 15 (run63)	
Résistivité (en $\Omega.m$)		[polyMUMPs]
Poly1, ρ_1 .	$2,07 \cdot 10^{-5}$ (run57) $2,41 \cdot 10^{-5}$ (run63)	
Poly2, ρ_2 .	$3,19 \cdot 10^{-5}$ (run57) $4,58 \cdot 10^{-5}$ (run63)	
Coefficient d'Expansion Thermique (en $10^{-6} K^{-1}$), TCE .	$2,8 \pm 0,2$	[Chen2002], [Lai2004], [Chiao2000]
Conductivité thermique du polysilicium (en $W.m^{-1}.K^{-1}$), k_p .	32 ± 2	[Chen2002], [Chiao2000], [Huang1999]
Conductivité thermique de l'air (en $W. m^{-1}.K^{-1}$), k_v .	0,026	[Huang1999]
Conductivité thermique du Si_3N_4 (en $W. m^{-1}.K^{-1}$), k_n .	2,25	[Huang1999]

Tableau 1 : Propriétés technologiques du polysilicium.

Ce tableau permet de mettre en avant le problème de l'incertitude sur la connaissance des paramètres technologiques. Il sera donc intéressant dans la suite de faire une étude de l'influence de ces incertitudes sur les résultats des simulations.

Le modèle en trois dimensions peut alors être réalisé par le logiciel à partir des masques complétés par la description du procédé. La Figure 24 permet de visualiser le modèle 3D de la structure dont les masques étaient donnés dans la Figure 22.

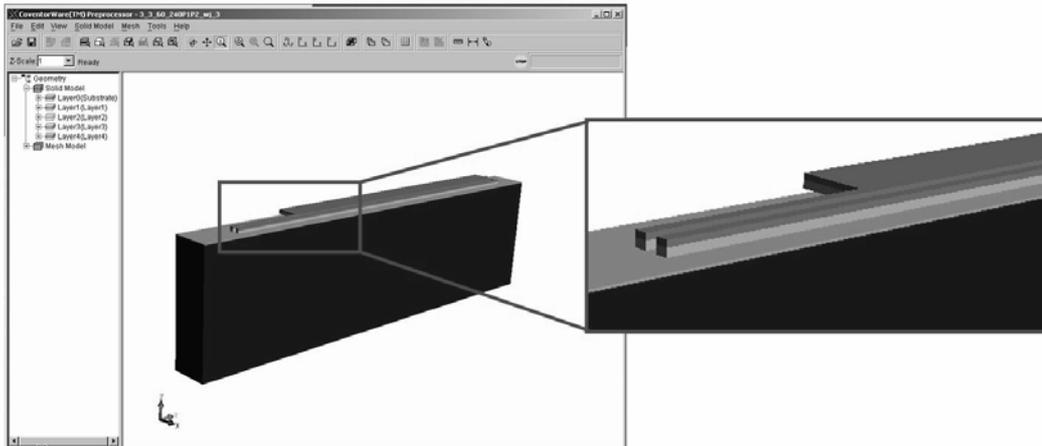


Figure 24 : Visualisation du modèle 3D généré par CoventorWare®.

Le maillage, qui est la prochaine étape, permet de diviser la structure en petits éléments dont la forme est choisie pour obtenir l'exemple donné dans la Figure 25.

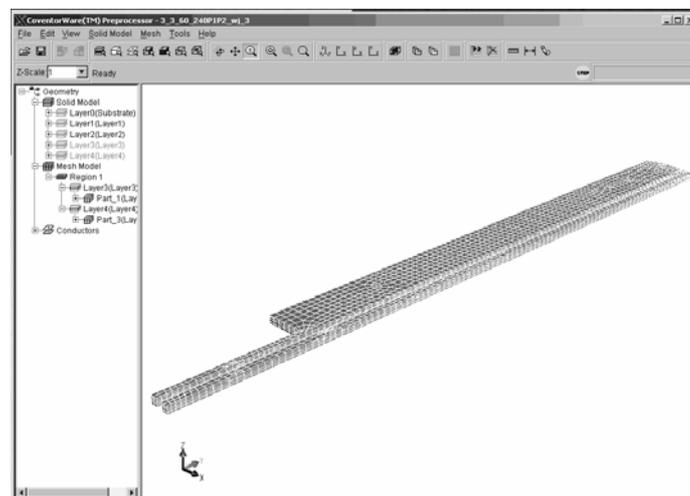


Figure 25 : Maillage d'un actionneur électrothermique en forme de U sous CoventorWare®.

Après avoir maillée la structure, il faut définir les conditions aux limites. Dans le cas présent, il s'agit d'imposer :

- un ancrage en bout du bras chaud et du bras de flexion de l'actionneur ;
- une température ambiante à ces deux ancrages ;
- l'application d'un courant à travers la structure ;
- enfin, des zones d'échange par convection avec l'extérieur.

2.2 Les résultats de la modélisation

En s'appuyant sur ces conditions aux limites et en utilisant les solveurs adéquats (ici MemETherm et MemMech pour, respectivement, le comportement électrothermique et thermomécanique), la modélisation du comportement de la structure peut être menée avec les paramètres géométriques donnés dans le Tableau 2.

Paramètres	Valeurs
Longueur du bras chaud, l_h	300 μm
Longueur du bras froid, l_c	240 μm
Longueur du ressort, l_f	60 μm
Largeur du bras chaud, w_h	3 μm
Largeur du bras froid, w_c	20 μm
Largeur du ressort, w_f	3 μm
Largeur du bras de jonction, w_j	3 μm
Espacement entre les deux bras, g	3 μm

Tableau 2 : Valeurs des paramètres géométriques pour l'exemple de modélisation aux éléments finis.

Les résultats obtenus sont alors, par exemple, la répartition de la température dans la structure (cf. Figure 26) ou encore la déformation de la structure (cf. Figure 27).

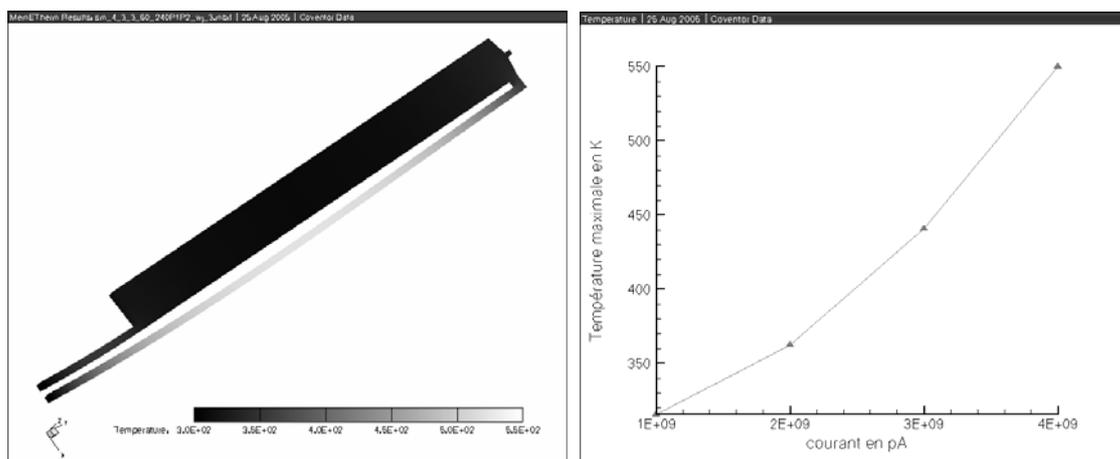


Figure 26 : Répartition de la température d'un actionneur en forme de U et variation de la température maximale dans l'actionneur en fonction du courant appliqué.

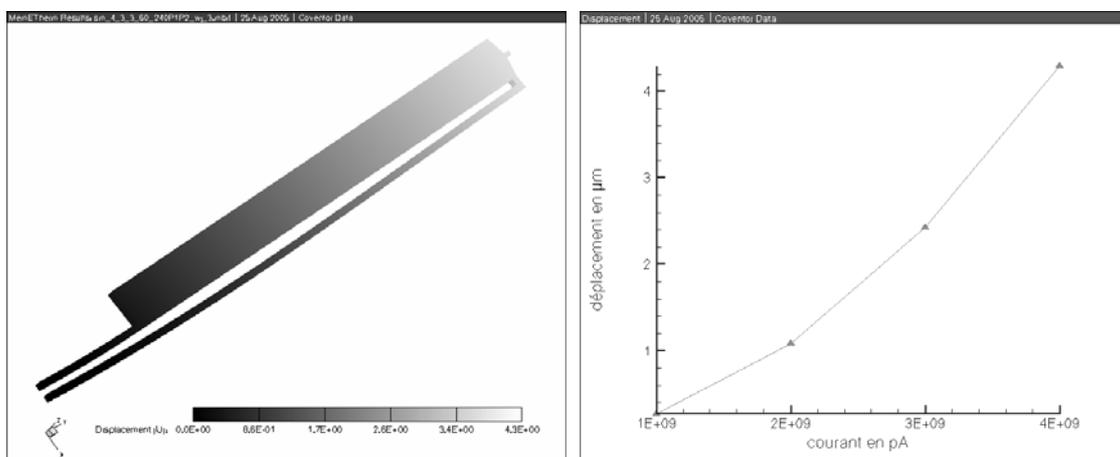


Figure 27 : Déformation d'un actionneur et variation du déplacement maximal en fonction du courant appliqué.

2.3 Exploitation du modèle

Les outils de modélisation aux éléments finis, tel que CoventorWare[®] qui a été utilisé ici, permettent donc d'obtenir des cartographies en trois dimensions de plusieurs paramètres comme la température, le stress, la déformation.

Nous allons utiliser ces modélisations aux éléments finis pour étudier l'influence des paramètres technologiques sur le déplacement de l'actionneur. Cela permettra par conséquent de simplifier le modèle analytique en répondant aux questions « faut-il prendre en compte le stress interne des couches de polysilicium ? » et « faut-il prendre en compte le coefficient de Poisson ? ».

Pour commencer, nous avons étudié l'influence du stress interne dans les couches de polysilicium en multipliant les valeurs du stress, données par le fondeur, par un coefficient multiplicatif. Ainsi, en prenant des coefficients entre 0 et 3, on obtient la courbe de la Figure 28.

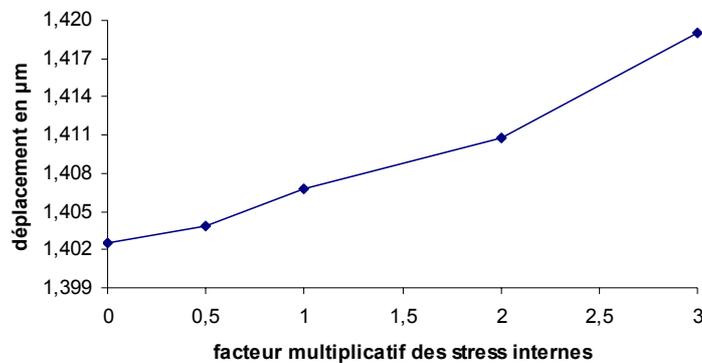


Figure 28 : Etude avec CoventorWare[®] de l'influence du stress interne dans les couches de polysilicium sur le déplacement d'un actionneur électrothermique en forme de U.

Cette courbe permet de mettre en évidence la possibilité de négliger l'influence du stress interne dans les couches de polysilicium sur le déplacement de l'actionneur. En effet, lorsque l'on passe de la valeur 0 (correspondant à la non prise en compte du stress interne) à la valeur 1 (correspondant aux valeurs du stress fournies par le fondeur), le changement dans le déplacement obtenu par simulation aux éléments finis est inférieur à $0,01\mu\text{m}$.

Ce résultat permettra donc de simplifier le modèle analytique en négligeant l'influence du stress interne dans les couches de polysilicium.

De la même façon, nous avons évalué l'influence du coefficient de Poisson sur le déplacement de l'actionneur. Pour cela, nous avons mené des simulations en utilisant toutes les valeurs que peut prendre ce coefficient (à savoir entre 0 et 0,5) pour aboutir à la courbe donnée dans la Figure 29.

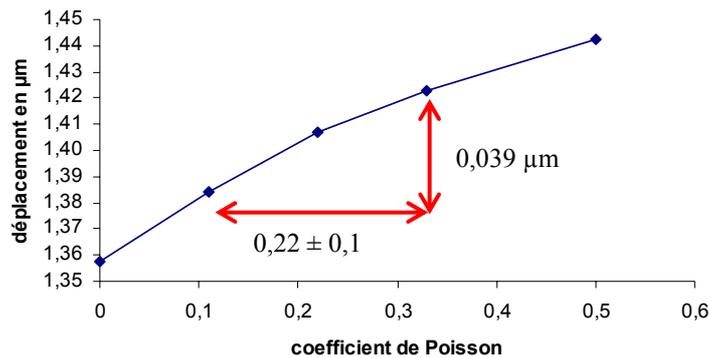


Figure 29 : Etude de l'influence du coefficient de Poisson sur le déplacement d'un actionneur électrothermique en forme de U.

Cette courbe permet de voir que sur toute la gamme des valeurs possibles pour ce paramètre, le déplacement ne varie que de 0,088 µm ce qui est totalement négligeable. Cela permettra donc de simplifier le modèle analytique en ne tenant pas compte du coefficient de Poisson.

Nous avons donc vu que les modélisations aux éléments finis permettent d'obtenir les cartographies de la température ou la déformation de la structure. Cependant cette technique de modélisation est très coûteuse en temps de calcul. C'est un inconvénient pour réaliser l'optimisation d'une structure. Nous avons donc envisagé ensuite de réaliser un modèle analytique qui est présenté dans la prochaine partie.

3 Modélisation analytique de l'actionneur

De part les phénomènes physiques mis en jeu dans un actionneur électrothermique, sa modélisation se fait en deux étapes. La première analyse est électrothermique et permet, à partir de la valeur du courant appliqué, de connaître la répartition de la température dans l'actionneur. Vient ensuite l'analyse thermomécanique qui permet de connaître la déflexion en bout d'actionneur en fonction de l'échauffement thermique dans la structure.

3.1. La modélisation électrothermique

Nous allons aborder dans un premier temps les équations qui sont à la base de cette étude électrothermique pour terminer sur la présentation des résultats obtenus, à savoir les profils de température dans l'actionneur.

3.1.1. Les équations mathématiques

La réponse électrothermique des bras de l'actionneur qui sont fabriqués dans une couche de polysilicium est simplifiée par un problème monodimensionnel [Huang1999] puisque la longueur des ponts est grande devant leur section. Le système est donc considéré comme une succession de trois

ponts (le couple bras chaud + bras de jonction car ils ont les mêmes caractéristiques, le bras froid et le bras de flexion) comme cela peut être vu dans la Figure 30.

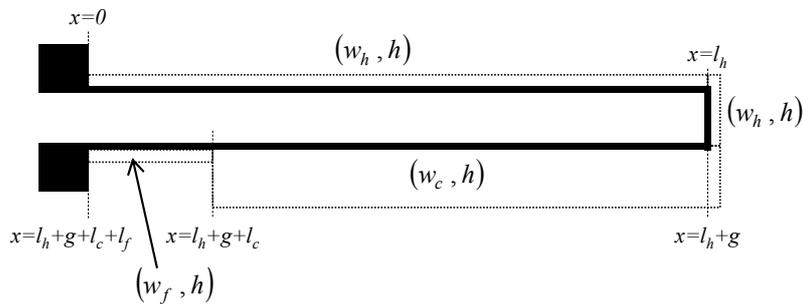


Figure 30 : Schéma du système simplifié en une dimension.

Il existe 3 mécanismes d'échange de chaleur :

- *la conduction* : transfert d'énergie sous l'influence d'une différence de température, d'un point chaud vers un point froid, cf. Figure 31.

La théorie de la conduction repose sur l'hypothèse de Fourier selon laquelle la densité du flux thermique est proportionnelle au gradient de température. Ainsi, le flux de chaleur transmis par conduction (en W) s'exprime comme :

$$\varphi_{\text{conduction}} = -kS \frac{\partial T}{\partial x} \quad (7)$$

avec k la conductivité thermique du milieu (en $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{°C}^{-1}$), S l'aire de la surface de passage du flux (en m^2), T la température (en °C) et x la variable d'espace dans la direction du flux (en m).

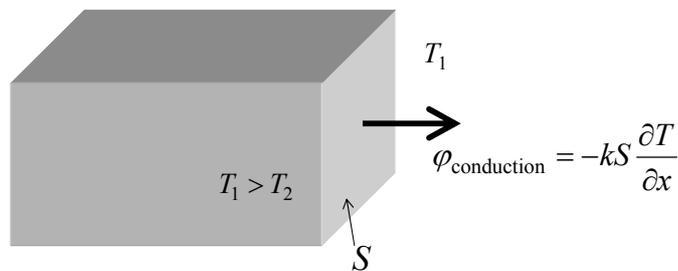


Figure 31 : Flux de chaleur transmis par conduction.

- *la convection* : transfert de chaleur entre un solide et un fluide, cf. Figure 32. L'énergie est transmise par déplacement du fluide. Ce mécanisme est régi par la loi de Newton ce qui permet d'exprimer le flux de chaleur transmis par convection (en W) comme :

$$\varphi_{\text{convection}} = h_c S (T_p - T_\infty) \quad (8)$$

avec h_c le coefficient de transfert de chaleur par convection (en $\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$), T_p la température à la surface du solide (en °C) et T_∞ la température du fluide (en °C).

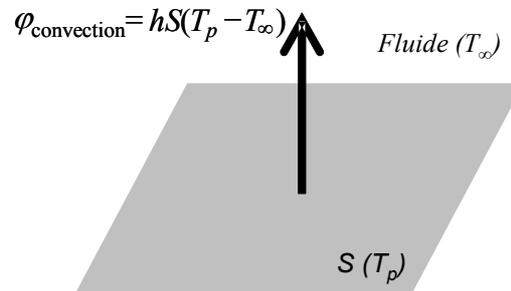


Figure 32 : Flux de chaleur échangé par convection.

Dans notre cas, la convection a lieu vers le substrat à travers une couche d'air et une couche de nitrure mais aussi vers le milieu ambiant dans lequel est plongée la structure. Du fait que l'échange thermique reste en régime laminaire, les pertes de chaleur par convection vers le substrat et vers le milieu ambiant seront assimilées à des pertes par conduction à travers une résistance thermique R_T selon l'expression :

$$\varphi_{\text{convection}} = S \frac{\Delta T}{R_T} \quad (9)$$

où ΔT est la différence de température entre le solide et le fluide ambiant.

- et la radiation : transfert d'énergie électromagnétique entre deux surfaces, cf. Figure 33. Le flux de chaleur échangé par rayonnement s'exprime (en W) comme :

$$\varphi_{\text{radiation}} = \sigma \varepsilon_p S (T_p^4 - T_\infty^4) \quad (10)$$

avec σ la constante de Stephan ($5,67.10^{-8} \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-4}$), ε_p le facteur d'émission de la surface (0,6 [Huang1999]), T_p la température à la surface du solide (en K) et T_∞ la température du fluide (en K).

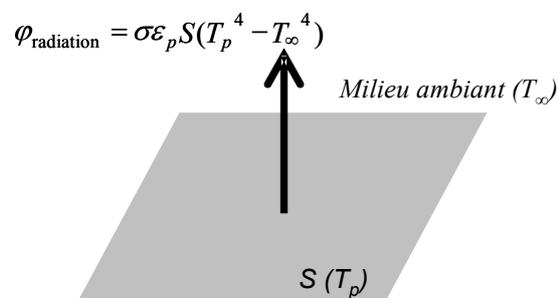


Figure 33 : Flux de chaleur échangé par rayonnement.

En accord avec une comparaison réalisée entre l'énergie perdue par radiation et l'énergie créée par effet Joule dans les actionneurs électrothermiques en forme de U [Huang1999], la dissipation de chaleur vers le milieu ambiant par radiation sera négligée dans cette étude.

Après avoir examiné les différents mécanismes d'échange de chaleur, une portion de l'actionneur de longueur Δx (dont on peut voir une coupe transversale dans la Figure 34) est prise en compte pour faire l'étude des transferts thermiques. La couche de nitrure présente dans ce diagramme est imposée par le procédé technologique pour garantir une isolation électrique et thermique des structures (et donc de l'actionneur) vis-à-vis du substrat.

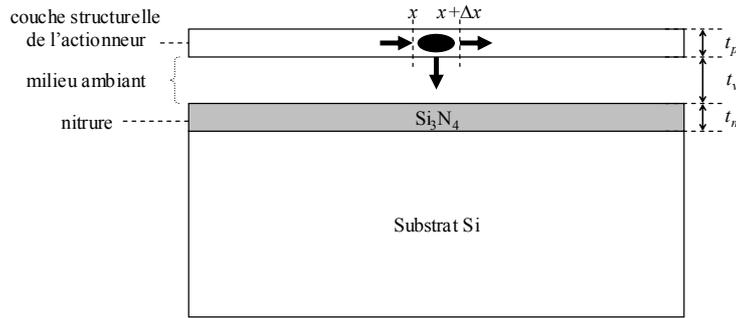


Figure 34 : Diagramme de la section de l'actionneur.

La résistivité du polysilicium, notée ρ , est considérée ici comme une fonction de la température. Cette variation est supposée linéaire avec un coefficient, ξ , et telle que la résistivité à la température ambiante est $\rho(T_S) = \rho_0$:

$$\rho(T) = \rho_0 [1 + \xi(T - T_S)] \quad (11)$$

où T est la température de la portion considérée et T_S la température du substrat.

En examinant les échanges thermiques dans l'élément considéré, cf. Figure 34, de largeur w , épaisseur h et de longueur Δx , l'équation de la chaleur peut être établie dans des conditions stationnaires. En effet, en établissant l'égalité entre les apports de chaleur (par effet Joule et par conduction) et les pertes (par conduction et par convection vers le substrat et le milieu ambiant), on obtient l'équation aux dérivées partielles suivante :

$$-k_p wh \left[\frac{dT}{dx} \right]_x + J^2 \rho wh \Delta x = -k_p wh \left[\frac{dT}{dx} \right]_{x+\Delta x} + F_S \Delta x w \frac{T - T_S}{R_T} \quad (12)$$

où k_p est la conductivité thermique du polysilicium, J est la densité de courant, F_S est le facteur de forme et R_T est la résistance thermique. Le facteur de forme, F_S , permet de prendre en compte les

échanges thermiques vers le milieu ambiant tout en considérant seulement la surface en vis-à-vis avec le substrat. Son expression est donnée par [Lin1996] :

$$F_S = \frac{h}{w} \left(\frac{2t_v}{h} + 1 \right) + 1 \quad (13)$$

où h est l'épaisseur de la couche dans laquelle est réalisée l'actionneur et w est la largeur du bras considéré.

La résistance thermique, R_T , représente les couches présentes entre le substrat et l'actionneur. Elle dépend donc des conductivités thermiques, k_v et k_n , et des épaisseurs, t_v et t_n , des couches d'air et de nitrure :

$$R_T = \frac{t_v}{k_v} + \frac{t_n}{k_n} \quad (14)$$

Cependant, en s'appuyant sur les paramètres technologiques donnés par le fondeur et présents dans le Tableau 1, le terme $\frac{t_n}{k_n}$ prend la valeur $\frac{0,6 \cdot 10^{-6}}{2,25} = 2,67 \cdot 10^{-7} \text{ W}^{-1} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{K}$ alors que le terme $\frac{t_v}{k_v}$ peut prendre les valeurs $\frac{2 \cdot 10^{-6}}{0,026} = 7,69 \cdot 10^{-5} \text{ W}^{-1} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{K}$ ou $\frac{2,75 \cdot 10^{-6}}{0,026} = 1,058 \cdot 10^{-5} \text{ W}^{-1} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{K}$ suivant que le niveau structurel soit en poly1 ou en poly2. Ces résultats permettent de conclure sur le fait que $\frac{t_v}{k_v} \gg \frac{t_n}{k_n}$ et que l'on peut donc exprimer la résistance R_T comme $\frac{t_v}{k_v}$. Afin de valider ce résultat, nous présenterons dans la partie consacrée aux résultats de simulation, les profils de température dans l'actionneur en tenant compte ou non de cette simplification.

Une équation différentielle du second ordre est alors obtenue en prenant la limite $\Delta x \rightarrow 0$ dans l'équation (12) :

$$k_p \frac{d^2 T}{dx^2} + J^2 \rho = \frac{F_S}{h} \frac{(T - T_S)}{R_T} \quad (15)$$

Le premier terme du membre de gauche de l'équation (15) représente le taux net de conduction de chaleur dans l'élément par unité de volume. Le second terme du membre de gauche est le taux de génération d'énergie thermique par effet Joule dans l'élément par unité de volume. Enfin, le terme de droite représente le taux d'énergie thermique perdue dans l'élément par unité de volume. En prenant en compte l'équation (11) et en faisant un changement de variable dans l'équation (15), on obtient :

$$\frac{d^2\theta(x)}{dx^2} - m^2\theta(x) = 0 \quad (16)$$

avec

$$\theta(x) = T(x) - T_\theta$$

$$T_\theta = T_S + \frac{J^2 \rho_0}{k_p m^2}$$

$$m^2 = \frac{F_S}{k_p h R_T} - \frac{J^2 \rho_0 \xi}{k_p}$$

La résolution de l'équation (16) permet de trouver la distribution de la température dans le bras chaud, le bras froid et le bras de flexion :

$$T_h(x) = T_H + c_1 e^{m_h x} + c_2 e^{-m_h x} \quad (17)$$

$$T_c(x) = T_C + c_3 e^{m_c x} + c_4 e^{-m_c x} \quad (18)$$

$$T_f(x) = T_F + c_5 e^{m_f x} + c_6 e^{-m_f x} \quad (19)$$

où T_H et m_h sont respectivement identiques à T_θ et m excepté que w est remplacé par w_h ; T_C et m_c sont respectivement identiques à T_θ et m excepté que w est remplacé par w_c ; w_h et w_c sont les largeurs des bras chaud et froid, c_j (avec $j = 1$ à 6) sont des constantes à rechercher, $T_F = T_H$ et $m_f = m_c$ puisque la largeur de la partie flexible est identique à la largeur du bras chaud.

Il faut noter que le bras de jonction a été inclus dans le bras chaud étant donné que ces deux bras ont les mêmes largeurs. Dans le cas où cette condition ne serait plus vérifiée, il faudra ajouter une expression $T_j(x)$ donnant le profil de température dans le bras de jonction. Il faudra alors déterminer non pas 6 mais 8 conditions d'intégration.

La température des plots d'ancrage est supposée identique à la température du substrat, T_S . En utilisant la continuité de la température et du taux de conduction thermique à travers les jonctions entre le bras chaud, le bras froid et le bras de flexion, les constantes c_j peuvent être retrouvées avec 6 équations simultanées représentées ici sous forme matricielle :

$$\begin{bmatrix}
1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
e^{m_h(l_h+g)} & e^{-m_h(l_h+g)} & -e^{m_c(l_h+g)} & -e^{-m_c(l_h+g)} & 0 & 0 \\
e^{m_h(l_h+g)} & -e^{-m_h(l_h+g)} & -\lambda e^{m_c(l_h+g)} & \lambda e^{-m_c(l_h+g)} & 0 & 0 \\
0 & 0 & e^{m_c(l_h+g+l_c)} & e^{-m_c(l_h+g+l_c)} & -e^{m_h(l_h+g+l_c)} & -e^{-m_h(l_h+g+l_c)} \\
0 & 0 & \lambda e^{m_c(l_h+g+l_c)} & -\lambda e^{-m_c(l_h+g+l_c)} & -e^{m_h(l_h+g+l_c)} & e^{-m_h(l_h+g+l_c)} \\
0 & 0 & 0 & 0 & e^{m_h(2l_h+g_c)} & e^{-m_h(2l_h+g_c)}
\end{bmatrix}
\begin{bmatrix}
c_1 \\
c_2 \\
c_3 \\
c_4 \\
c_5 \\
c_6
\end{bmatrix}
=
\begin{bmatrix}
T_S - T_H \\
T_C - T_H \\
0 \\
T_H - T_C \\
0 \\
T_S - T_H
\end{bmatrix}
\quad (20)$$

où l_h et l_c sont respectivement la longueur du bras chaud et du bras froid, g est le gap entre le bras chaud et le bras froid, $\lambda = w_c m_c / w_h m_h$. La résolution de l'équation (20) permet de connaître l'expression des constantes c_j et par conséquent celle de la distribution de la température le long des différents bras de l'actionneur.

Cela permet de déterminer \overline{T}_h , \overline{T}_j , \overline{T}_c et \overline{T}_f qui sont respectivement la température moyenne dans le bras chaud, le bras de jonction, le bras froid et la partie flexible :

$$\overline{T}_h = \frac{1}{l_h} \int_0^{l_h} T_h(x) dx = T_H + \frac{c_1}{m_h l_h} (e^{m_h l_h} - 1) - \frac{c_2}{m_h l_h} (e^{-m_h l_h} - 1) \quad (21)$$

$$\overline{T}_j = \frac{1}{g} \int_{l_h}^{l_h+g} T_h(x) dx = T_H + \frac{c_1}{m_h g} (e^{m_h(l_h+g)} - e^{m_h l_h}) - \frac{c_2}{m_h g} (e^{-m_h(l_h+g)} - e^{-m_h l_h}) \quad (22)$$

$$\overline{T}_c = \frac{1}{l_c} \int_{l_h+g}^{l_h+g+l_c} T_c(x) dx = T_C + \frac{c_3}{m_c l_c} (e^{m_c(l_h+g+l_c)} - e^{m_c(l_h+g)}) - \frac{c_4}{m_c l_c} (e^{-m_c(l_h+g+l_c)} - e^{-m_c(l_h+g)}) \quad (23)$$

$$\overline{T}_f = \frac{1}{l_f} \int_{l_h+g+l_c}^{2l_h+g} T_f(x) dx = T_H + \frac{c_5}{m_h l_f} (e^{m_h(2l_h+g)} - e^{m_h(l_h+g+l_c)}) - \frac{c_6}{m_h l_f} (e^{-m_h(2l_h+g)} - e^{-m_h(l_h+g+l_c)}) \quad (24)$$

Les profils de température dans les différents bras de l'actionneur permettent également de déterminer une expression de la résistance de l'actionneur :

$$\begin{aligned}
R = \int_0^{2l_h+g} dR(T) &= \frac{\rho_0 l_h}{w_h h} [1 + \xi(\overline{T}_h - T_S)] + \frac{\rho_0 g}{w_h h} [1 + \xi(\overline{T}_j - T_S)] \\
&+ \frac{\rho_0 l_c}{w_c h} [1 + \xi(\overline{T}_c - T_S)] + \frac{\rho_0 l_f}{w_h h} [1 + \xi(\overline{T}_f - T_S)]
\end{aligned} \quad (25)$$

Toutes ces équations peuvent être résolues avec un outil de résolution mathématique comme Matlab[®]. La prochaine partie contient les résultats de cette résolution qui pourront être comparés avec les résultats des modélisations aux éléments finis présentés dans la partie précédente.

3.1.2. Les résultats des simulations

En supplément des paramètres technologiques donnés dans le Tableau 1, nous allons dans un premier temps fixer les paramètres géométriques avant d’aborder les profils de température obtenus en faisant varier les hypothèses considérées dans l’étude pour en voir l’influence sur les profils de température.

Pour mener ces simulations, nous avons choisi une structure présente dans les véhicules de test qui seront présentés dans le Chapitre 3. Les paramètres géométriques de cette structure sont tirés des layout réalisés pour la fabrication et sont listées dans le Tableau 3.

Paramètres	Valeurs
Longueur du bras chaud, l_h	300 μm
Longueur du bras froid, l_c	240 μm
Longueur du ressort, l_f	60 μm
Largeur du bras chaud, w_h	3 μm
Largeur du bras froid, w_c	20 μm
Largeur du ressort, w_f	3 μm
Largeur du bras de jonction, w_j	3 μm
Espacement entre les deux bras, g	3 μm

Tableau 3 : Paramètres géométriques de l’actionneur considéré.

Pour avoir une meilleure visibilité de la température dans les différents bras, nous avons « déplié » le U de l’actionneur dans toutes les représentations du profil de température. Ainsi, nous avons successivement les 3 parties de l’actionneur (cf. Figure 35, partie de gauche). La portion de gauche où la température est élevée correspond au bras chaud, vient ensuite le bras froid avec une chute de la température et enfin le ressort où la température augmente de nouveau. Cela vérifie le fait que plus le bras est fin, plus la résistance est élevée et par conséquent la température élevée.

Après avoir présenté le choix de représentation de ce profil de température dans l’actionneur, nous allons présenter des résultats issus d’une exploitation du modèle analytique.

Dans la partie précédente, nous avons vu que la résistance thermique R_T , utilisée pour assimiler les pertes par convection à des pertes par conduction, pouvait être simplifiée en négligeant les effets de la couche de nitrure. La Figure 35 permet de vérifier, par la simulation, que la simplification de l’expression de la résistance R_T a très peu d’influence sur le profil de température et par conséquent sur le déplacement de l’actionneur.

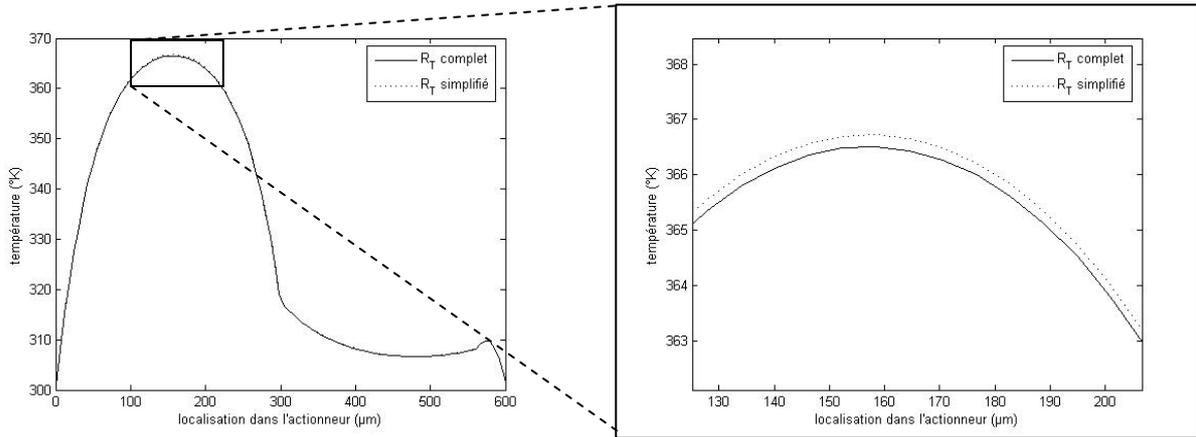


Figure 35 : Etude de l'influence de la simplification de R_T sur la répartition de la température.

Pour quantifier la différence entre les courbes, nous allons utiliser la méthode des moindres carrés. Il s'agit alors de déterminer la somme moyennée des écarts, élevés au carré, calculés pour chaque point de calcul :

$$J = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N [y_1(i) - y_2(i)]^2 \quad (26)$$

où J est l'écart entre les deux courbes y_1 et y_2 , contenant chacune N points.

En utilisant cette méthode, nous avons pu quantifier l'écart entre les courbes obtenues en simplifiant ou non la résistance R_T . Cet écart est de 0,0212 ce qui est très faible et qui permet de confirmer que cette simplification sur l'expression de la résistance R_T n'aura pas d'influence sur la détermination du déplacement de l'actionneur. On pourra donc négliger l'effet de la couche de nitrure dans l'expression de R_T .

Des simulations ont ensuite été menées pour mettre en évidence l'influence de la variation de la résistivité en fonction de la température (cf. équation (11)). Pour cela, nous avons tracé la distribution de la température en tenant compte ou non de la variation de la résistivité avec la température (cf. Figure 36).

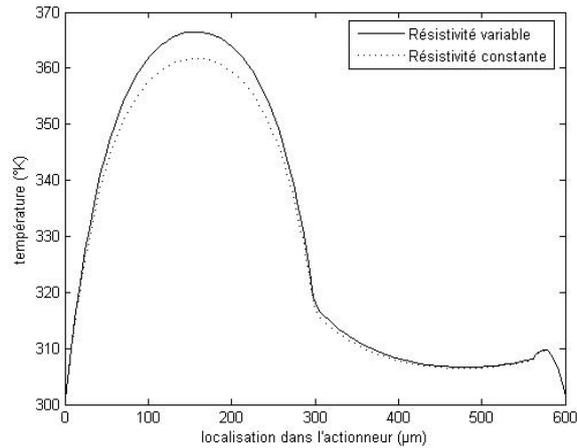


Figure 36 : Influence de la prise en compte de la variation de la résistivité du polysilicium en fonction de la température sur le profil de température dans un actionneur en forme de U.

On peut voir sur cette figure que la température maximale dans le bras chaud est de 361°K quand on prend $\xi = 0$ (i.e. lorsque la résistivité est considérée comme constante) et de 366°K lorsque l'on prend $\xi = 1,25 \cdot 10^{-3} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ suivant [Huang1999] (i.e. lorsque l'on considère la variation de la résistivité avec la température). Ainsi, la variation de la résistivité avec la température a une influence sur le profil de température dans les bras ce qui se traduit également par une différence au niveau du déplacement (cf. Figure 37) dont le calcul sera abordé dans la prochaine partie. On peut quantifier cette différence avec la méthode des moindres carrés avec laquelle l'écart entre ces courbes est de 6,72 ce qui n'est pas négligeable.

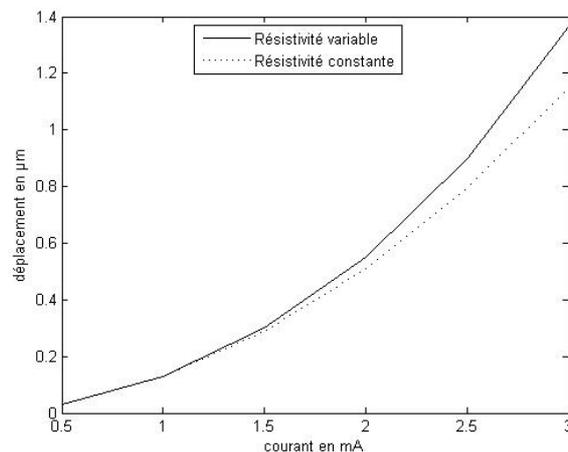


Figure 37 : Influence de la prise en compte de la variation de la résistivité du polysilicium avec la température sur la variation du déplacement en fonction du courant injecté.

Nous pouvons aussi regarder l'influence de la variation de la résistivité avec la température sur la variation de la résistance de l'actionneur en fonction du courant. En effet, comme cela est visible dans la Figure 38, on retrouve qu'une résistivité constante entraîne une variation constante de la

résistance alors que, si on considère la résistivité variable avec la température (cf. équation (11)), la résistance varie entre 876 Ω et 991 Ω .

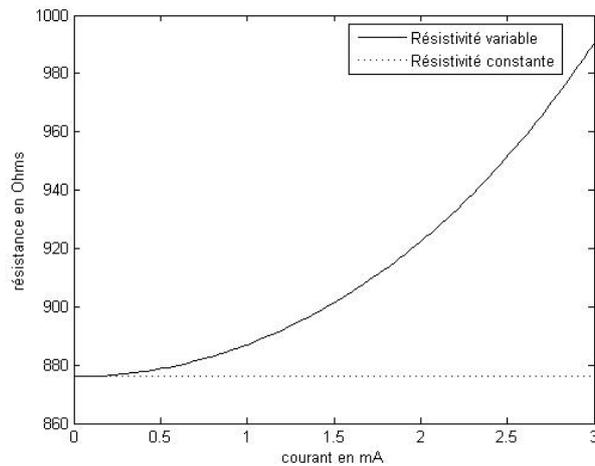


Figure 38 : Influence de la prise en compte de la variation de la résistivité du polysilicium avec la température sur la variation de la résistance en fonction du courant injecté.

Il est donc important de prendre en compte la variation de la résistivité avec la température.

Ensuite, le profil de la température a été tracé avec et sans prise en compte de la convection vers le substrat et vers le milieu ambiant (cf. Figure 39). Cela revient à diminuer fortement la conductivité thermique du milieu ambiant (en prenant par exemple 0,005) pour se placer dans le cas où l'on ne tient pas compte de la convection.

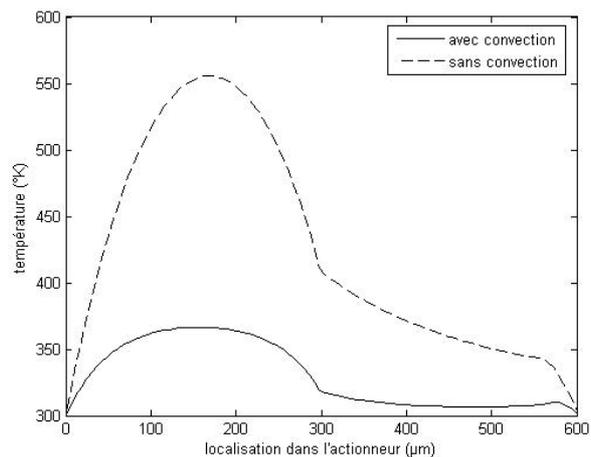


Figure 39 : Profil de température dans l'actionneur avec et sans prise en compte de la convection vers le substrat et vers le milieu ambiant.

La Figure 39 permet de mettre en évidence que les pertes de chaleur par convection vers le substrat et le milieu ambiant ne sont pas négligeables. En effet, toujours en utilisant la méthode des moindres carrés, l'écart entre les deux cas de figure est de plus de 12000 !

Ceci a été particulièrement important dans les modélisations aux éléments finis. En effet, ce mécanisme de transfert de chaleur n'est pas toujours pris en compte par défaut. Par exemple, pour l'outil CoventorWare® qui a été utilisé lors de ces travaux, il a fallu ajouter une condition aux limites supplémentaires pour que ces échanges par convection soient pris en compte dans la modélisation.

Il n'est donc pas possible de négliger les échanges de chaleur par convection pour ces actionneurs électrothermiques.

Nous pouvons tirer de cette étude les conclusions suivantes :

- La couche de nitrure peut être négligée dans la détermination des échanges de chaleur par convection. Cela revient à considérer uniquement l'épaisseur du milieu ambiant présent entre le substrat et l'actionneur ;
- La variation de la résistivité du niveau structurel doit être pris en compte ;
- Enfin, il est important de prendre en compte les échanges de chaleur par convection qui ont une très grande influence sur la répartition de la température dans la structure.

En prenant soin de respecter les conclusions précédentes, nous avons reconduit des modélisations aux éléments finis. La Figure 40 contient les profils de température obtenus d'une part avec la modélisation aux éléments finis, et d'autre part avec la modélisation analytique qui vient d'être présentée. La corrélation entre ces deux courbes permet de valider la simplification en une dimension du modèle analytique. En effet, l'écart entre ces deux courbes (toujours en utilisant la méthode des moindres carrés) est de 0,86.

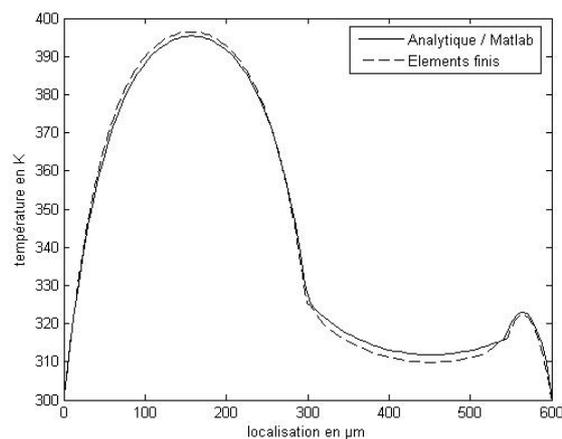


Figure 40 : Comparaison entre les éléments finis et le modèle analytique.

Une fois le modèle analytique électrothermique validé, nous avons cherché à voir l'influence du courant appliqué en traçant le profil de la température pour différentes valeurs de ce courant d'actionnement (Figure 41).

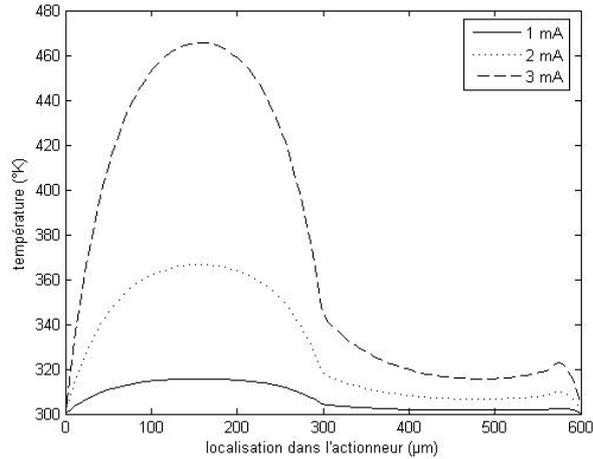


Figure 41 : Distribution de la température dans l'actionneur pour différentes valeurs du courant d'actionnement.

Cela permet de voir que plus le courant d'actionnement augmente, plus la température est élevée ce qui laisse présager une amplitude de déflexion de plus en plus grande à cause d'une dilatation thermique de plus en plus importante. Cependant, cela met aussi l'accent sur la nécessité de surveiller cette température pour se tenir dans des conditions éloignées de la fusion du matériau utilisé.

3.2. La modélisation thermomécanique

3.2.1. La modélisation basée sur une méthode énergétique

Plusieurs solutions peuvent être employées pour calculer les déformations des structures élastiques, par exemple la méthode de Castigliano [Huang1999], [Hickey2002]. On peut utiliser les équations classiques de la résistance des matériaux, par exemple le théorème des travaux virtuels, mais aussi des méthodes énergétiques. Ces méthodes intègrent différentes énergies potentielles dans une fonction et les grandeurs recherchées s'obtiennent par dérivation de cette dernière.

Dans le cas des structures à actionnement couplé (électrothermique dans notre cas), il est possible de prendre en compte les différentes énergies (mécanique et thermique par exemple) dans un même potentiel.

La fonction thermodynamique la plus connue est l'énergie interne U qui peut s'exprimer, en s'appuyant sur le premier principe de la thermodynamique, comme :

$$dU = \delta W + \delta Q \quad (27)$$

où W est le travail et Q la quantité de chaleur dans le système. Si ce dernier est soumis à une température T et à une force F entraînant un déplacement dx dans la même direction, cette énergie potentielle prend alors l'expression suivante :

$$dU = \delta W + \delta Q = F dx + T dS \quad (28)$$

où dS est l'entropie dans le système due à l'élévation à la température T .

On peut déduire de cette expression les potentiels et les différentielles associés suivants :

- L'enthalpie H :

$$\begin{aligned} H &= U - Fx \\ dH &= -x dF + T dS \end{aligned} \quad (29)$$

- L'enthalpie libre G :

$$\begin{aligned} G &= U - Fx - TS \\ dG &= -x dF - S dT \end{aligned} \quad (30)$$

L'intérêt de l'enthalpie libre est de permettre le calcul de la déformée x à température constante (les autres potentiels donnent des résultats à entropie constante, condition plus difficilement vérifiable en pratique) :

$$x = - \left(\frac{\partial G}{\partial x} \right)_{T=C^{te}} \quad (31)$$

La détermination de la déformée x passe donc par la détermination de l'enthalpie libre G . Cependant, cette fonction thermodynamique fait intervenir l'entropie dont il convient de trouver son expression. Dans ce but, on utilise le fait que dG est une différentielle totale exacte pour pouvoir écrire :

$$\left(\frac{\partial x}{\partial T} \right)_{F=C^{te}} = \left(\frac{\partial S}{\partial F} \right)_{T=C^{te}} \quad (32)$$

De plus, le coefficient α_T de dilatation thermique du matériau est défini par l'expression suivante :

$$\alpha_T = \frac{1}{L} \left(\frac{\partial x}{\partial T} \right)_{F=C^{te}} \quad \text{d'où} \quad \left(\frac{\partial S}{\partial F} \right)_{T=C^{te}} = \alpha_T L \quad (33)$$

Cela permet d'en déduire l'expression de l'entropie S et de l'intégrer dans l'expression de l'enthalpie libre :

$$S = \alpha_T L F + f(T) \quad (34)$$

$$G = - \left(\frac{1}{2} \frac{F^2}{k} + \alpha_T L F T + T f(T) \right) \quad (35)$$

En dérivant cette dernière expression, on retrouve l'expression de la déformée x :

$$x = - \left(\frac{\partial G}{\partial F} \right)_{T=C^{te}} = \frac{F}{k} + \alpha_T L T \quad (36)$$

A travers ces quelques équations, on peut voir qu'il est possible de déterminer la déflexion en bout d'actionneur, notée x , à partir de la détermination de l'enthalpie libre du système tout en prenant en compte les efforts extérieurs.

Dans la prochaine partie, nous allons déterminer cette fonction thermodynamique dans le cas de l'actionneur électrothermique en forme de U.

3.2.2. Application à l'actionneur électrothermique en forme de U

Dans ce paragraphe, le calcul de la déformation de l'actionneur électrothermique en forme de U va être réalisé en s'appuyant sur la méthodologie qui vient d'être décrite. La géométrie étudiée sera donc celle donnée dans la Figure 42. La structure est considérée comme étant soumise à une élévation de température et/ou une force extérieure F .

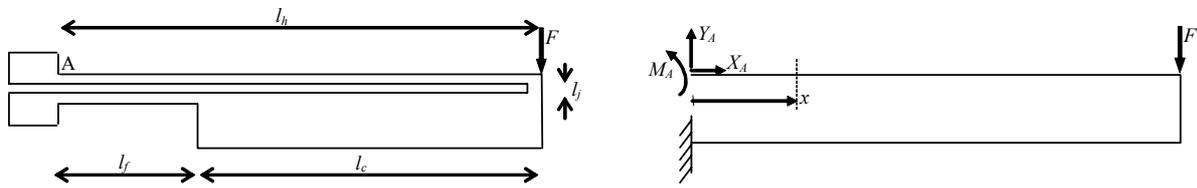


Figure 42 : Géométrie de l'actionneur électrothermique en forme de U.

Comme cela a été vu dans la partie précédente, nous allons utiliser l'enthalpie libre pour retrouver le déplacement x grâce à une dérivation par rapport à la force appliquée F à température constante. Cette dernière condition permet de simplifier l'expression de l'enthalpie libre en négligeant le terme $T.f(T)$.

Les effets mécaniques pris en compte dans cette étude sont en tension/compression et en flexion. Il s'agit donc uniquement des contraintes normales à la section considérée dans la structure. Les effets de cisaillement sont négligés. En s'appuyant sur le calcul de l'énergie interne en tenant compte des efforts en tension/compression et en flexion [Agati2001], on peut en déduire l'expression de l'enthalpie libre en fonction de ces mêmes efforts internes :

$$G_i = - \left(\frac{N_i^2 l_i}{2ES_i} - \alpha_T \Delta T_i l_i N_i + \int_0^{l_i} \frac{M_i(x)^2}{2EI_i} dx \right) \quad (37)$$

Dans cette expression, l'indice i peut prendre les valeurs $\{h, j, c, f\}$ correspondant respectivement au bras chaud, au bras de jonction, au bras froid et au bras de flexion. l_i et S_i sont donc respectivement la longueur et la section du bras considéré, E est le module de Young, I_i sont les moments d'inertie des différents bras, N_i correspond aux efforts internes en tension/compression et M_i est le moment de flexion. Ce dernier fait intervenir les efforts internes en cisaillement, notés F_i , pour obtenir l'expression suivante :

$$G_i = - \left(\frac{N_i^2 l_i}{2A_i E} - \alpha_T \Delta T_i l_i N_i + \frac{l_i}{2EI_i} \left(M_i^2 - M_i F_i l_i + F_i^2 \frac{l_i^2}{3} \right) \right) \quad (38)$$

Pour déterminer l'expression des efforts internes mentionnés ci-dessus, nous prenons pour origine l'encastrement au point A (cf. Figure 42). Ils dépendent donc des efforts d'encastrement en A (X_A , Y_A et M_A) et de la force F appliquée en bout d'actionneur.

Le Tableau 4 résume l'ensemble de ces contraintes internes dans les différentes parties de l'actionneur.

Elément	Longueur	Effort N_i	Moment M_i	Effort F_i
Bras chaud	l_h	X_A	M_A	Y_A
Jonction	l_j	$F - Y_A$	$M_A - Y_A l_h$	X_A
Bras froid	l_c	$-X_A$	$M_A - Y_A l_h - X_A l_j$	$F - Y_A$
Bras flexion	l_f	$-X_A$	$M_A - Y_A l_h - X_A l_j - F l_c$	$F - Y_A$

Tableau 4 : Expression des efforts internes dans l'actionneur électrothermique en forme de U.

Une fois que l'enthalpie est déterminée dans les différents bras de l'actionneur, l'enthalpie libre de l'ensemble de l'actionneur est obtenue en sommant les différentes composantes G_i . L'expression de l'enthalpie totale prend alors l'expression suivante :

$$G = - \left(\begin{aligned} & -\alpha_T X_A (\Delta T_h l_h + \Delta T_j l_j - \Delta T_c l_c - \Delta T_f l_f) + \frac{X_A^2}{2E} \left(\frac{l_h}{A_h} + \frac{l_f}{A_f} + \frac{l_c}{A_c} \right) + \frac{l_j (F - Y_A)^2}{2ES_j} \\ & + \frac{l_h}{2EI_h} \left(M_A^2 - M_A Y_A l_h + \frac{Y_A^2 l_h^2}{3} \right) + \frac{l_j}{2EI_j} \left((M_A - Y_A l_h)^2 - X_A (M_A - Y_A l_h) l_j + \frac{X_A^2 l_j^2}{3} \right) \\ & + \frac{l_c}{2EI_c} \left((M_A - Y_A l_h - X_A l_j)^2 - (F - Y_A) (M_A - Y_A l_h + X_A l_j) l_c + \frac{(F - Y_A)^2 l_c^2}{3} \right) \\ & + \frac{l_f}{2EI_f} \left((M_A - Y_A l_f - X_A l_j - F l_c)^2 - (F - Y_A) (M_A - Y_A l_f - X_A l_j - F l_c) l_f + \frac{(F - Y_A)^2 l_f^2}{3} \right) \end{aligned} \right) \quad (39)$$

Avant de pouvoir déterminer la déformation de l'actionneur, il faut trouver l'expression des efforts d'encastrement en A qui sont des inconnues du problème. Pour cela, on utilise le fait que l'actionneur est ancré en ce point et que les déplacements engendrés par ces efforts d'encastrement sont donc nuls. Ceci peut s'écrire comme :

$$-\frac{\partial G}{\partial X_A} = -\frac{\partial G}{\partial Y_A} = -\frac{\partial G}{\partial M_A} = 0 \quad (40)$$

Ces trois équations peuvent s'écrire de manière matricielle. Il est alors possible en inversant la matrice d'obtenir les efforts dans l'encastrement. La flèche f en extrémité de l'actionneur est obtenue quant à elle en dérivant l'enthalpie libre selon l'effort F :

$$f = -\frac{\partial G}{\partial F} = X_A l_j \left(\frac{l_c^2}{2EI_c} + \frac{l_f}{2EI_f} (2l_c + l_f) \right) + Y_A \left(-\frac{l_j}{ES_j} + \frac{l_c^2}{2EI_c} \left(l_h - \frac{2}{3} l_c \right) + \frac{l_f^2}{2EI_f} \left(l_c + \frac{l_f}{3} \right) \right) + M_A \left(-\frac{l_c^2}{2EI_c} - \frac{l_f}{2EI_f} (2l_c + l_f) \right) + F \left(\frac{l_j}{ES_j} + \frac{l_c^3}{3EI_c} + \frac{l_f}{EI_f} \left(l_c^2 + l_c l_f + \frac{l_f^2}{3} \right) \right) - \alpha_T \Delta T_j l_j \quad (41)$$

Pour obtenir cette expression, nous avons considéré tous les termes (en tension/compression et en flexion) dans les enthalpies de chacun des bras de l'actionneur. Dans la prochaine partie, après avoir donné un exemple de courbe donnant la variation du déplacement en fonction du courant appliqué, nous pourrons voir que des simplifications peuvent être faites pour alléger cette expression.

3.2.3. Les résultats des simulations

Avant d'aborder les simplifications qui peuvent être faites, nous allons reprendre l'exemple traité dans la partie électrothermique pour tracer le déplacement en fonction du courant appliqué (cf. Figure 43). On peut remarquer que cette variation est en I^2 ce qui est confirmé par la seconde courbe.

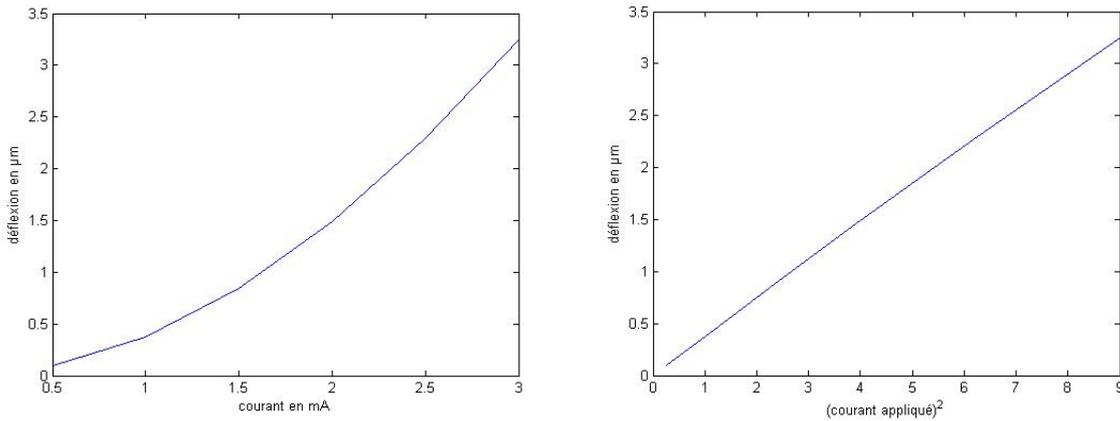


Figure 43 : Variation de la déflexion de l'actionneur en fonction du courant appliqué (à gauche) et du carré du courant appliqué (à droite).

Après avoir présenté cette variation de la déflexion avec le courant appliqué, nous allons aborder la simplification du modèle en négligeant certains termes.

Nous avons considéré plusieurs cas de figure :

- Cas 1 : tous les termes de G sont pris en compte ;

- Cas 2 : nous avons négligé les déformations du bras de jonction ce qui revient à négliger le terme G_j ;
- Cas 3 : nous avons considéré uniquement l'expansion thermique dans le bras froid. Cela revient à négliger les déformations en traction/compression et en flexion du bras froid.

Les résultats obtenus pour ces différents cas sont donnés dans le Tableau 5.

Courant appliqué	Cas 1 : aucune simplification	Cas 2 : Cas 1 + G_j négligé	Cas 3 : Cas 2 + seulement expansion thermique dans le bras froid
0.5	0.09	0.1	0.1
1	0.38	0.38	0.4
1.5	0.84	0.85	0.89
2	1.49	1.50	1.58
2.5	2.3	2.32	2.43
3	3.25	3.29	3.45

Tableau 5 : Etude de la simplification du modèle analytique thermomécanique.

Nous pouvons voir que les différences entre ces deux premiers cas d'étude sont inférieures à $0.01 \mu\text{m}$ ce qui est négligeable. On peut donc négliger le terme G_j dans le calcul de la déflexion de l'actionneur.

Par contre, concernant le troisième cas, les écarts avec le cas où aucune simplification n'est prise en compte sont de l'ordre de 0.1 à $0.2 \mu\text{m}$ ce qui n'est pas négligeable. On ne peut donc pas négliger les déformations en traction/compression et en flexion du bras froid.

Ainsi, pour gagner du temps de calcul, nous avons pu simplifier l'expression de l'enthalpie totale dans l'actionneur en négligeant le terme G_j .

La validation de la partie thermomécanique de la modélisation analytique a été faite avec des valeurs expérimentales obtenues à partir de véhicules de test présentés dans la suite du manuscrit. En prenant les dimensions dessinées sur les layout utilisés pour la fabrication, on obtient les courbes de la Figure 44 et l'on peut vérifier qu'il n'y a pas corrélation.

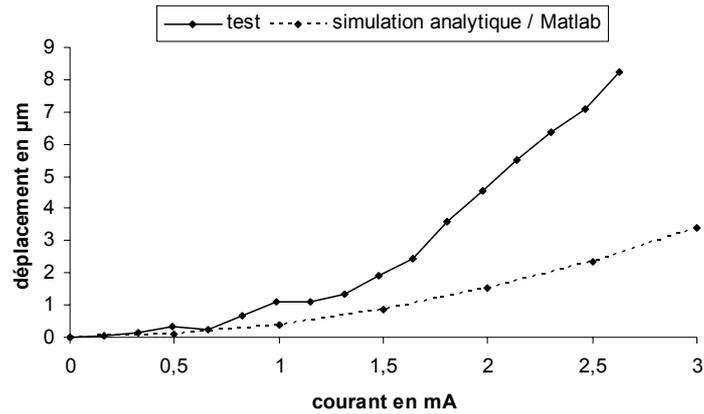


Figure 44 : Corrélation entre les tests expérimentaux et la simulation analytique sous Matlab[®] avec les paramètres géométriques issus des layout de fabrication.

Or, visuellement (cf. Figure 45), on peut se rendre compte que la largeur du bras chaud est inférieure au gap entre les deux bras alors que sur les layout ces dimensions avaient la même valeur.

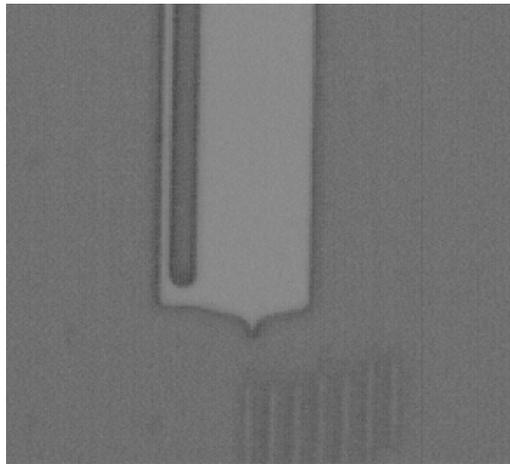


Figure 45 : Photo optique d'un actionneur électrothermique en forme de U. Visualisation de la différence entre la largeur du bras chaud et l'espace entre les deux bras.

Nous avons donc mené une étude (qui sera détaillée à partir de la page 106) pour prendre connaissance des dimensions réelles de ces paramètres. Cela nous a permis de vérifier ce qui est observable visuellement. En effet, pour la structure choisie, nous avons une largeur de bras chaud de $1,47\mu\text{m}$ contre $3\mu\text{m}$ dessiné, et un gap de $5,1\mu\text{m}$ contre $3\mu\text{m}$ dessiné. En prenant ces valeurs réelles dans la simulation, nous obtenons la courbe donnée dans la Figure 46 qui permet de vérifier la bonne corrélation entre la simulation et les tests.

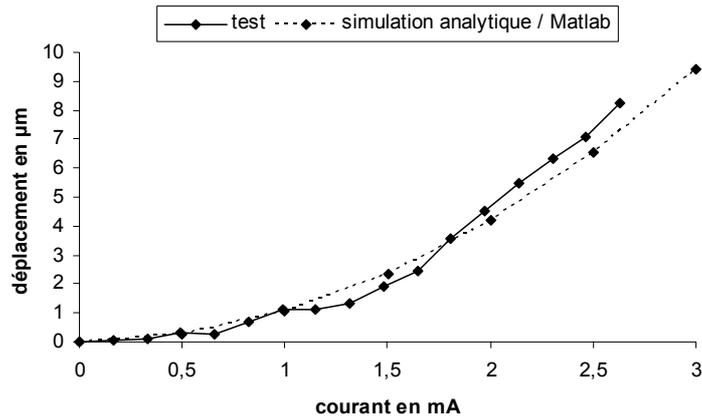


Figure 46 : Corrélation entre les tests expérimentaux et la simulation analytique sous Matlab[®] avec les paramètres géométriques mesurés sur les véhicules de test.

Le modèle analytique étant validé sous Matlab[®], le langage VHDL-AMS a été ensuite utilisé pour mettre en place un modèle de l'actionneur électrothermique en forme de U. En effet, l'utilisation de ce langage autorise l'étude de l'influence de l'électronique de commande et l'obtention d'un modèle portable et intégrable en tant que brique élémentaire dans un système plus complexe.

4 Modélisation analytique de l'actionneur avec le langage VHDL-AMS

L'utilisation du langage de simulation de circuits analogiques et numériques VHDL-AMS pour la modélisation des microsystèmes est peu courante mais il existe deux manières d'utiliser ce langage. Le premier cas consiste à trouver un circuit électrique équivalent au comportement à modéliser. Nous traiterons ce cas dans la partie électrothermique de la modélisation. Le deuxième cas est l'adaptation des équations analytiques pour les modéliser en VHDL-AMS. Ce sera abordé dans la partie thermomécanique de la modélisation.

4.1. La modélisation électrothermique

Cette partie de la modélisation va être abordée par la connaissance d'un circuit électrique équivalent du système, [Butler1997] (cf. Figure 48). Ce circuit est utilisé car il a le même comportement que le système à modéliser et il est modélisable en VHDL-AMS, langage de simulation de circuits analogiques et numériques. En s'inspirant du principe de propagation d'une onde comme dans la description de l'équation du télégraphiste, nous dupliquerons le circuit autant de fois que nécessaire jusqu'à pouvoir modéliser le système complet.

4.1.1. Le circuit électrique équivalent

Dans les parties précédentes, nous avons comparé des simulations aux éléments finis et une modélisation analytique menée sous Matlab[®] qui nous a permis de vérifier que l'actionneur électrothermique en forme de U est un système pouvant être modélisé en fonction d'une seule

variable, la longueur, en négligeant la largeur et l'épaisseur des portions de l'actionneur, [Budinger 2004]. Le système devra donc être divisé en plusieurs parties suffisamment étroites pour que la variation de la température soit linéaire le long de chaque élément. Cette hypothèse permet, [Mastrangelo1991], de décrire chaque élément par un couple électrothermique, T et V , cf. Figure 47 et Figure 48.

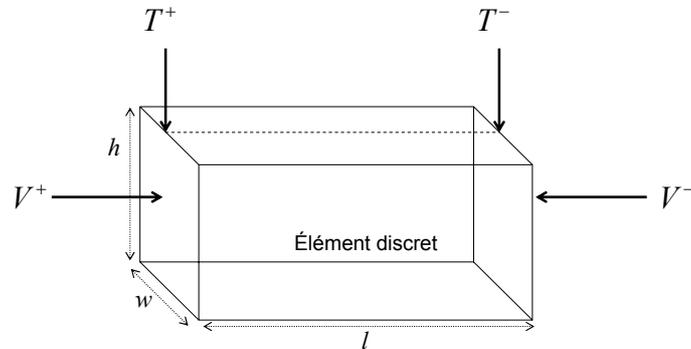


Figure 47 : Nomenclature utilisée pour décrire les paramètres physiques d'un élément discret du système en VHDL-AMS.

Chaque élément aura une longueur l , une largeur w et une épaisseur h . T^+ , T^- , V^+ et V^- représentent la température et le potentiel aux extrémités de l'élément alors que T_{avg} est la température moyenne dans l'élément et T_S est la température du substrat.

Le circuit électrique équivalent permettant de modéliser le comportement électrothermique de cet élément discret est donné dans la Figure 48. Il contient des résistances pour modéliser la conduction thermique mais aussi l'effet résistif de l'élément et une source de courant assimilée à la génération de chaleur par effet Joule.

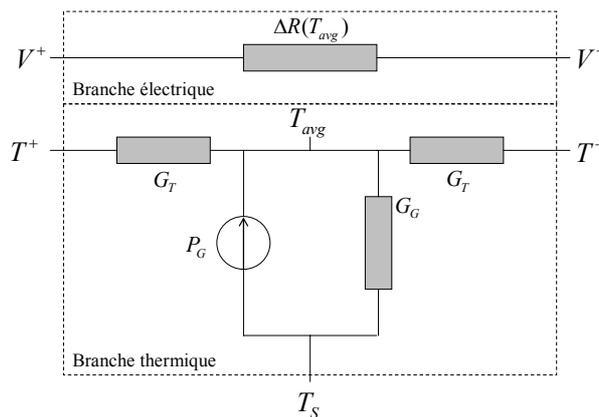


Figure 48 : Représentation du modèle électrothermique de l'élément discret du système.

Tous les éléments présents dans les branches électrique et thermique sont fonction des dimensions de l'élément, des propriétés du matériau utilisé pour la fabrication et des propriétés du gaz

environnant. Par analogie avec le modèle analytique présenté dans la partie précédente, on peut donner les équations suivantes.

Dans la branche électrique, $\Delta R(T_{avg})$ représente la variation de la résistance de l'élément avec la température qui est liée à la variation de la résistivité avec la température :

$$\rho(T) = \rho_0 (1 + \xi(T - T_S)) \quad (42)$$

où ρ_0 est la résistivité de l'élément à température ambiante (i.e. en petits signaux), ξ est le coefficient de variation de la résistivité en fonction de la température et T_S est la température du substrat.

Dans la branche thermique, G_T est la conductance thermique représentant le flux thermique par conduction à travers l'élément et s'exprime comme :

$$G_T = \frac{2k_p wh}{l} \quad (43)$$

où k_p est la conductivité thermique du matériau.

Les pertes par convection vers le milieu ambiant et vers le substrat seront assimilées à des pertes par conduction à travers une résistance thermique équivalente, G_G , qui s'exprime comme :

$$G_G = \frac{F_S k_G wl}{t_G} \quad (44)$$

où k_G est la conductivité thermique du milieu ambiant et t_G est la distance entre l'actionneur et le substrat. F_S est un facteur de forme permettant de prendre en compte l'impact de la forme de l'élément sur le transfert thermique vers le milieu ambiant. Il s'exprime comme, [Lin 1996] :

$$F_S = \frac{h}{w} \left(\frac{2t_G}{h} + 1 \right) + 1 \quad (45)$$

Les pertes par radiation sont ici négligées [Huang1999].

Enfin P_G représente le flux de chaleur généré dans l'élément par effet Joule et est une fonction de la densité de courant, J appliquée à l'élément :

$$P_G = J^2 \rho whl \quad (46)$$

qui s'exprime respectivement dans le cas d'un actionnement en courant et en tension, comme :

$$P_G = \frac{\rho l}{wh} I^2 = \frac{wh}{\rho l} V^2 \quad (47)$$

Une fois que tous les éléments du circuit électrique équivalent sont définis, on peut passer à l'implémentation en VHDL-AMS. L'outil utilisé pour celle-ci est SystemVision® [SV2005] de MentorGraphics.

L'implémentation se déroule en plusieurs étapes. Dans un premier temps, il s'agit de créer le modèle de tous les éléments du circuit équivalent (résistance de conduction, résistance de convection, source de courant). Ensuite, ces éléments sont reliés pour créer le modèle d'un élément discret du système. Ces éléments discrets, dont il faudra optimiser le nombre pour obtenir de bons résultats, sont ensuite reliés pour constituer le modèle de chaque portion de l'actionneur, à savoir le bras chaud, le bras de jonction, le bras froid et le bras de flexion. Après avoir joints ces 3 modèles, on peut faire la modélisation de l'actionneur dans sa globalité. Tout ceci fait l'objet de la prochaine partie en s'appuyant sur la structure déjà utilisée dans les deux parties précédentes.

4.1.2. Les résultats des simulations

Nous allons nous appuyer sur la structure utilisée dans les précédentes parties pour décrire les résultats d'une simulation électrothermique en VHDL-AMS. Les propriétés technologiques utilisées sont donc données dans le Tableau 1 et les paramètres géométriques dans le Tableau 3. Tous les modèles mis en place pour mener ces simulations sont disponibles dans les annexes de ce manuscrit.

Dans un premier temps, nous avons créé les modèles des composants du circuit équivalent avant de pouvoir les relier entre eux pour pouvoir obtenir le modèle équivalent sous la forme donnée dans la Figure 49.

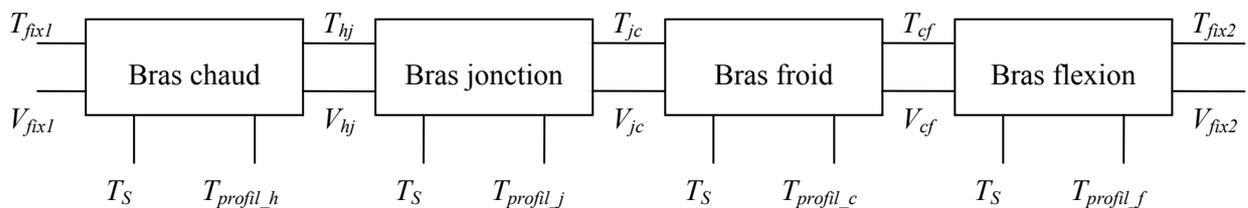


Figure 49 : Schéma en blocs du modèle électrothermique d'un actionneur électrothermique en forme de U.

Les quatre branches nommées, T_{profil_h} , T_{profil_j} , T_{profil_c} et T_{profil_f} , permettent de visualiser le profil de température dans l'actionneur électrothermique. En prenant 10 éléments discrets par bras, nous obtenons le profil donné dans la Figure 50. Sur cette même figure a été intégré le profil obtenu avec Matlab®. On peut donc vérifier la bonne corrélation entre ces deux modélisations du comportement électrothermique de l'actionneur et par conséquent valider le modèle électrothermique en VHDL-AMS. En effet, l'écart entre les deux résultats, déterminé avec la méthode des moindres carrés est égal à environ 1,3.

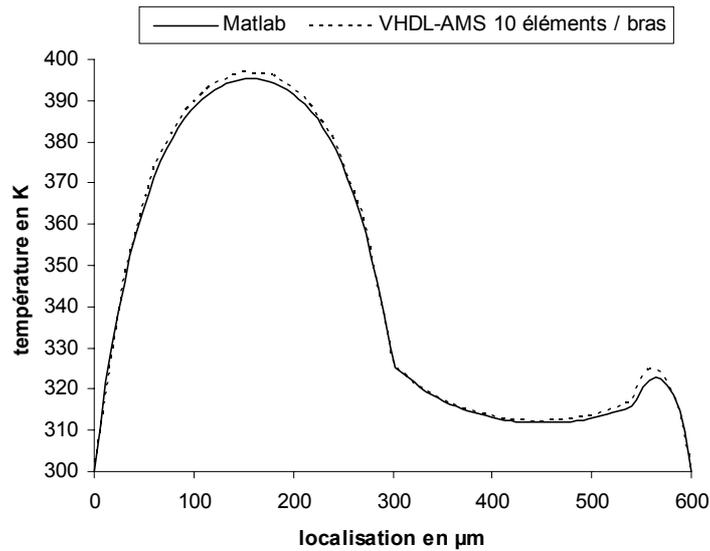


Figure 50 : Corrélation entre la simulation analytique sous Matlab[®] et la modélisation en VHDL-AMS de l'actionneur électrothermique en forme de U.

Cependant, avant d'utiliser 10 éléments par bras, nous avons mené une étude sur l'influence du nombre d'éléments dans chaque bras sur le résultat obtenu. Sur la Figure 51, on peut voir les profils obtenus pour 2, 3, 5 et 10 éléments par bras.

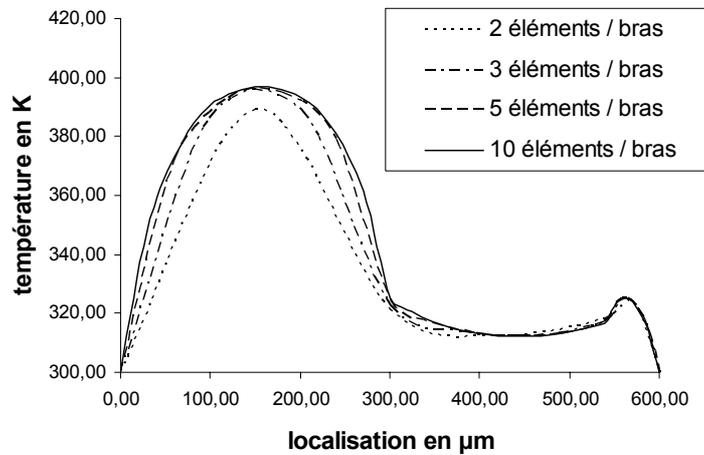


Figure 51 : Etude de l'influence du nombre d'éléments par bras sur le profil de température obtenu avec la modélisation en VHDL-AMS.

On peut vérifier qu'en dessous de 5 éléments par bras, les profils obtenus ne sont pas conformes à celui obtenu avec Matlab[®] et validé avec les modélisations aux éléments finis. Ceci est vérifiable sur la Figure 52 qui donne l'évolution de l'écart entre le modèle VHDL-AMS et le modèle Matlab[®] en fonction du nombre d'éléments utilisés dans le modèle VHDL-AMS.

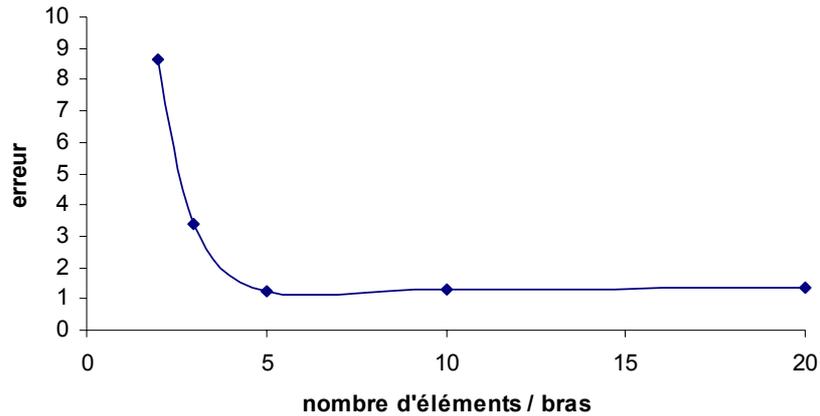


Figure 52 : Evolution de l'écart entre le modèle VHDL-AMS et le modèle Matlab® en fonction du nombre d'éléments utilisés dans le modèle VHDL-AMS dans chaque partie de l'actionneur.

Cependant, cette erreur est déterminée avec la méthode des moindres carrés sur les points de calculs. On peut donc se rendre compte que pour le cas « 5 éléments / partie de l'actionneur », même si les points de calcul sont proches de la courbe obtenue avec le modèle Matlab®, il n'y a pas une parfaite corrélation au niveau des points de calcul manquant au modèle VHDL-AMS.

Pour obtenir une corrélation correcte (i.e. même au niveau des points de calcul manquants), il faut utiliser au moins 10 éléments finis par bras pour obtenir un profil de température correct.

Après cette étude, on peut réduire le modèle électrothermique de l'actionneur en forme de U suivant le schéma donné dans la Figure 53.

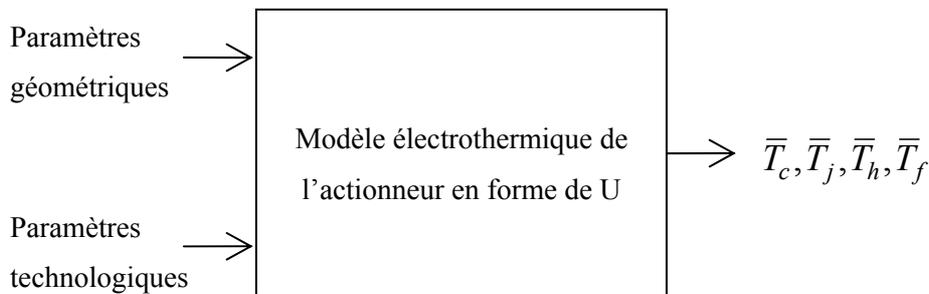


Figure 53 : Schéma bloc du modèle électrothermique de l'actionneur en forme de U.

On y repère les entrées du modèle qui sont les paramètres technologiques (tels que la résistivité du polysilicium, la conductivité thermique de l'air,... donnés dans le Tableau 1) et les paramètres géométriques (qui correspondent aux dimensions de la structure donnés dans le Tableau 3). Les sorties du modèle sont les températures moyennes dans les différents bras notées \bar{T}_h , \bar{T}_j , \bar{T}_c et \bar{T}_f qui seront utilisées dans la modélisation thermomécanique présentée dans la prochaine partie.

4.2. La modélisation thermomécanique

La modélisation thermomécanique sera abordée dans ce manuscrit comme l'adaptation au langage VHDL-AMS des équations utilisées pour la modélisation analytique sous Matlab[®]. En effet, il n'existe pas de circuit électrique équivalent permettant de modéliser le comportement thermomécanique d'un système.

Dans la littérature, la seule méthode trouvée est l'utilisation d'une relation empirique établie à partir de tests expérimentaux et par conséquent très lié à la structure et au procédé de fabrication utilisés.

Dans notre cas, désirant obtenir un modèle du système générique (i.e. ne dépendant pas des caractéristiques du système), nous faisons donc le choix d'adapter les relations vues précédemment. Cela revient donc à considérer l'expression simplifiée de l'enthalpie libre dans le système :

$$G = - \left(\begin{aligned} & -\alpha_T \cdot X_A (\Delta T_h l_h - \Delta T_c l_c - \Delta T_f l_f) \\ & + \frac{X_A^2}{2E} \left(\frac{l_h}{A_h} + \frac{l_f}{A_f} + \frac{l_c}{A_c} \right) + \frac{l_h}{2EI_h} \left(M_A^2 - M_A Y_A l_h + \frac{Y_A^2 l_h^2}{3} \right) \\ & + \frac{l_c}{2EI_c} \left((M_A - Y_A l_h - X_A l_j)^2 - (F - Y_A)(M_A - Y_A l_h + X_A l_j) l_c + \frac{(F - Y_A)^2 l_c^2}{3} \right) \\ & + \frac{l_f}{2EI_f} \left((M_A - Y_A l_f - X_A l_j - F l_c)^2 - (F - Y_A)(M_A - Y_A l_f - X_A l_j - F l_c) l_f + \frac{(F - Y_A)^2 l_f^2}{3} \right) \end{aligned} \right) \quad (48)$$

Les équations à résoudre sont alors au nombre de quatre pour pouvoir déterminer les inconnues X_A , Y_A et M_A , qui sont les efforts à l'encastrement, mais aussi f qui est la flèche de l'actionneur. Ces équations sont tirées de :

$$-\frac{\partial G}{\partial X_A} = 0 \quad -\frac{\partial G}{\partial Y_A} = 0 \quad -\frac{\partial G}{\partial M_A} = 0 \quad -\frac{\partial G}{\partial F} = f \quad (49)$$

Le langage VHDL-AMS permet de résoudre les équations de façon simultanée, et non de manière séquentielle, comme c'est le cas dans les outils classiques de résolution d'équations mathématiques. Ces quatre équations vont donc pouvoir être résolues pour connaître la valeur des quatre inconnues mentionnées précédemment et en particulier f la flèche de l'actionneur qui est le but de cette partie de la modélisation. Le code correspondant à la résolution de ces équations est inclus dans le code du testbench créé pour modéliser le comportement complet (c'est-à-dire électro thermo mécanique) de l'actionneur électrothermique en forme de U et donné dans les annexes de ce manuscrit.

On peut alors obtenir la variation du déplacement en bout d'actionneur en fonction du courant appliqué et comparer cette variation à celle que nous avons obtenue avec Matlab® (cf. Figure 54).

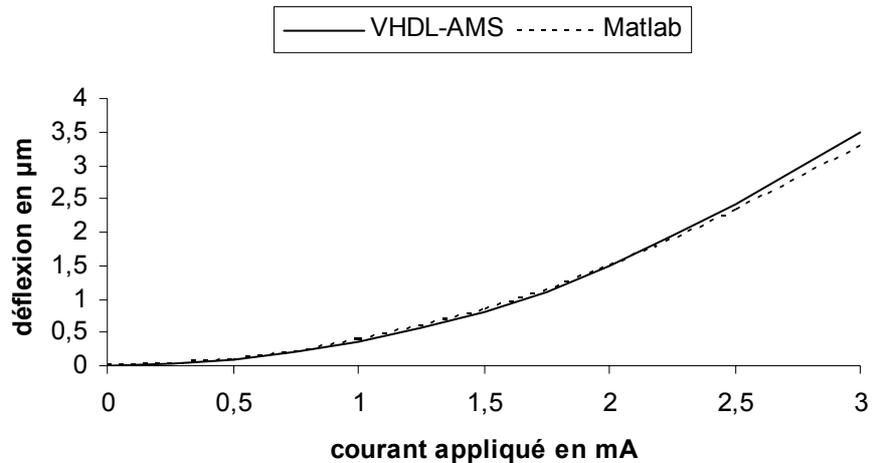


Figure 54 : Corrélation entre la modélisation analytique sous Matlab® et sous VHDL-AMS sur la variation de la déflexion de l'actionneur en fonction du courant appliqué.

Ces courbes permettent de valider le modèle thermomécanique établi en VHDL-AMS étant donné que la courbe obtenue avec Matlab® avait été validé par les tests expérimentaux (cf. Figure 46).

L'aboutissement de cette partie sur la modélisation d'un actionneur électrothermique en forme de U est la création d'un modèle VHDL-AMS validé par les tests. Ce modèle présente plusieurs avantages :

- être simulable rapidement en comparaison aux temps de calcul pour les modélisations aux éléments finis ;
- pouvoir prendre en compte l'électronique de commande puisque le langage VHDL-AMS est avant tout un langage de simulation de circuit électrique numérique et/ou analogique ;
- et enfin la possibilité d'être intégrable dans le modèle d'un système plus complexe (par exemple, un miroir orienté grâce à une matrice d'actionneurs électrothermiques en forme de U).

5 Etude de la sensibilité du modèle vis-à-vis des paramètres d'entrée du modèle

Nous venons de voir que le modèle analytique permet de donner le déplacement de l'actionneur, ainsi que la résistance de celui-ci en fonction de différents paramètres d'entrée. Ces derniers sont nombreux et nous ne connaissons quasiment jamais leur valeur avec exactitude. Cela a déjà été vu dans le Tableau 1 où les paramètres technologiques avaient été donnés tout en précisant les marges d'incertitude de ces valeurs d'une source à une autre.

Dans le but de restreindre les investigations sur la connaissance de la valeur de ces différents paramètres, nous avons mené une étude de la sensibilité du modèle analytique vis-à-vis de ces paramètres.

Ce paragraphe est donc l'occasion de définir cette sensibilité, de lier les paramètres d'entrée du modèle aux phénomènes physiques mis en jeu dans leur variation, de présenter la sensibilité du modèle vis-à-vis de ces paramètres pour pouvoir conclure par un classement de ces paramètres en fonction de leur influence sur le résultat du modèle.

5.1 Définition

Pour faire cette étude de l'influence des paramètres d'entrée du modèle sur le résultat obtenu, nous aurions pu tracer le déplacement obtenu en fonction d'une variation de chacun de ces paramètres. Mais les déplacements variant avec ces paramètres, il n'est pas aisé de conclure.

Il a donc fallu trouver un autre moyen de comparer l'influence de ces paramètres sur les résultats de la modélisation. L'autre alternative est d'utiliser la sensibilité qui est définie par :

$$S = \frac{\Delta\delta / \delta_0}{\Delta W / W_0} \quad (50)$$

où δ_0 est le déplacement obtenu avec la valeur nominale W_0 du paramètre. Pour les paramètres technologiques, cette valeur est choisie en fonction des données fournies par le fondeur, ou bien grâce à une étude bibliographique. Pour les paramètres géométriques, nous avons choisi comme valeur nominale celle qui a été utilisée dans la réalisation des masques de fabrication.

En imposant une variation ΔW au paramètre considéré, on obtient la variation $\Delta\delta$ sur le déplacement. Cela revient donc à faire le rapport entre les pourcentages de variation du déplacement et du paramètre considéré.

Avec cette grandeur, nous pouvons directement étudier et comparer les influences des paramètres d'entrée du modèle. En effet, la sensibilité est normalisée et permet de conclure directement que :

- si $S < 0$, la sortie du modèle (i.e. le déplacement) a une variation opposée à celle du paramètre, i.e. lorsque l'entrée augmente, la sortie diminue et vice versa ;
- si $S < 1$, la sortie du modèle (i.e. le déplacement) a une variation inférieure à celle du paramètre ;
- si $S = 1$, la sortie du modèle varie de façon identique à l'entrée ;
- enfin si $S > 1$, la variation d'un paramètre d'entrée du modèle est amplifiée au niveau de la variation de la sortie du modèle.

En rangeant les sensibilités vis-à-vis des paramètres d'entrée dans l'ordre croissant, nous pourrions alors connaître les paramètres les plus influents sur les résultats du modèle analytique.

5.2 Phénomènes physiques liés à la variation des paramètres d'entrée du modèle

Avant de donner les résultats obtenus pour les différents paramètres d'entrée du modèle, nous allons les lister et les lier aux phénomènes physiques pouvant expliquer une variation de leur valeur par rapport à la valeur nominale.

Les paramètres d'entrée du modèle peuvent être classés en deux catégories, les paramètres géométriques (directement liés à la conception des masques de fabrication et rappelés dans la Figure 55) et les paramètres technologiques (liés au procédé technologique choisi pour la fabrication des structures).

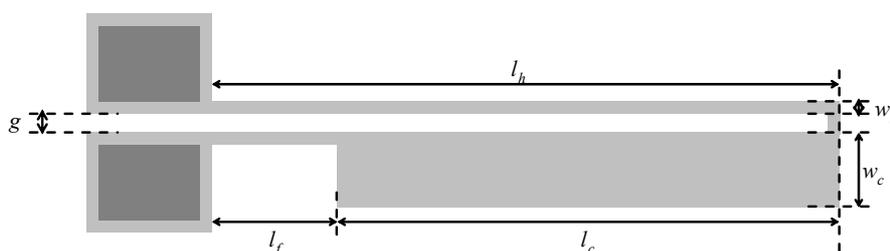


Figure 55 : Vue de dessus schématique de l'actionneur électrothermique en forme de U.

Tous ces paramètres sont listés et reliés à un phénomène physique pouvant expliquer une variation de sa valeur dans le Tableau 6.

Nature	Description	Notation	Phénomène physique lié
Paramètres géométriques	Largeur du bras chaud	w_h	La surgravure : entraîne le fait que les dimensions dessinées à la limite des règles de dessin peuvent ne pas être respectées à la fabrication.
	Largeur du bras froid	w_c	
	Espacement entre les bras chaud et froid	g	
	Épaisseur de la couche structurelle	h	La qualité des dépôts : fait que les épaisseurs des couches peuvent varier d'un run à un autre. Le fondeur fournit donc les épaisseurs exactes pour chaque run.
	Épaisseur de la couche sacrificielle	t_v	
Paramètres technologiques	Résistivité à température ambiante + coefficient de variation avec la température	ρ_0 et ξ	Le dopage de la couche structurelle : conditionne les valeurs de sa résistivité à température ambiante et de sa variation avec la température.
	Coefficient d'expansion thermique	TCE	La qualité du dépôt de la couche structurelle et de son dopage : conditionne sa faculté à se dilater

	Conductivité thermique du polysilicium	k_p	sous l'effet de la chaleur (TCE) et à conduire la chaleur (k_p).
Paramètres environnementaux	Conductivité thermique du milieu ambiant	k_v	La nature du milieu ambiant : correspond à certaines gammes de pression, d'humidité, de température, ... La pression du milieu ambiant affecte en particulier la conductivité thermique dans celui-ci.
	Température ambiante	T_S	

Tableau 6 : Les paramètres d'entrée du modèle analytique de l'actionneur électrothermique et les phénomènes physiques pouvant expliquer une variation de leur valeur.

5.3 Sensibilités des différents paramètres d'entrée du modèle analytique de l'actionneur électrothermique en forme de U

Dans cette partie, une étude de l'influence des différents paramètres d'entrée du modèle va être présentée. Elle a été faite à travers l'étude de la variation du déplacement en fonction du paramètre mais aussi en utilisant la sensibilité qui a été présentée précédemment.

La variation des paramètres géométriques sera limitée entre +90% et -50% au lieu de -90% pour les autres paramètres. En effet, cela permet de rester dans des gammes de valeurs réalistes.

5.3.1. Remarque sur le rapport $\eta = l_c/l_h$

En préliminaires à cette étude de la sensibilité, nous allons présenter l'influence du rapport $\eta = l_c/l_h$ sur le déplacement de l'actionneur. La déflexion de l'actionneur est une fonction de ce rapport [Chen2002], comme cela est présenté dans la Figure 56.

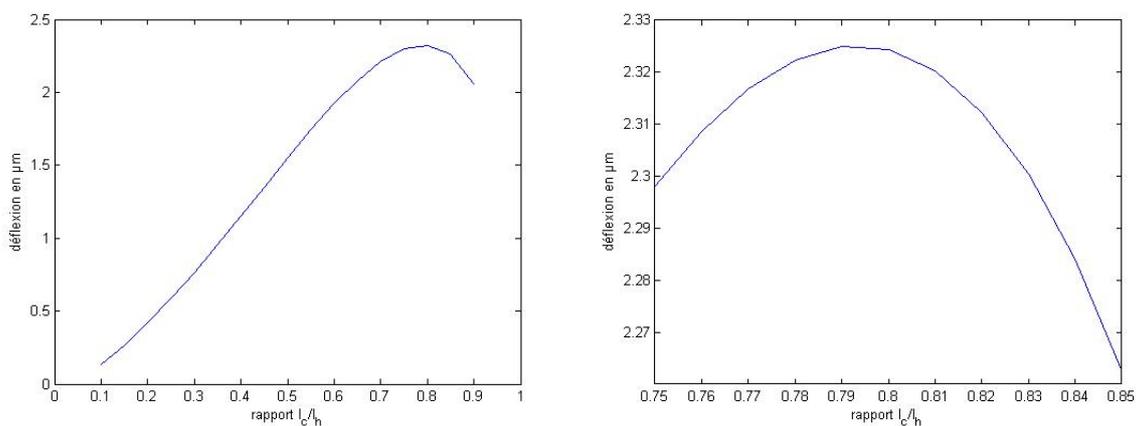


Figure 56 : Influence de $\eta = l_c/l_h$ sur la déflexion de l'actionneur électrothermique en forme de U.

Pour obtenir cette courbe, nous avons considéré la structure dont les paramètres géométriques sont donnés dans le Tableau 3. En gardant une même longueur l_h , nous avons fait varier la longueur

l_c pour obtenir des rapports $\eta = l_c/l_h$ entre 0.1 à 0.9. Tout en gardant un même courant appliqué (2.5mA en l'occurrence), on peut voir que ce rapport a une influence sur la déflexion de l'actionneur et qu'un pic optimal est obtenu pour un rapport des longueurs de 80%.

Dans un premier temps, l'amplitude de la déflexion augmente avec la longueur du bras froid. En effet, plus la longueur du bras froid augmente, plus la différence thermique entre les deux bras est grande entraînant un plus fort déplacement. Cependant, au-delà du pic, l'amplitude de la déflexion diminue car la longueur du bras de flexion est de plus en plus faible et atteint des longueurs qui rendent l'actionneur de plus en plus rigide.

Nous retiendrons donc de cette courbe qu'un rapport optimal existe entre la longueur du bras froid et du bras chaud. Il est donc intéressant de se situer à cet optimum qui correspond à un bras froid dont la longueur est 80% de la longueur du bras chaud.

On peut préciser que ce pourcentage entre les longueurs est toujours de 80% quel que soit le courant appliqué ou la longueur du bras chaud.

5.3.2. La longueur de l'actionneur, l_h

L'influence de la longueur du bras chaud, l_h , sur la déflexion est donnée dans la Figure 57 donnant la variation de la déflexion en fonction de ce paramètre, mais aussi la sensibilité du modèle vis-à-vis de ce paramètre pour différentes valeurs de courant et de taux de variation du paramètre. Cela permet de voir que plus on augmente la longueur du bras chaud, plus la déflexion augmente de même.

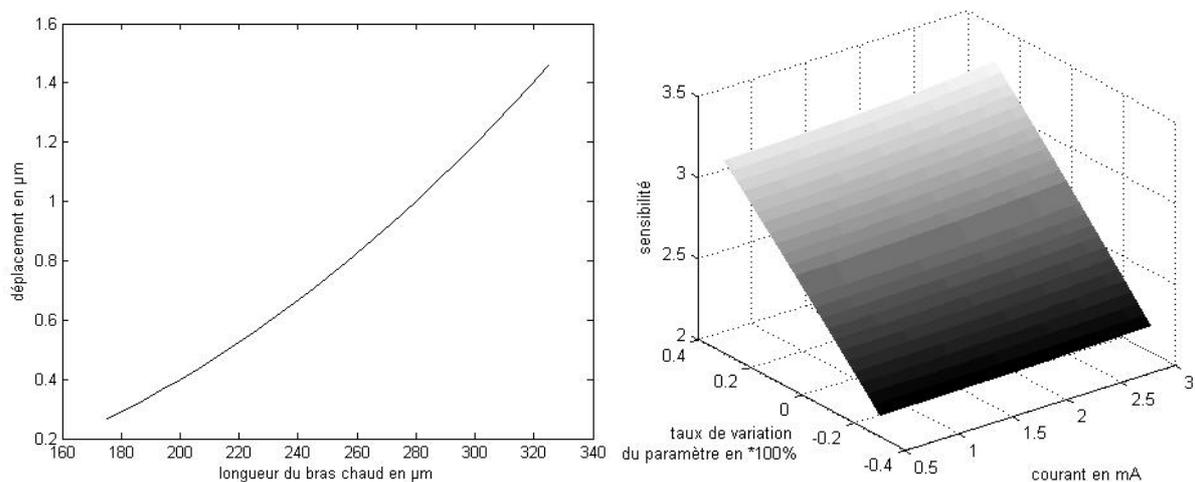


Figure 57 : Influence de l_h sur la déflexion et sensibilité du modèle vis-à-vis de l_h .

Pour obtenir cette courbe, nous avons gardé un coefficient η de 0.8 (cf. paragraphe précédent) et nous avons limité les variations du paramètre à $\pm 30\%$ pour rester dans des cas de variation réalistes. Ainsi, pour un même courant appliqué, on peut dire que : « plus l'actionneur est long, plus sa déflexion est importante ».

Dans l'étude de la sensibilité du modèle vis-à-vis de ce paramètre, on retrouve que plus la longueur de l'actionneur augmente, plus le déplacement augmente. On peut remarquer que la sensibilité ne varie pas en fonction du courant mais en fonction du taux de variation du paramètre.

Par conséquent, d'après cette courbe, on serait tenté de réaliser des actionneurs les plus longs possible. Cependant, il faut aussi tenir compte de deux autres conséquences à une augmentation de longueur de l'actionneur : le risque de collage de l'actionneur avec le substrat et la diminution de la force exercée.

La première cause qui nous vient à l'esprit lorsque l'on parle de risque de collage avec une augmentation de la longueur de l'actionneur est son poids, i.e. l'influence de la gravité sur l'actionneur. En effet, sous l'effet de l'accélération gravitationnelle, l'actionneur peut fléchir et entrer en contact avec le substrat. En étudiant ce phénomène, on peut établir qu'il existe une longueur limite à ne pas dépasser pour éviter ce problème. D'après le calcul de la flèche en bout d'actionneur due à la gravité (cf. détails dans les annexes), on peut trouver l'expression de cette longueur limite :

$$l_{\max} = \left(\frac{2Eh^2\delta_{\max}}{3g\rho} \right)^{1/4} \quad (51)$$

où E est le module de Young, h l'épaisseur de l'actionneur, δ_{\max} est la déflexion maximale autorisée pour l'actionneur (cela correspond donc à l'épaisseur de la couche d'air présente entre l'actionneur et le substrat), g est l'accélération due à la gravité (9.81 m.s^{-2}) et ρ est la densité massique du cantilever.

Pour donner une idée, nous allons déterminer cette longueur limite pour les deux procédés technologiques qui ont été utilisés au cours de ces travaux de thèse et qui seront présentés dans la prochaine partie. Dans le cas de l'utilisation du niveau poly 1 du procédé technologique polyMUMPs⁴, la déflexion maximale autorisée est l'épaisseur du premier niveau sacrificiel, i.e. $2\mu\text{m}$. La longueur maximale est alors de $2460 \mu\text{m}$. Dans le cas du procédé technologique Epi-SOI⁵, la déflexion maximale autorisée est $0.6 \mu\text{m}$ et par conséquent la longueur maximale est de 5.86 mm .

On peut se rendre compte, à travers ces données, que l'accélération gravitationnelle ne présente pas une grande limite dans le risque de collage. Mais il existe d'autres phénomènes qui peuvent entraîner des collages d'un cantilever en fonction de sa longueur [Johnstone2002] : une accélération (avec le cas typique de l'accélération gravitationnelle), l'effet Casimir et les forces de Coulomb.

⁴ Les paramètres typiques du procédé polyMUMPs sont $h = 2\mu\text{m}$, $\rho = 2331 \text{ kg.m}^{-3}$ et $E = 158 \text{ GPa}$.

⁵ Les paramètres typiques du procédé Epi-SOI sont $h = 20 \mu\text{m}$, $\rho = 2331 \text{ kg.m}^{-3}$ et $E = 169 \text{ GPa}$.

Il existe donc des origines diverses et variées qui peuvent entraîner le collage de l'actionneur avec le substrat. Et la seule question qu'il faut finalement se poser est de savoir si l'actionneur, une fois en contact avec le substrat, est capable ou non de retrouver sa position initiale. Pour cela, on doit étudier l'équilibre entre l'énergie d'adhésion due au contact de l'actionneur avec le substrat et l'énergie élastique due à la déformation élastique de l'actionneur. On utilise alors le nombre de Peel dont la valeur doit être supérieure à 1 pour que le cantilever n'adhère pas au substrat. L'expression de ce paramètre est [Mastrangelo1993] :

$$N_p = \frac{3Eh^3t_v^2}{8\gamma_s l^4} \quad (52)$$

où E est le module de Young, h est l'épaisseur du cantilever, t_v est l'épaisseur de la couche d'air présente entre le cantilever et le substrat, γ_s est l'énergie de surface et l est la longueur du cantilever. Ainsi, on peut donner une expression pour la longueur maximale à ne pas dépasser pour être assuré que le cantilever, après contact avec le substrat, ne restera pas collé :

$$l_{\max} = \left(\frac{3Eh^3t_v^2}{8\gamma_s} \right)^{1/4} \quad (53)$$

Dans le cas du procédé technologique polyMUMPs, l'énergie de surface est de 270 mJ.m⁻² [Johnstone2002]. Donc, si on utilise le niveau poly1, on obtient alors une longueur limite de 51.48 µm. Pour le cas du procédé technologique Epi-SOI, l'énergie de surface est de 1.44 J.m⁻² [Hoshi2005]. Dans ce cas, la longueur limite est 106 µm.

On peut donc effectivement se rendre compte que ce problème d'adhésion est un problème important à prendre en compte dans l'allongement de l'actionneur.

La deuxième conséquence de l'allongement de l'actionneur concerne la force exercée par celui-ci. En effet, pour un même courant appliqué, l'actionneur ayant la longueur la plus courte délivrera plus de force [Comtois1998]. Par contre, en appliquant plus de courant, l'actionneur ayant la plus grande longueur pourra délivrer une force plus importante.

Ainsi, pour un même courant appliqué, plus la longueur de l'actionneur sera grande, plus sa déflexion sera grande mais également, plus la force exercée sera faible. Il faut donc trouver un compromis en fonction des applications visées.

5.3.3. La largeur du bras chaud, w_h

La déflexion de l'actionneur est une fonction de la largeur du bras chaud [Huang1999], ce que l'on peut vérifier sur la Figure 58.

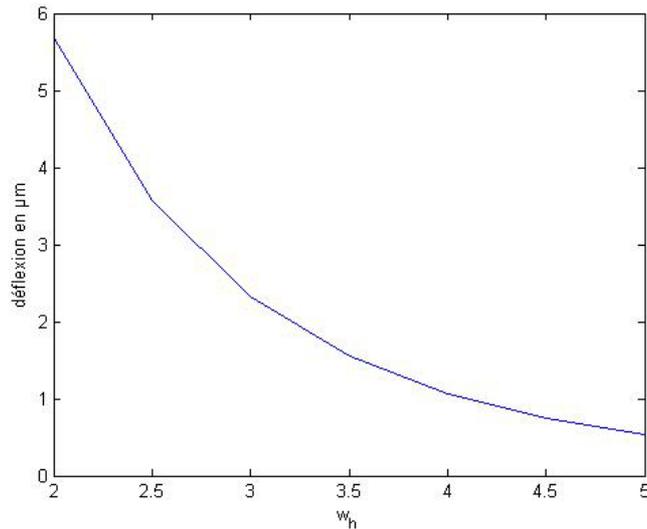


Figure 58 : Influence de la largeur du bras chaud sur la déflexion de l'actionneur en forme de U.

La déflexion décroît lorsque la largeur du bras chaud augmente. En effet, l'augmentation de la largeur du bras chaud a deux conséquences faisant diminuer le mouvement de l'actionneur. D'une part, l'augmentation de la largeur du bras chaud entraîne une diminution de la résistivité, et par conséquent une diminution de la température dans ce bras ce qui se traduit par une diminution du déplacement. D'autre part, l'augmentation de la largeur du bras chaud rend ce bras plus rigide ce qui limite le déplacement de l'actionneur.

En effet, la rigidité de flexion d'une poutre est le produit EI , où E est le module de Young et I est le moment d'inertie. Or le moment d'inertie d'une poutre de section rectangulaire (largeur w et épaisseur h) a pour expression $I = \frac{hw^3}{12}$. Le module de Young étant indépendant de la géométrie de la poutre, nous pouvons donc voir que plus la poutre est large, plus elle est rigide ce qui permet de valider les résultats obtenus pour l'étude de la sensibilité vis-à-vis de ces paramètres.

Nous avons également mené une étude de la sensibilité du modèle vis-à-vis de ce paramètre. Dans cette gamme de variation du paramètre, la sensibilité atteint un maximum supérieur à 15 (cf. Figure 59), ce qui est très important.

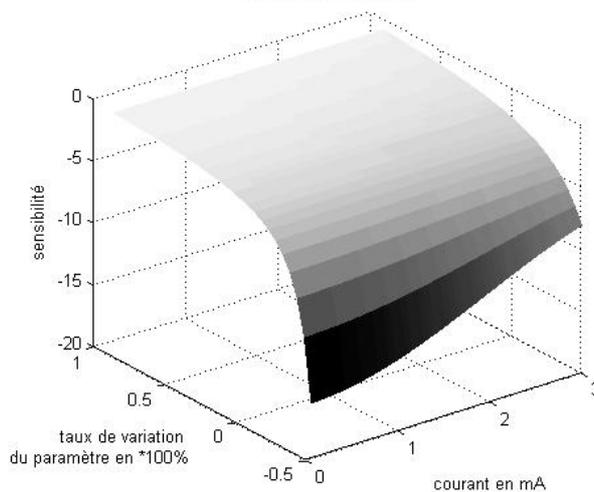


Figure 59 : Sensibilité du modèle vis-à-vis de la largeur du bras chaud.

On peut profiter de cette surface pour remarquer que la sensibilité est négative. Cela vient conforter le fait que lorsque l'on diminue la largeur du bras froid, le déplacement est augmenté. En effet, une sensibilité négative traduit des variations opposées.

Ce paramètre est donc très influant sur le résultat de la simulation. Lors de la conception d'un actionneur électrothermique en forme de U, il sera donc préférable de prendre des largeurs de bras chaud les plus faibles possible. Cependant, nous sommes limités par les règles de dessin des procédés technologiques qui imposent des largeurs supérieures à $2\mu\text{m}$.

5.3.4. La largeur du bras froid, w_c

Toujours en utilisant le modèle analytique présenté dans le chapitre précédent, nous avons étudié l'influence de la largeur du bras froid, w_c , sur la déflexion de l'actionneur et sur la sensibilité du modèle vis-à-vis de ce paramètre d'entrée (cf. Figure 60).

En ne faisant varier que la largeur du bras froid et en prenant un rapport de 80% entre la longueur du bras froid et la longueur du bras chaud, on peut observer que plus le bras froid est large, plus la déflexion de l'actionneur est grande. En effet, si on augmente la largeur du bras froid, on augmente la surface d'échange de chaleur par convection vers le milieu ambiant au niveau de ce même bras. Ainsi, en augmentant la largeur du bras froid, on diminue la température dans ce même bras. Cela revient donc à augmenter la différence de température entre les deux bras et par conséquent à augmenter la déflexion de l'actionneur.

Tout comme pour l'étude de la largeur du bras chaud, la sensibilité du modèle vis-à-vis de la largeur du bras froid a été étudiée en limitant la diminution de la largeur du bras froid à -50%.

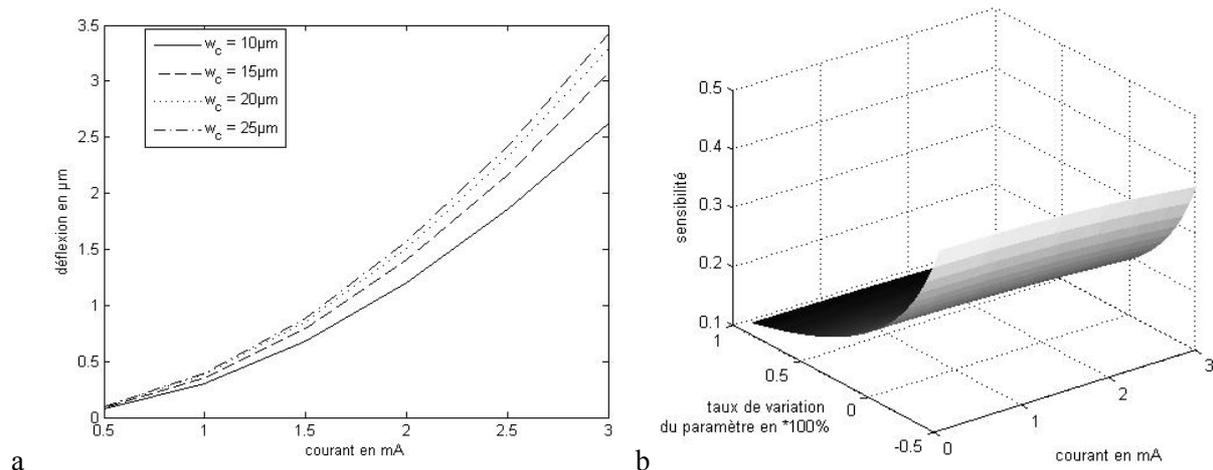


Figure 60 : Influence de w_c sur (a) le déplacement de l'actionneur et (b) sur la sensibilité du modèle.

Ces courbes amènent donc à la conclusion qu'il faut prendre un bras froid le plus large possible pour atteindre de grandes déflexions. Cependant, si la largeur du bras froid devient trop grande, nous nous écartons des conditions des poutres longues considérées dans la modélisation. En effet, pour rester dans le domaine de validité du modèle, il faut que la largeur et épaisseur des bras de l'actionneur soient faibles devant leur longueur.

5.3.5. La largeur du bras flexion, w_f

A partir d'une valeur fixe de 3 μm (choisie aléatoirement) pour la largeur du bras de flexion, nous avons fait varier ce paramètre entre -50% et +90% tout en gardant une largeur du bras chaud fixe à 3 μm. Nous avons alors pu tracer l'influence de ce paramètre sur le déplacement pour une valeur fixe du courant mais aussi regarder la sensibilité du modèle vis-à-vis de ce paramètre (cf. Figure 61).

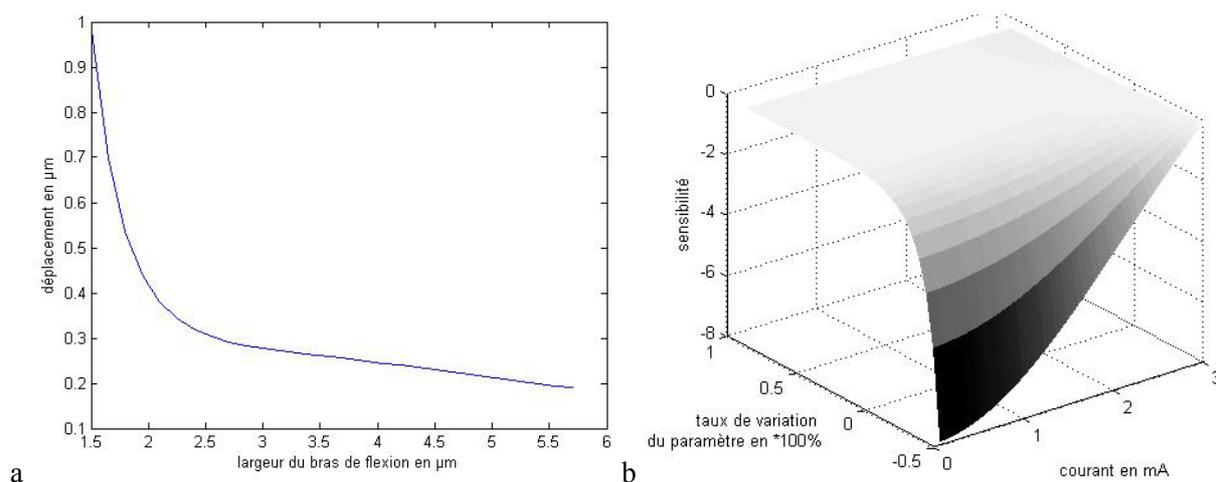


Figure 61 : Influence de w_f (a) le déplacement de l'actionneur et (b) sur la sensibilité du modèle.

Grâce à ces courbes, on peut voir que lorsque l'on diminue la largeur du bras de flexion, le déplacement de l'actionneur est amplifié (en effet, cela se traduit par une sensibilité négative puisque

les variations sont de signes opposés). Il faut donc rechercher à concevoir des actionneurs avec des bras de flexion les plus fins possible car cela augmente leur souplesse. Cependant, il faut veiller à rester dans les limites des règles de dessin et à prendre en compte la grande sensibilité du modèle pour ces faibles valeurs.

5.3.6. La largeur du bras de jonction, w_j

La largeur du bras de jonction est généralement choisie comme étant égale à la largeur du bras chaud. Pour étudier l'influence de ce paramètre sur le modèle, nous avons fixé aléatoirement ce paramètre à $3\ \mu\text{m}$ et nous l'avons fait varier entre -50% et $+90\%$ tout en gardant une largeur du bras chaud fixe à $3\ \mu\text{m}$. Nous avons alors pu tracer l'influence de ce paramètre sur le déplacement pour une valeur fixe du courant mais aussi regarder la sensibilité du modèle vis-à-vis de ce paramètre.

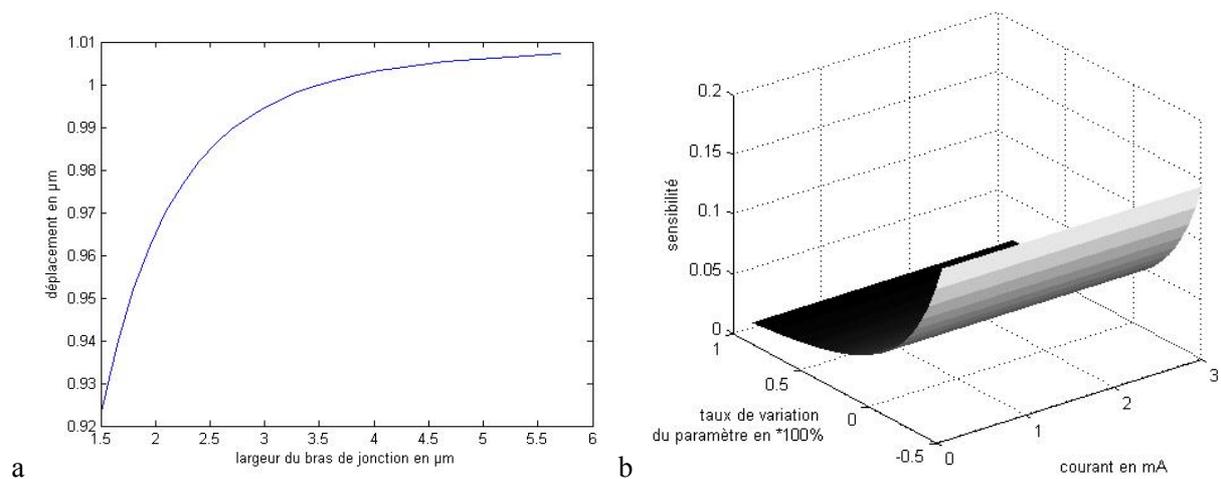


Figure 62 : Influence de w_j sur (a) le déplacement de l'actionneur et (b) sur la sensibilité du modèle.

Ces résultats permettent de mettre en évidence que la largeur du bras de flexion a très peu d'influence sur le déplacement de l'actionneur.

5.3.7. L'espacement entre les deux bras, g

La Figure 63 permet de voir l'influence du gap entre les deux bras, g , qui correspond également à la longueur du bras de jonction.

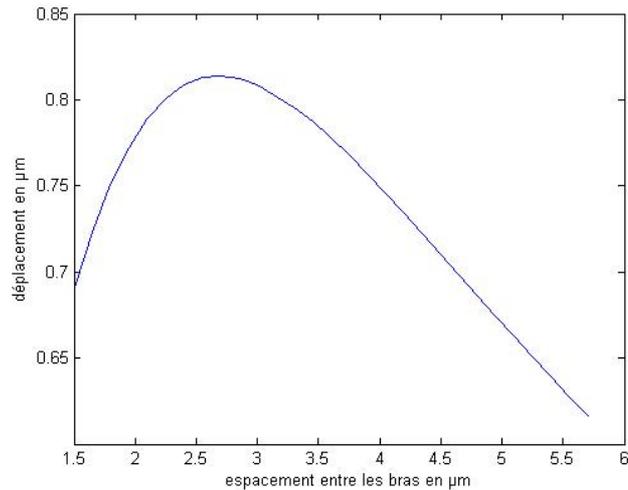


Figure 63 : Influence de g sur la déflexion de l'actionneur en forme de U.

Comme le montre la Figure 63, la déflexion commence par augmenter avec l'augmentation du gap jusqu'à atteindre un pic pour un espacement de $2.7 \mu\text{m}$. Au-delà de ce pic, la déflexion diminue avec l'augmentation du gap.

Pour compléter l'étude de l'influence de ce paramètre sur le comportement de l'actionneur, nous avons tracé la sensibilité du modèle vis-à-vis de celui-ci (cf. Figure 64).

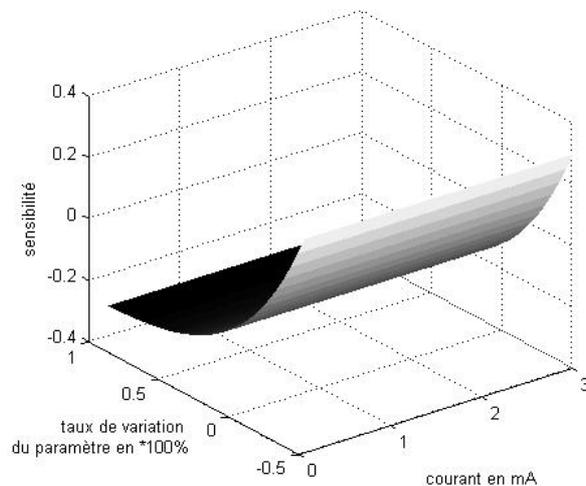


Figure 64 : Sensibilité du modèle vis-à-vis de l'espacement entre les deux bras de l'actionneur.

On peut remarquer le changement de signe de la sensibilité vis-à-vis de g au cours de la variation de ce paramètre. C'est la traduction du pic observé dans la variation du déplacement en fonction de ce paramètre.

Afin de mieux visualiser ce changement de signe de la sensibilité, nous l'avons tracé pour une valeur fixe du courant (cf. Figure 65). Cela est rendu possible par le fait que la sensibilité ne change pas avec le courant pour un taux de variation donné.

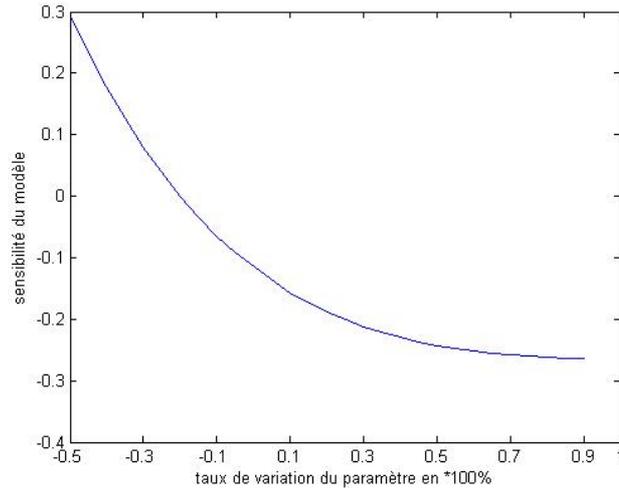


Figure 65 : Sensibilité du modèle vis-à-vis de g pour une valeur fixe du courant appliqué.

Lorsque le taux de variation du paramètre est inférieur à -0.2, la sensibilité est positive. Cela veut dire que l'on se trouve dans la première partie de la courbe de la Figure 63 où l'augmentation de g entraîne une augmentation du déplacement. Par contre, au-delà du taux de variation -0.2, la sensibilité est négative ce qui signifie que l'on se trouve sur la seconde partie où le déplacement diminue même si on augmente g .

Il existe donc une longueur optimale pour le bras de jonction. Il faut noter que c'est à cette portion de l'actionneur que sont appliquées les forces dues à l'extension thermique des deux bras. Il y a donc un effet levier et il existe une longueur optimale entre l'application de ces deux forces pour que leur effet soit optimal.

5.3.8. L'épaisseur de la couche structurale, h

De la même manière que pour les autres paramètres géométriques, nous avons étudié l'influence de l'épaisseur de la couche structurale (cf. Figure 66).

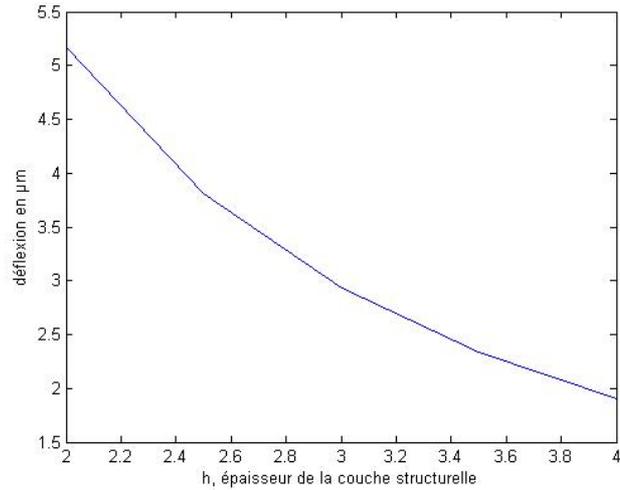


Figure 66 : Influence de l'épaisseur de la couche structurale sur la déflexion de l'actionneur.

Cette courbe permet d'observer que la déflexion diminue avec l'augmentation de l'épaisseur de la couche structurale. Ceci est dû au fait qu'en augmentant l'épaisseur de la couche structurale, on diminue la résistivité de l'actionneur. De ce fait, pour un même courant injecté, la densité de courant est plus faible et le déplacement également.

Une étude de la sensibilité du modèle pour ce paramètre a également été menée en limitant la réduction de ce paramètre à -50% pour rester avec des valeurs réalistes. On peut remarquer sur les résultats obtenus (cf. Figure 67) que la sensibilité est négative ce qui confirme que le paramètre et le déplacement n'évoluent pas de la même manière. En effet, une augmentation de l'épaisseur de la couche structurale n'entraîne pas une augmentation du déplacement mais au contraire, une diminution de celui-ci.

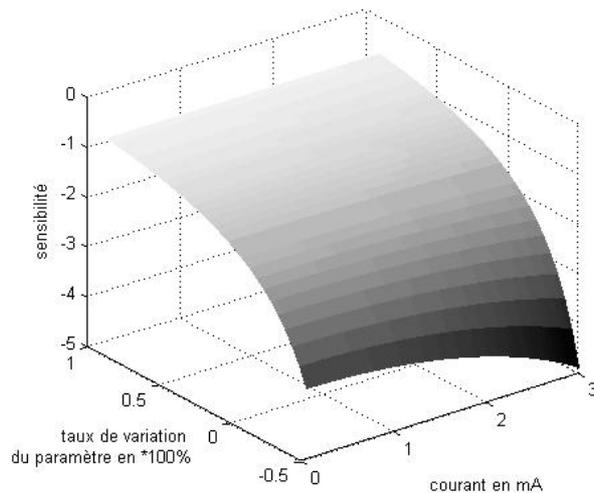


Figure 67 : Sensibilité du modèle vis-à-vis de l'épaisseur de la couche structurale.

5.3.9. La distance entre l'actionneur et le substrat, t_v

L'étude de la sensibilité du modèle vis-à-vis de la distance entre l'actionneur et le substrat (cf. Figure 68) montre que plus on augmente cette distance, plus le déplacement est important. En effet, les valeurs de la sensibilité sont positives. Ce résultat est dû au fait qu'en augmentant cette distance, on réduit les pertes de chaleur par convection, ce qui se traduit par une augmentation de la température dans les bras et par conséquent une augmentation du déplacement.

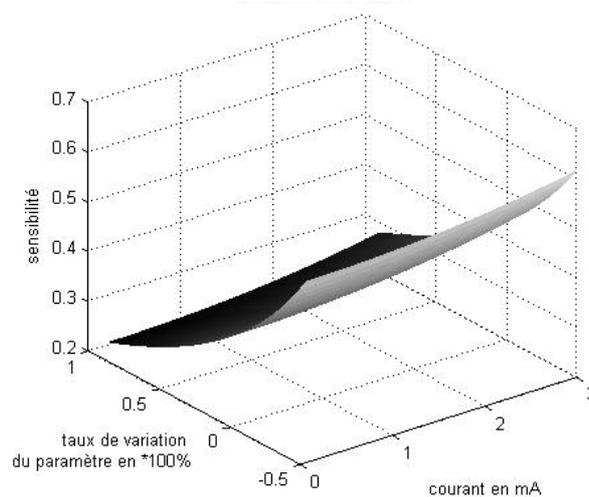


Figure 68 : Sensibilité du modèle vis-à-vis de la distance entre l'actionneur et le substrat.

5.3.10. La résistivité du niveau structurel à température ambiante, ρ_0

La sensibilité du modèle a aussi été étudiée vis-à-vis des paramètres technologiques. Le premier est la résistivité du niveau structurel à température ambiante.

On peut remarquer (cf. Figure 69) que cette sensibilité est très variable en fonction du courant appliqué. En effet, pour des courants très faibles la sensibilité est constante et environ égale à 1. Par contre, plus le courant augmente, plus la sensibilité est élevée.

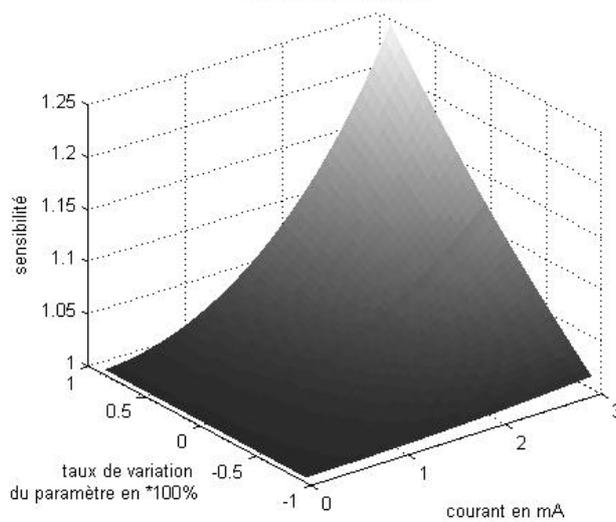


Figure 69 : Sensibilité du modèle vis-à-vis de la résistivité du niveau structurel à température ambiante.

5.3.11. Le coefficient d'expansion thermique, *TCE*

Nous avons mené les simulations en prenant les différentes valeurs que peut prendre le coefficient d'expansion thermique. En effet, d'après les recherches documentaires, on a pu établir que $\alpha = 2.8 \pm 0.2 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$. La courbe de la Figure 70 permet donc de voir l'influence sur le déplacement de l'incertitude sur la valeur de ce paramètre.

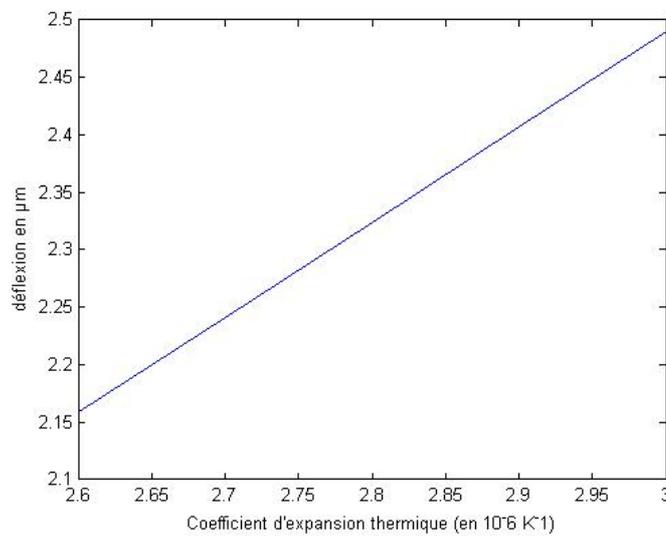


Figure 70 : Etude de l'influence du coefficient d'expansion thermique sur la déflexion de l'actionneur électrothermique en forme de U.

En effet, on peut se rendre compte qu'une incertitude de $\pm 0.2 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ sur la valeur du coefficient d'expansion thermique entraîne une incertitude de $0.2 \mu\text{m}$ sur la déflexion de l'actionneur ce qui n'est pas négligeable.

Il faut remarquer que les variations du paramètre et du déplacement qui en découlent sont identiques. Cela se traduit par une sensibilité du modèle constante et égale à 1 vis-à-vis de ce paramètre (cf. Figure 71).

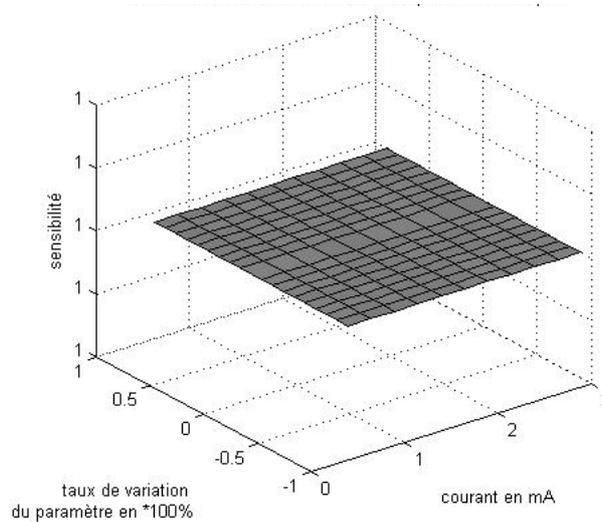


Figure 71 : Sensibilité du modèle vis-à-vis du coefficient d'expansion thermique.

En effet, une sensibilité égale à 1 revient à dire que si on augmente le paramètre de 10%, on augmente le déplacement également de 10%.

5.3.12. La conductivité thermique du niveau structurel, k_p

La sensibilité du modèle vis-à-vis de la conductivité thermique du niveau structurel est négative (cf. Figure 72). Cela signifie qu'en augmentant ce paramètre, on diminue le déplacement. En effet, si on augmente la conductivité thermique du niveau structurel, l'élévation de chaleur dans les bras de l'actionneur sera moins importante ce qui se traduit par un déplacement moins important.

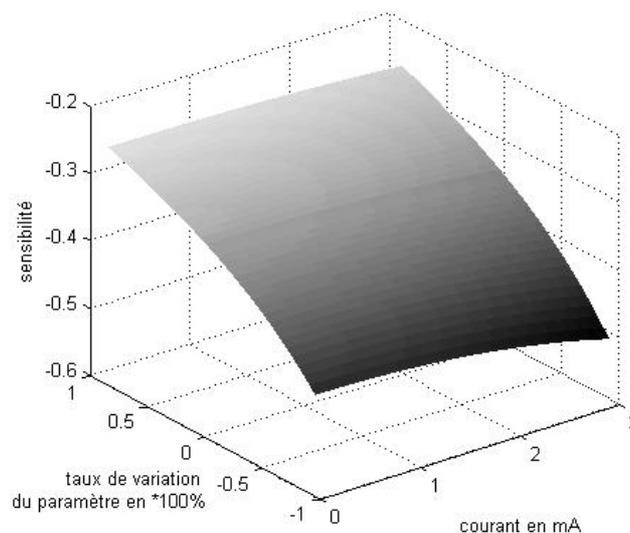


Figure 72 : Sensibilité du modèle vis-à-vis de la conductivité thermique du niveau structurel.

5.3.13. La conductivité thermique du milieu ambiant, k_v

Nous avons également étudié la sensibilité du modèle vis-à-vis de la conductivité thermique du milieu ambiant (cf. Figure 73).

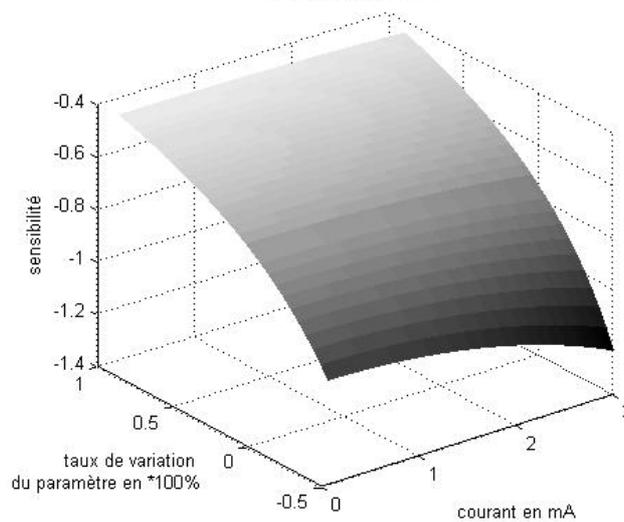


Figure 73 : Sensibilité du modèle vis-à-vis de la conductivité thermique du milieu ambiant.

Cette sensibilité est négative ce qui traduit le fait qu'en augmentant la conductivité thermique du milieu ambiant, on diminue le déplacement. En effet, en augmentant ce paramètre, les échanges par convection sont augmentés ce qui entraîne une diminution de la température dans l'actionneur et par conséquent une diminution du déplacement.

5.4 Classement des paramètres en fonction de la sensibilité du modèle

Tous les abaques qui viennent d'être présentés vont servir à présent à classer les paramètres d'entrée du modèle en fonction de la sensibilité du modèle.

Pour cela, nous avons choisi trois domaines de fonctionnement :

- domaine n°1 pour lequel le courant appliqué est 2,5mA et le taux de variation du paramètre est -20%. On se situe donc dans un cas standard de fonctionnement ;
- domaine n°2 pour lequel le courant appliqué est toujours de 2,5mA mais on prend un cas extrême de variation du paramètre, par exemple +50% ;
- domaine n°3 qui a été choisi en fonction des cas extrêmes observés sur les abaques, à savoir un faible courant appliqué, 0,5mA, et un taux de variation de +50%.

Les sensibilités obtenues dans ces trois domaines de fonctionnement sont données dans le Tableau 7. Les valeurs sont données en valeur absolue de manière à pouvoir comparer directement les paramètres les uns aux autres.

rang	Paramètre ($ S $)	Paramètre ($ S $)	Paramètre ($ S $)
	Domaine 1 (2.5mA / -20%)	Domaine 2 (2.5mA / +50%)	Domaine 3 (0.5mA / -50%)
1	w_h (3,48)	l_h (3,58)	w_h (15,31)
2	l_h (2,33)	w_h (1,23)	w_f (7,56)
3	h (2,29)	ρ_0 (0,08)	h (3,64)
4	η (1,28)	h (1,01)	l_h (1,76)
5	ρ_0 (1,06)	TCE (1)	η (1,25)
6	TCE (1)	η (0,92)	k_v (1,01)
7	k_v (0,86)	k_v (0,54)	ρ_0 (1,001)
8	t_v (0,48)	w_f (0,39)	TCE (1)
9	w_f (0,45)	t_v (0,31)	t_v (0,57)
10	k_p (0,37)	k_p (0,3)	w_c (0,41)
11	w_c (0,24)	g (0,24)	k_p (0,39)
12	ξ (0,08)	w_c (0,13)	g (0,29)
13	w_j (0,06)	ξ (0,08)	w_j (0,14)
14	g (0,58 10^{-4})	w_j (0,02)	ξ (0,003)
15	T_S (0,34 10^{-14})	T_S (0,14 10^{-14})	T_S (0,11 10^{-13})
16	E (0)	E (0,55 10^{-15})	E (0)

Tableau 7 : Classement des paramètres d'entrée en fonction de la valeur absolue de la sensibilité du modèle dans trois domaines de fonctionnement.

Grâce à ce tableau, on peut se rendre compte que la sensibilité du modèle vis-à-vis des paramètres d'entrée varie énormément avec les domaines de fonctionnement. On peut, en particulier, remarquer que la largeur du bras de flexion est très peu influant dans le premier domaine en étant classé à la neuvième place alors que, dans le troisième domaine, ce même paramètre a beaucoup plus d'influence sur le fonctionnement de la structure, puisqu'il est classé à la deuxième place. Cette remarque est logique dans la mesure où le troisième domaine a été choisi comme un cas extrême pour ce paramètre.

Pour établir un classement des paramètres d'entrée du modèle en fonction de leur influence sur le paramètre de sortie, nous allons regarder la valeur maximale atteinte par la sensibilité sur toute la surface des abaques présentés dans la partie précédente.

On obtient alors le classement suivant :

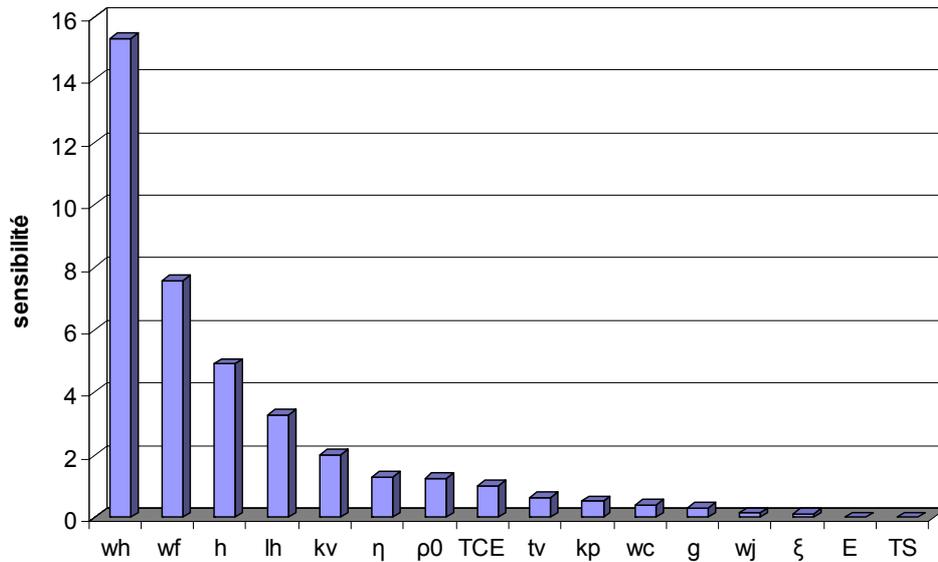


Figure 74 : Classement des paramètres en fonction de leur influence sur la modélisation analytique.

5.5 Conclusion

Nous venons d'établir un modèle analytique développé en VHDL-AMS qui nous permet de prétendre étudier le comportement du MEMS considéré dans son environnement électronique de commande.

Validé par comparaison avec des outils de résolution par méthodes numériques, ce modèle analytique nous offre la possibilité d'effectuer une étude paramétrique exhaustive avec pour objectif de quantifier l'influence des différents paramètres (géométriques, technologiques, architecturaux) sur le comportement du MEMS selon son mode d'actuation.

Ainsi, nous avons pu établir un classement des paramètres d'entrée du modèle suivant leur influence sur le déplacement. Des paramètres sont beaucoup plus influents que d'autres et il faudra leur porter une attention particulière. Cette attention devra être apportée au niveau de la conception des structures de tests mais aussi au moment de la recherche de la corrélation entre la modélisation et les données expérimentales. En effet, certains paramètres ne sont pas connus au moment de la conception et il nous appartiendra donc d'en faire une mesure (comme, par exemple, les dimensions de la structure qui sont affectées par le phénomène de la surgravure).

De plus, l'étude de l'influence des paramètres d'entrée sur le déplacement obtenu permet de donner quelques recommandations dans le but d'optimiser le déplacement obtenu :

- Un rapport l_c/l_h de 0.8 ;

- Un bras chaud le plus long possible (i.e. l_h maximum). Mais il faut aussi tenir compte des risques de collage et de la diminution de la force exercée par l'actionneur avec l'augmentation de la longueur de l'actionneur ;
- Un bras froid le plus large possible (i.e. w_c maximum). Mais il faudra veiller à ne pas trop augmenter le poids de l'actionneur qui pourrait entraîner le fléchissement de l'actionneur et par conséquent un collage de celui-ci avec le substrat.
- Un bras chaud le plus fin possible (i.e. w_h minimum). Mais les largeurs sont limitées par les règles de dessin propres au procédé technologique utilisé qu'il faudra respecter ;
- Un niveau structurel le fin possible (i.e. h minimum). Mais cette épaisseur est imposée par les procédés technologiques ce qui ne laisse pas une grande gamme de manœuvre sur ce paramètre.
- Une valeur optimale du paramètre g , espacement entre les deux bras de l'actionneur.

Chapitre 3 Conception et caractérisation des véhicules de test

1 Introduction

Pour valider le modèle analytique qui a été développé dans le chapitre précédent, nous avons conçu des véhicules de test qui vont faire l'objet de ce chapitre.

Nous commencerons par la description des procédés technologiques utilisés : PolyMUMPs de Memscap et Epi-SOI de TRONIC'S Microsystems. Ensuite, nous détaillerons toutes les structures qui ont été fabriquées dans les véhicules de test en traitant plus particulièrement les actionneurs électrothermiques. Ces derniers ont été conçus à partir de l'étude de la sensibilité du modèle établi vis-à-vis des paramètres géométriques, technologiques et environnementaux liés au fonctionnement de ces structures.

Ensuite nous aborderons la caractérisation des actionneurs électrothermiques. Nous décrirons le banc de test, les protocoles de test, ainsi que le logiciel mis en place pour la détermination du déplacement de l'actionneur à partir de photos.

La comparaison entre les résultats de ces tests de caractérisation et les simulations permettra de mettre en avant les problèmes liés à la connaissance des valeurs exactes des paramètres d'entrée du modèle. Une fois que cet obstacle sera franchi grâce à des mesures, nous pourrons chercher à valider le modèle analytique.

2 Les technologies utilisées

Comme cela a été dit dans l'introduction, nous avons eu accès à deux procédés technologiques qui sont polyMUMPs de Memscap et Epi-SOI de TRONIC'S Microsystems. Le choix s'est orienté sur des procédés industrialisés qui assurent un certain degré de reproductibilité dans les structures obtenues d'une puce à l'autre mais aussi d'un run à un autre.

Ces procédés technologiques sont appelés « multi-utilisateur » ce qui permet de réaliser des véhicules de test à faible coût. Sur ce principe, plusieurs utilisateurs se partagent le coût de fabrication en répartissant sur un même wafer les structures conçues par chaque utilisateur.

Nous allons, dans cette partie, nous attacher à décrire ces procédés afin de mieux comprendre ensuite le fonctionnement des différentes structures qui ont été conçues.

1 La technologie polyMUMPS de Memscap

Dans cette partie va être présenté le procédé technologique polyMUMPs (Polysilicon Multi-User MEMS Processes) accessible en France au travers du CMP (Circuits Multi Projets) [CMP2005].

Pour cela nous nous appuyons sur le *design rules manual* édité par Cronos puis par Memscap [PolyMUMPs2003].

Le Tableau 8 contient les caractéristiques des niveaux matériels présents dans le procédé PolyMUMPs. On peut y dénombrer 7 niveaux matériels dont le substrat considéré comme un support mécanique et isolé électriquement par une couche de nitrure, trois niveaux (poly0, poly1 et poly2) dits « structurels » qui constitueront le dispositif à proprement dit et dont deux sont libérés (poly1 et poly2), deux niveaux (1^{er} oxyde et 2nd oxyde) dits « sacrificiels » qui seront donc enlevés en fin de procédé par une attaque chimique, et enfin un niveau de métal pouvant être déposé sur le niveau poly2 pour réduire la résistivité.

Couche	Nature	Epaisseur (µm)	Masques
Substrat	Si [N ⁺] + Si ₃ N ₄	100µm + 0,6µm	--
Poly0	Silicium polycristallin	0,5	POLY0
1 ^{er} oxyde	SiO ₂	2,0	DIMPLE ANCHOR
Poly1	Silicium polycristallin	2,0	POLY1
2 nd oxyde	SiO ₂	0,75	POLY1_POLY2_VIA ANCHOR2
Poly2	Silicium polycristallin	1,5	POLY2
Métal	Or	0,1	METAL

Tableau 8 : Description des niveaux matériels, de leurs épaisseurs et des noms des masques de la lithographie pour le procédé technologique PolyMUMPs.

Comme le montre la Figure 75, toutes les couches ne sont pas planarisantes ce qui signifie que les reliefs d'une couche modifient le profil des couches supérieures.

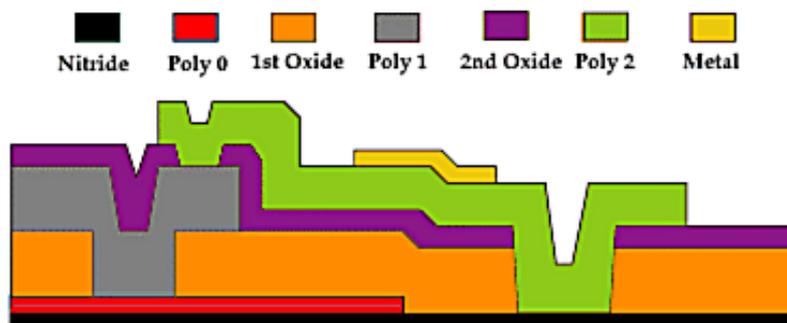


Figure 75 : Coupe transversale montrant les 7 niveaux du procédé polyMUMPs.

Après avoir énumérés les différents niveaux matériels de ce procédé technologique, nous pouvons à présent décrire le déroulement des étapes technologiques :

- Définition du substrat : le substrat est en silicium orienté <1 0 0> de type N, possède une résistivité de 1 à 2 Ω.cm et une couche de Nitrure est déposée afin de l'isoler

électriquement des structures opérationnelles qui seront réalisées dans les couches supérieures.

- Dépôt et usinage de la couche Poly0 : Après avoir préparé le substrat, une première couche de polysilicium, appelée Poly0, est déposée par LPCVD (*Low Pressure Chemical Vapor Deposition*). Le masque POLY0 est utilisé pour modeler cette couche par une étape de photolithographie classique.
- Dépôt de la première couche sacrificielle (1^{er} oxyde), définition des bossages et des ancrages: Une couche de PSG (PhosphoSilicate Glass) est déposée par LPCVD suivi d'un recuit. Elle correspond à la première couche sacrificielle qui sera ôtée en fin de procédé pour libérer le premier niveau structurel (i.e. le Poly1). Le masque DIMPLES permet de modeler la couche 1^{er} oxyde de manière à créer des bossages inférieurs sur la couche Poly1. Ces bossages sont destinés à éviter un contact complet entre le substrat et la couche structurelle dans le cas d'un fléchissement de cette dernière. La hauteur nominale de ces bossages est de 750 nm. De la même manière, des ouvertures dans l'oxyde sont réalisées suivant le masque ANCHOR1 afin d'ancrer la couche structurelle Poly1 à la couche Poly0. Il y aura donc contact électrique entre les deux couches à ces endroits là.
- Dépôt et usinage de la couche Poly1 : Tout comme la couche Poly0, la couche Poly1 est déposée par LPCVD. Un masque en PSG (plus résistant que la résine utilisée dans les procédés classiques de photolithographie) est obtenu à partir du masque POLY1 pour modeler cette couche de polysilicium de manière conforme à ce masque.
- Définition des ancrages et des zones de surépaissement : Une fois que la couche Poly1 a été usinée, une couche de PSG est déposée et recuite pour former la deuxième couche sacrificielle. Cette couche sera usinée suivant deux masques. Le premier, appelé POLY1_POLY2_VIA, permet de créer des contacts mécaniques et électriques entre le Poly1 et le Poly2. Cela permet d'obtenir des couches surépaissies. Le second masque, appelé ANCHOR2, permet de créer des ouvertures jusqu'au Poly0 pour ancrer la couche Poly2 au Poly0 au niveau de ces ouvertures.
- Dépôt et gravure de la couche Poly2 : Tout comme les deux premières couches de polysilicium, la couche Poly2 est déposée par LPCVD. L'usinage de cette dernière couche structurelle se fait de la même manière que pour la couche Poly1 par une couche de PSG à la forme du masque POLY2.
- Dépôt de la couche métallique : La dernière couche du procédé MUMPs est une couche métallique qui permet la réalisation des pistes de conduction et des surfaces réfléchissantes pour les miroirs. Cette couche est déposée suivant une technique appelée « lift-off » qui ne nécessite pas de gravure. En effet, une couche de résine photosensible est tout d'abord déposée sur toute la surface du wafer. Cette couche est

ensuite modelée avec le masque METAL. Les parois de la résine présentent un angle particulier qui autorise le dépôt du métal sur toute la surface des ouvertures mais qui amène à une cassure de la continuité de la couche métallique au niveau des marches. La résine et le métal non désiré (au-dessus de la résine) sont ôtés dans un bain de solvant afin de retrouver seulement le métal dans les zones voulues.

- Libération des structures : Cette étape n'est pas automatiquement réalisée par le fondeur. En effet, les puces peuvent être envoyées non libérées et protégées par une couche de résine. Après avoir enlevé la résine avec un solvant, les structures sont libérées grâce à un bain contenant 49% d'acide fluorhydrique. Les plaquettes sont ensuite rincées et séchées. Dans l'exemple de la fabrication d'un moteur électrostatique, on obtient alors la libération du rotor en poly1 autour du verrou fixe en poly2. Les empilements de poly1, poly2 et métal visibles sur les côtés représentent les stators utilisés pour entrainer électrostatiquement le moteur.

Les masques présents dans le procédé polyMUMPs sont réalisés en s'appuyant sur des règles de dessin. Ces dernières sont données par le fondeur afin d'assurer le bon fonctionnement des structures. Elles fixent des limites (cf. Tableau 9 et Tableau 10 issus de [PolyMUMPs2003]) qui sont dues, d'une part, aux différentes étapes du procédé technologique et, d'autre part, à la résolution et aux capacités d'alignement du système de lithographie. Ces règles de dessin sont regroupées en trois catégories (cf. Figure 76) :

- Largeur minimale, l ;
- Recouvrement minimal, r ;
- Espacement minimal, e .

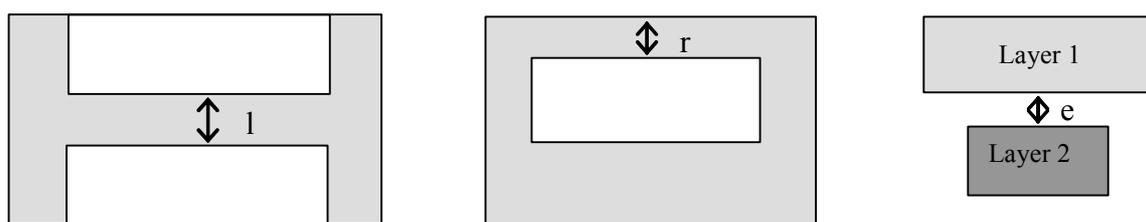


Figure 76 : Trois catégories de règles de dessin dans la conception des masques.

Masques	Largeur / espacement : valeur nominale (μm)	Largeur / espacement : valeur minimale (μm)
POLY1, POLY2, POLY1_POLY2_VIA	3,0	2,0

Tableau 9: Nom, largeurs et espacements minimaux et nominaux de chaque couche.

Niveau 1 / Niveau 2	ANCHOR1	DIMPLES	POLY1	P1_P2_VIA	ANCHOR2	POLY2	METAL
POLY0	4		4		5	5	
POLY1	4	4		4		4	
POLY2				4	5		3

Tableau 10: Recouvrement minimal pour chaque niveau (en μm).

Le fondeur fournit également des conseils de conception (appelés *advice rules*) guidant le designer sur les points critiques dans l'utilisation des masques. Ceci souligne la difficulté et le manque de maturité du procédé. Ce genre de conseils n'était pas présent dans la microélectronique.

En guise de conclusion sur cette présentation, on peut dire que les particularités de ce procédé technologique sont :

- Trois niveaux structurels dont deux libérés ;
- Une largeur minimale de structure micro-usinée de $2\mu\text{m}$;
- Une métallisation en or accessible sur toute la puce ;
- Une surface de 1 cm^2 par puce.

2 La technologie Epi-SOI de TRONIC'S Microsystems

Dans cette partie, nous allons décrire le procédé technologique Epi-SOI proposé en Multi-Project Wafer (MPW) par le biais du service MEMSOI d'Europractice. Pour cela, nous nous appuyons sur le *design rule manual* édité par TRONIC'S Microsystems [Epi-SOI2004].

Le Tableau 11 contient les caractéristiques des niveaux matériels présents dans le procédé Epi-SOI. On peut y remarquer une couche de Nitrure utilisé pour la passivation des contacts métalliques, une couche sacrificielle de $0.4\mu\text{m}$ d'épaisseur, une couche structurelle en Silicium de $20\mu\text{m}$ d'épaisseur et enfin, une couche de métal de $0.6\mu\text{m}$ d'épaisseur.

Couche	Nature	Epaisseur (μm)	Masques
Substrat	Si	--	--
Couches superficielles	Si [P ⁺] + SiO ₂	0,2 + 0,4	BULK
Nitrure	Si ₃ N ₄	0,5	NITRIDE
Métal	Or	0,6	METAL
Silicium épitaxié	Si [P ⁺]	20	SILICON (HOLE1-HOLE2)

Tableau 11 : Description des niveaux matériels, de leur épaisseur et des noms des masques de la lithographie pour le procédé technologique Epi-SOI.

Après avoir énuméré les différents niveaux matériels de ce procédé technologique, nous pouvons décrire la réalisation des microstructures avec ce procédé en s'appuyant sur la Figure 77 illustrant les différentes étapes technologiques.

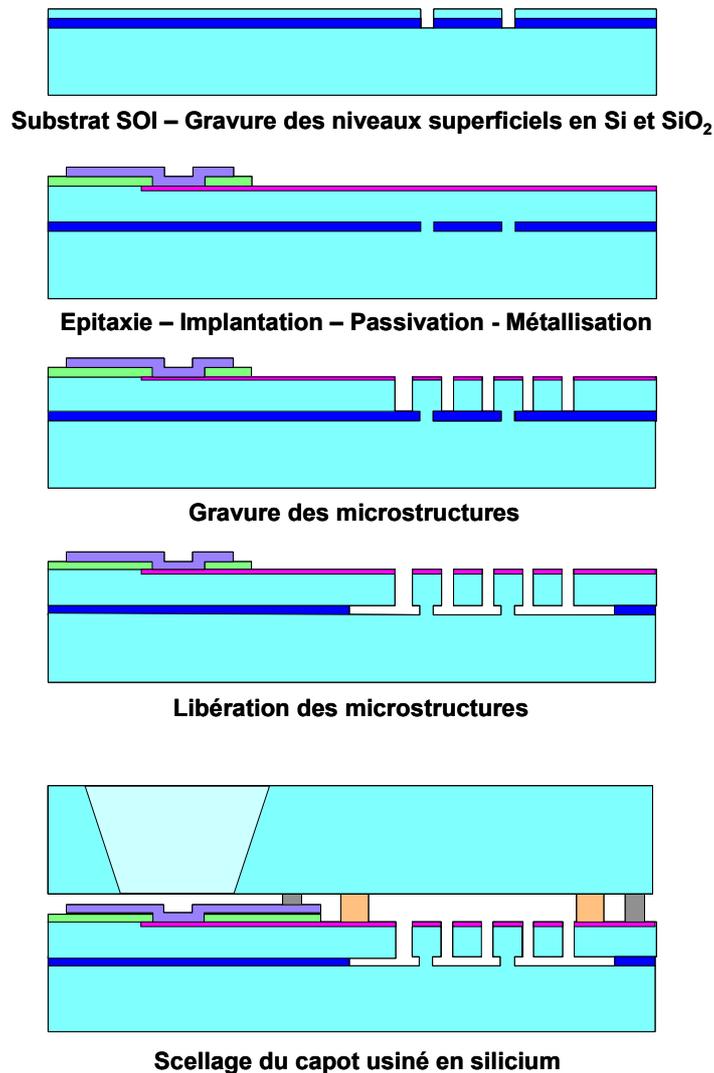


Figure 77 : Etapes du procédé technologique Epi-SOI.

Deux parties séparées sont réalisées dans ce procédé technologique, une pour la structure mobile et une autre pour le capot de protection. Ce dernier n'est pas paramétrable car ses dimensions sont standards (le capot employé ici comporte 10 plots de contact).

Pour réaliser des microsystèmes avec ce procédé technologique, plusieurs étapes se succèdent :

- Définition du substrat et réalisation des ouvertures des ancrages : Le substrat utilisé est de type SOI (*Silicon On Insulator*). Ceci est visible à la première étape dans laquelle nous voyons deux couleurs différentes : une claire pour le silicium et une foncée pour l'oxyde sacrificiel.

- Dépôt de la couche structurelle et réalisation des plots de contact : Le dépôt de la couche de silicium constituant la couche structurelle des systèmes est réalisé par épitaxie sur une épaisseur de 20 μm . Cette épitaxie est suivie d'un dopage par implantation de type P. La réalisation des plots de contact se fait grâce à un dépôt de nitrure et de métal. Ces deux couches sont ensuite gravées suivant les masques NITRIDE et METAL. Tout ceci n'est pas modifiable car les plots de contact ont des dimensions et des positions fixées en fonction de la forme du capot de protection.
- Gravure de la couche structurelle : La couche étant de grande épaisseur, la méthode employée est une gravure sèche profonde (i.e. la DRIE, *Deep Reactive Ion Etching*). Pour ce faire, une couche de résine de masquage est déposée et ouverte par photolithographie (suivant le masque SILICON). La couche épitaxiée est ensuite gravée. Cette étape se termine par l'enlèvement de la résine. Le masque SILICON caractérise les structures désirées sur la puce. C'est donc ce niveau de masque qui doit être dessiné.
- Libération: L'attaque de l'oxyde sacrificiel est réalisée chimiquement dans un bain d'acide fluorhydrique. Cette étape se termine par un rinçage et un séchage qui permettent de rendre les microstructures opérationnelles.
- Encapsulation: Après avoir réalisé le capot et la puce comportant les microstructures, ces deux parties peuvent être collées grâce à une colle polymère.

Enfin, il est nécessaire de présenter les règles de dessin propres à ce procédé technologique car elles conditionnent la réalisation des masques de fabrication.

Comme pour le procédé polyMUMPs, des règles de dessin sont données par le fabricant. Elles sont également de trois sortes (cf. Figure 76). Les valeurs de ces limites sont regroupées dans le Tableau 12 et le Tableau 13 issus de [Epi-SOI2004].

Masques	Largeur / espacement : valeur nominale (μm)	Largeur / espacement : valeur minimale (μm)
SILICON	2,5 / 2,2	2,1 / 1,8

Tableau 12 : Nom, largeurs et espacements minimaux et nominaux de chaque couche.

Niveau 1 / Niveau 2	Valeur nominale (μm)	Valeur minimale (μm)
SILICON / BULK	5	3
SILICON / METAL	10	5

Tableau 13 : Recouvrement nominal et minimal pour le niveau SILICON.

En guise de conclusion sur cette présentation, on peut dire que les particularités de ce procédé technologique sont :

- 20 μm d'épaisseur pour la couche structurelle en silicium ;
- Une largeur minimale de structure micro-usinée de 2 μm ;
- Un plot de contact permettant de polariser le substrat ;
- Un capot de protection tout en préservant des plots accessibles de l'extérieur.

3 Les véhicules de test

Maintenant que les procédés technologiques sont présentés, nous allons pouvoir décrire les puces réalisées et utilisées dans le cadre de cette thèse. Elles sont au nombre de trois que l'on nommera par la suite Memscap2003, Memscap2004 et MPW2004.

Dans cette partie, nous allons présenter rapidement chacune de ses trois puces. Nous profiterons de ces descriptions pour découvrir des structures complexes incluant des actionneurs électrothermiques mais aussi pour dénombrer les actionneurs électrothermiques qui sont à notre disposition pour faire les études expérimentales.

1 Le véhicule de test « Memscap2003 »

Cette puce a une surface de 1cm² et contient une grande diversité de structures (cf. Figure 78) : des moteurs électrostatiques (27 exemplaires), des miroirs électrostatiques (17 exemplaires et 2 matrices de miroirs), des accéléromètres (2 exemplaires), des structures d'étude de résonance, des structures expérimentales... mais aussi des actionneurs électrothermiques en forme de U et de structures plus complexes à base de ces même actionneurs.

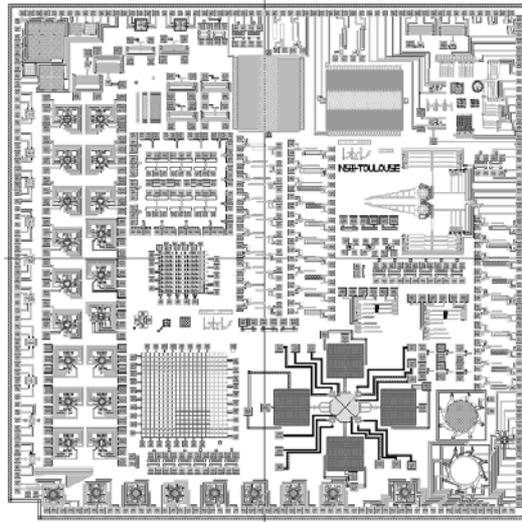


Figure 78 : Photo du véhicule de test « Memscap2003 ».

Les actionneurs électrothermiques sont, dans ce véhicule de test, en forme de U. On peut en dénombrer 66 qui sont actionnables individuellement auxquels il faut ajouter 2 lots d'actionneurs qui sont tous commandés en parallèle.

Concernant les structures plus complexes à base d'actionneurs électrothermiques, on peut citer une micro-pince, un micro-miroir et des structures de vieillissement.

La micro-pince (cf. Figure 79) est constituée de deux armatures, chacun étant munie d'une roue dentée. Par le biais d'une crémaillère et d'une matrice d'actionneurs électrothermiques en forme de U, on peut mettre ces deux armatures en mouvement de rotation autour du centre des roues dentées. Les actionneurs électrothermiques ont été disposés en matrice de manière à additionner les forces exercées par chaque actionneur. Ainsi, sans modifier l'amplitude du déplacement, la mise en matrice permet d'augmenter la force exercée et par conséquent rend possible le déplacement de pièces plus lourdes [Comtois1996].

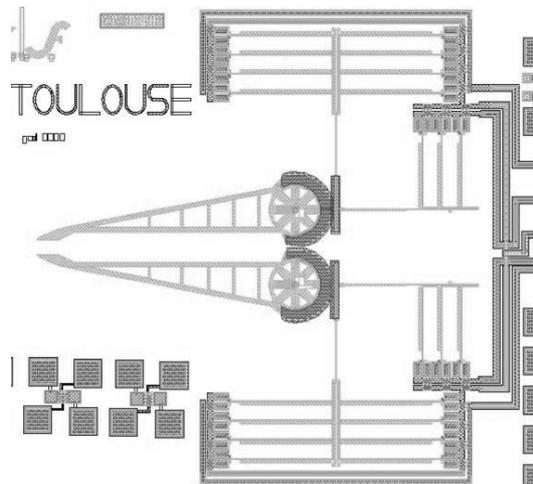


Figure 79 : Photo des masques d'une micro-pince actionnée par des matrices d'actionneurs électrothermiques en forme de U.

Le miroir dessiné dans cette puce est actionnable de deux manières. Dans un premier temps, on peut augmenter son inclinaison par rapport au substrat grâce à une matrice d'actionneurs électrothermique en forme de U (cf. Figure 80). Enfin, une électrode collée au substrat permet d'utiliser l'actionnement électrostatique pour remettre la plaque réfléchissante à une position dite de repos.

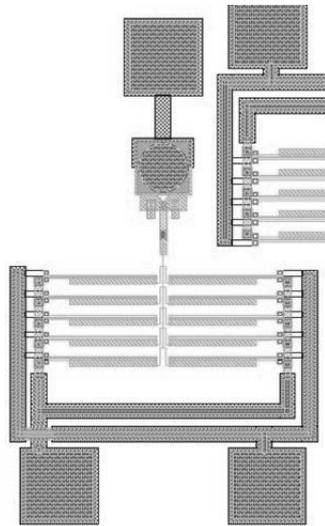


Figure 80 : Photo des layouts d'un micro miroir orientable grâce à une matrice d'actionneurs électrothermiques en forme de U.

Sur le même principe, nous avons mis en place des structures de vieillissement à base d'actionneurs électrothermiques en forme de U (cf. Figure 81). Pour cela, nous avons pris un pont suspendu qui peut être mis en résonance par le biais d'une électrode présente sous le pont permettant un actionnement électrostatique. La matrice d'actionneurs électrothermiques permet de venir pousser ou tirer sur ce pont mis en résonance. Il sera alors possible de voir l'influence d'un effort extérieur sur une structure mise en résonance.

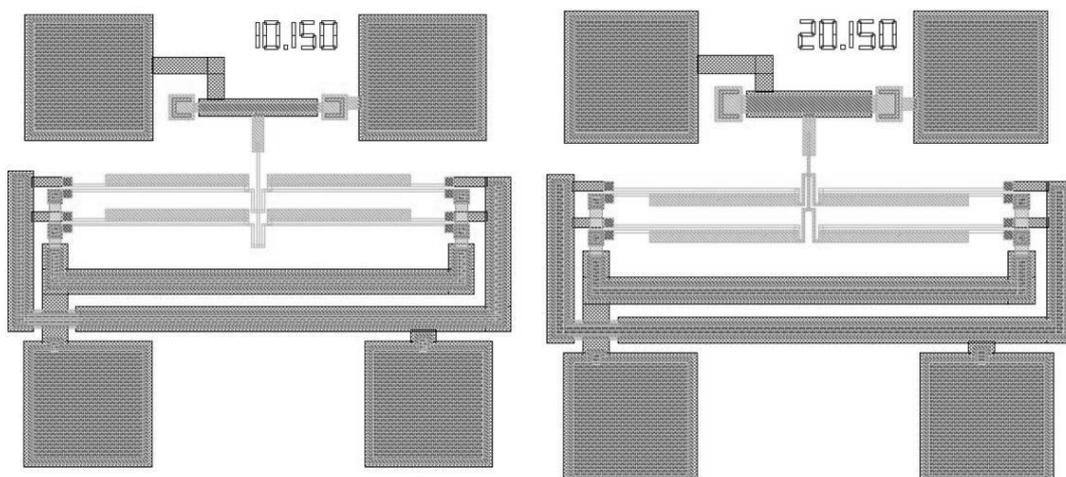


Figure 81 : Photos des layouts de deux structures de vieillissement contenant des actionneurs électrothermique en forme de U.

2 Le véhicule de test « Memscap2004 »

Ce deuxième véhicule de test a été réalisé dans le cadre du Réseau Thématique Pluridisciplinaire (RTP) « Fiabilité composants et packaging » de l'Action Spécifique (AS) du CNRS « Fiabilité des microtechnologies et microsystèmes » [RTPfiabilité2005]. La puce a donc été partagée (cf. Figure 82) entre l'IXL de Bordeaux (pour un quart), l'IEF de Paris (pour un quart) et le LAAS (pour la moitié).

Pour les mêmes commodités que le premier véhicule de test, c'est le procédé technologique PolyMUMPs qui a été utilisé. Chaque partenaire a réalisé des structures propres à son domaine de recherche. Aussi, les structures de l'IXL traitent de l'étude des claquages électriques et celles de l'IEF traitent de la résonance. La dernière moitié de la puce était à notre charge ce qui a permis l'intégration de moteurs électrostatiques wobble (8 exemplaires), de structures de calcul du stress interne dans les couches (4 exemplaires par niveau de polysilicium libéré), de structures de calcul du module de Young (4 exemplaires) et enfin des actionneurs électrothermiques (4 exemplaires).

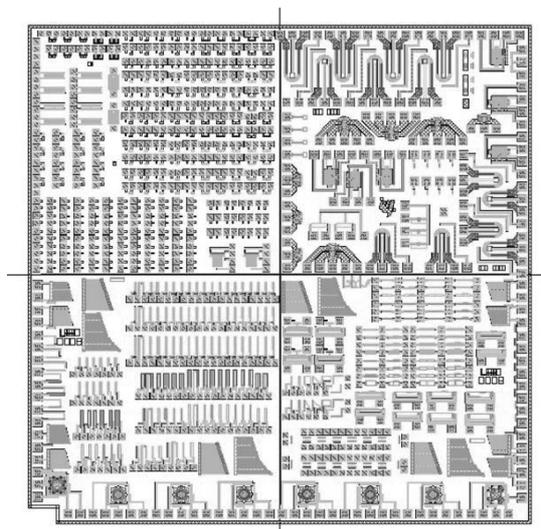


Figure 82 : Photo du véhicule de test « Memscap2004 ».

Les actionneurs électrothermiques sont, dans ce véhicule de test, de deux types : les actionneurs en forme de U (une centaine d'exemplaires) et les actionneurs en chevron (une cinquantaine d'exemplaires) qui ont été présentés dans le premier chapitre.

Concernant les structures plus complexes à base d'actionneurs électrothermiques, on retrouve les structures de vieillissement.

Nous avons également ajouté des structures permettant de déterminer la force exercée par l'actionneur. Il s'agit d'ajouter une poutre dont l'extrémité libre peut être mise en mouvement par contact avec l'actionneur électrothermique. La déflexion de cette poutre est alors une fonction de la force appliquée par l'actionneur [Kolesar1999] (cf. détails dans les annexes) :

$$F = \frac{Eh}{4} \left(\frac{w}{l} \right)^3 \delta \quad (54)$$

où F est la force appliquée par l'actionneur, E le module de Young, h , w , l et δ sont respectivement l'épaisseur, la largeur, la longueur et la déflexion de la poutre.

Ainsi, en mesurant la déflexion de la poutre placée à côté de l'actionneur, la force exercée par l'actionneur pourra être déterminée.

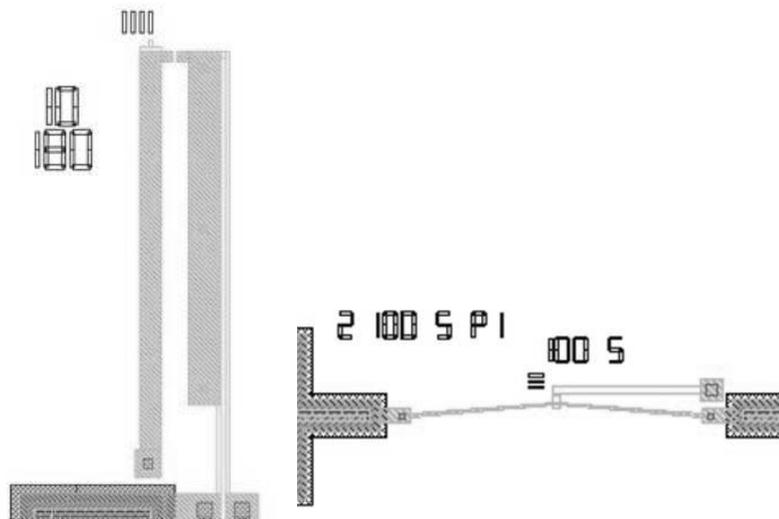
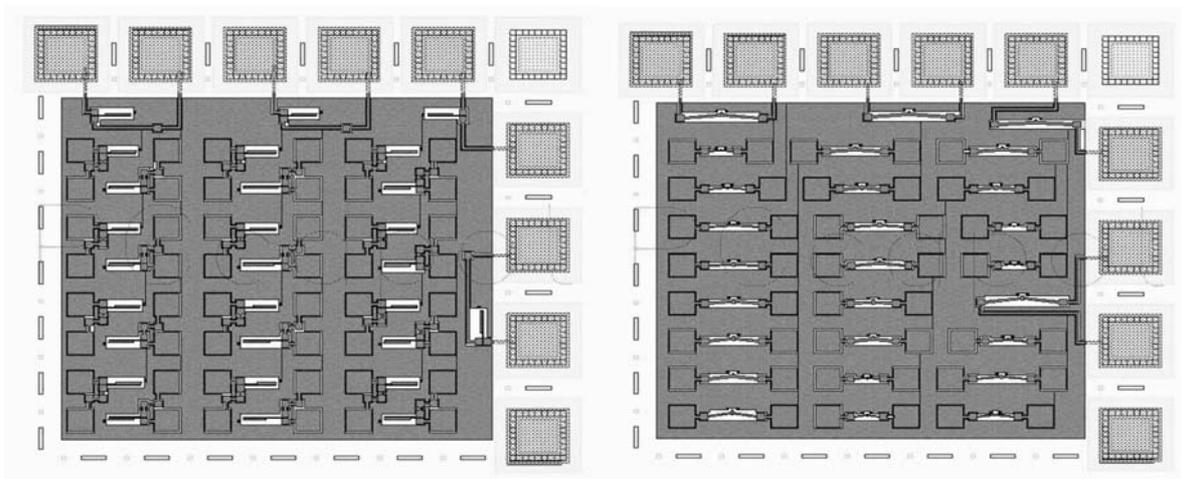


Figure 83 : Layout des structures permettant de mesurer la force exercée par un actionneur électrothermique en forme de U (à gauche) et en chevron (à droite).

3 Le véhicule de test « MPW2004 »

Le dernier véhicule de test a été réalisé également en 2004 avec le procédé technologique MPW de chez TRONIC'S Microsystems. Il est réparti sur quatre puces (cf. Figure 84) contenant uniquement des actionneurs électrothermiques.



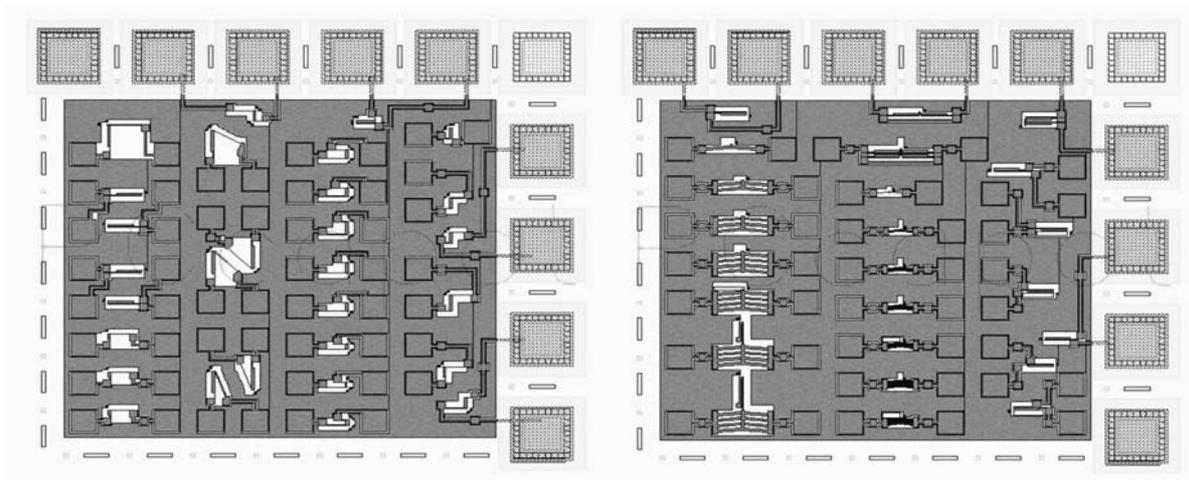


Figure 84 : Photo des véhicules de test « MPW2004 ».

Dans ces quatre puces, on peut dénombrer 28 actionneurs électrothermiques en forme de U, 27 actionneurs électrothermiques en chevron, 24 structures à base d'actionneurs électrothermiques (mise en matrice ou encore calcul de force) et 29 actionneurs électrothermiques expérimentaux (i.e. dont la forme a été inventée dans l'optique de vérifier leur fonctionnalité au cours des tests).

Ce véhicule de test présente l'intérêt d'être réalisé avec un procédé technologique différent. Ainsi, pour un même encombrement de l'actionneur, on pourra dire si une technologie est avantageuse par rapport à une autre.

4 Nomination des actionneurs électrothermiques

Afin de pouvoir désigner plus facilement les actionneurs réalisés dans les véhicules de test, nous avons mis en place une méthode pour les nommer.

Les noms donnés aux actionneurs électrothermiques en forme de U (cf. Figure 85 pour se rappeler les différents paramètres de la structure) sont de la forme « largeur du bras chaud » _ « espacement entre les deux bras » _ « longueur du bras de flexion » _ « longueur du bras froid » { _ « largeur du bras froid » } { _ « largeur de la jonction » } _ « niveau structural ».

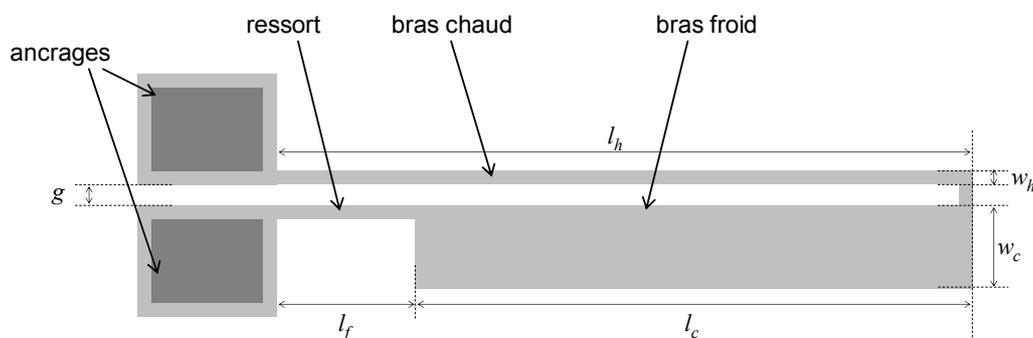


Figure 85 : Vue schématique de l'actionneur électrothermique en forme de U.

Ainsi, la structure « 3_3_50_200_P1P2 » correspond à un actionneur dont les paramètres ont les valeurs suivantes : $w_h = 3\mu\text{m}$, $g = 3\mu\text{m}$, $l_f = 50\mu\text{m}$ et $l_c = 200\mu\text{m}$. Lorsque aucune autre annotation n'est présente, les autres paramètres sont par défaut : $w_j = w_f = w_h$ et $w_c = 20\mu\text{m}$. Enfin, la mention « P1P2 » correspond à une structure fabriquée sur les niveaux Poly1 et Poly2 joints grâce au masque POLY1_POLY2_VIA. Dans le cas de l'utilisation des niveaux Poly1 et Poly2, on utilisera respectivement « P1 » et « P2 ».

5 Conclusion

Après avoir optimisé les actionneurs électrothermiques en forme de U grâce à une étude paramétrique et détaillé les procédés technologiques utilisés, nous avons pu aborder dans cette partie la description des véhicules de test qui ont été conçus et fabriqués dans le cadre de cette thèse.

Cela nous a donné un aperçu du grand nombre d'actionneurs électrothermiques que nous avons à notre disposition, aussi bien en forme de U qu'en chevron. Etant donné l'ampleur des tests qui sont réalisables sur toutes ces structures, nous avons été contraints de focaliser la caractérisation des véhicules de test sur deux points :

- La validation du modèle analytique ;
- L'étude du vieillissement des structures.

Ce choix a été fait car l'objectif est la mise en place d'un prototypage virtuel (nécessitant la validation du modèle comportemental présenté dans le chapitre précédent) pour l'étude de la fiabilité des actionneurs électrothermiques.

4 Les tests de caractérisation

Dans le but de valider ce modèle comportemental, nous avons cherché à caractériser les véhicules de test qui ont été présentés dans la partie précédente. Il fallait donc pouvoir tester ces structures pour en déduire la variation du déplacement en fonction du courant appliqué. Pour cela, nous avons mis en place un banc de test qui sera décrit dans cette partie.

Dans un premier temps, une présentation du matériel utilisé sera donnée avant de décrire le programme de traitement d'images qui a été développé sous Matlab[®] pour déterminer le mouvement des structures. Tout cela permettra d'enchaîner sur une partie traitant de la validation des modèles analytiques présentés dans le Chapitre 2.

Il faut mentionner que les tests de caractérisation des structures fabriquées en Epi-SOI n'ont pas été réalisés à cause des niveaux de puissance exigés. En effet, les résistances des structures réalisées en Epi-SOI sont 100 fois plus élevées ce qui oblige à générer une tension 100 fois plus élevée pour pouvoir obtenir un même courant d'actionnement. Nous avons donc fait le choix de reporter ultérieurement les tests de caractérisation de ces structures et de nous concentrer sur les structures réalisées avec le procédé technologique polyMUMPs.

1 Présentation du banc de test

Afin de pouvoir tester toutes les structures dessinées, nous avons fait le choix de l'utilisation d'un banc de test établi à partir d'un testeur sous pointes. En effet, cette configuration de test permet de tester toutes les puces, du moment que des plots ont été dessinés à proximité de la structure.

Le matériel utilisé est un testeur sous pointes PM5 de chez Karl Suss [Suss2005], deux types de caméra (analogique, DXC 151 P de chez Sony ; ou numérique, PL-A661 de chez PixeLINK / Vitana [pixeLINK2005]) reliées à un ordinateur. Le testeur sous pointe permet, comme cela est illustré dans la Figure 86, de poser des pointes sur les plots de la puce et d'appliquer un signal d'actionnement. Les caméras permettent quant à elles le visionnage du comportement de la structure.

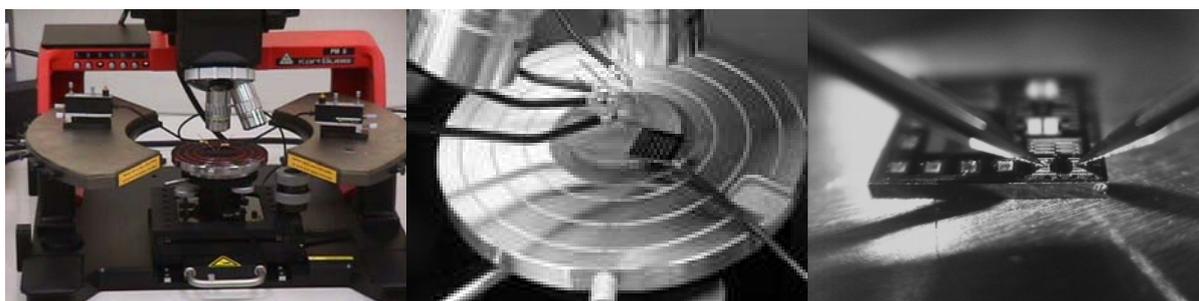


Figure 86 : Vue générale du testeur sous pointe et observation d'un échantillon avec les pointes de test.

En supplément à ce matériel, nous avons employé la carte d'acquisition BNC 2110 de chez National Instrument [NI2005] qui permet d'appliquer les signaux de commande à partir de l'ordinateur mais aussi de mesurer des signaux pendant les tests. Ce nouveau matériel a permis l'automatisation du banc de test particulièrement nécessaire pour les tests en vieillissement de la structure qui seront présentés dans le prochain chapitre.

Avec tout ce matériel, on obtient un banc de test complet pour faire de la caractérisation des structures. Il pourrait se résumer au schéma donné dans la Figure 87.

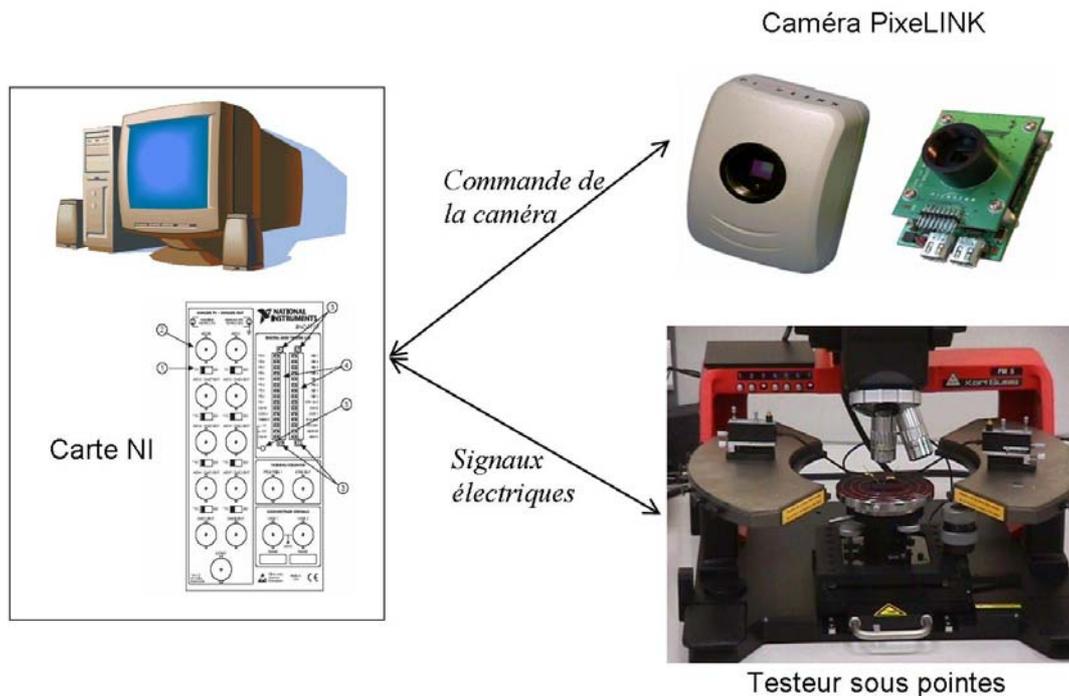


Figure 87 : Représentation schématique du banc de caractérisation des MEMS.

On peut ainsi se rendre compte que l'ordinateur est au centre de ce banc de caractérisation. En effet, l'utilisation du logiciel Labwindows CVI garantit deux fonctions :

- La commande de la carte NI qui permet non seulement d'appliquer des signaux aux pointes de test mais aussi de contrôler certains signaux (comme la tension aux bornes de l'actionneur pour en déduire la résistance de l'actionneur) ;
- Le contrôle de la caméra numérique permettant donc l'automatisation de la capture des photos.

Ce banc de caractérisation est polyvalent car il peut être utilisé pour tester une grande variété de microsystèmes. Dans le cas des actionneurs électrothermiques qui font l'objet de ce manuscrit, il a fallu mettre en place une source de courant. En effet, l'actionnement doit être réalisé en courant de manière à garantir que l'on applique toujours le même courant, quelle que soit la variation de la résistance de l'actionneur due à l'élévation de la température.

Pour cela, nous avons choisi le circuit « miroir de courant » (cf. Figure 88) qui permet de faire de l'actionnement en statique, i.e. avec un courant constant, ou en dynamique, i.e. avec un courant ayant une forme variant avec le temps.

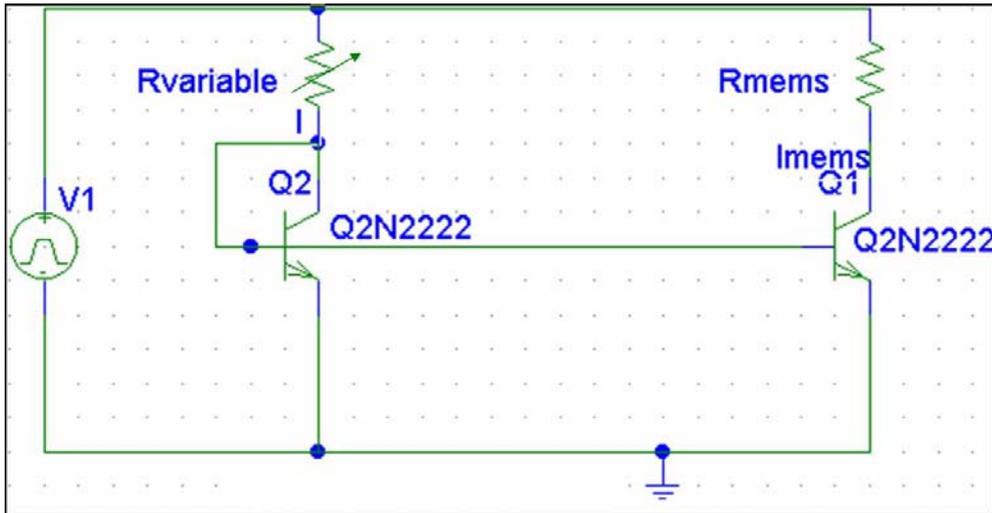


Figure 88 : Schéma du circuit « miroir de courant ».

Le montage « miroir de courant » est caractérisé par la présence de deux courants identiques au niveau des collecteurs des transistors bipolaires, on sait donc que $I = I_{MEMS}$. Pour trouver l'expression du courant qui traverse le MEMS (représenté par une résistance R_{MEMS}), on passe par le courant I qui peut être exprimé comme :

$$V_1 = V_{BE} + I \cdot R_{variable} \quad (55)$$

Sachant que $V_{BE} = 0.6 \text{ V}$, on peut en déduire une expression du courant traversant le MEMS indépendante de la valeur de la résistance R_{MEMS} :

$$I_{MEMS} = I = \frac{V_1 - V_{BE}}{R_{variable}} \quad (56)$$

Ainsi, en jouant sur la valeur de $R_{variable}$, il est possible d'ajuster le courant I_{MEMS} quelle que soit la valeur de la résistance du MEMS.

Ce circuit répond donc bien aux spécificités du test d'un actionneur électrothermique qui demande l'application d'un courant constant quelles que soient les variations de la résistance du MEMS.

En résumé, un courant est appliqué à l'actionneur par l'intermédiaire de deux pointes de test et d'un montage « miroir de courant » commandé en tension par un ordinateur grâce à une carte NI. Dans le but de capturer la déflexion de l'actionneur pour chaque valeur du courant, une caméra numérique est installée au-dessus du testeur sous pointes.

Ce banc de test permet de caractériser les actionneurs électrothermiques qui font l'objet de ce manuscrit. Après avoir présenté le matériel utilisé, nous allons à présent décrire la procédure des tests de caractérisation ce qui amènera à présenter le logiciel de traitement des images mis en place sous Matlab[®].

2 Le déroulement des tests de caractérisation

Afin de caractériser les actionneurs électrothermiques, il a fallu mettre en place une procédure de test permettant de toujours tester les structures dans les mêmes conditions. Nous avons donc établi plusieurs étapes à franchir pour chaque test :

1. Vérification de l'électronique pour s'assurer que le courant désiré est bien appliqué entre les deux pointes de test ;
2. Positionnement de la puce sous le microscope optique avec allumage de la pompe aspirante et centrage de la puce sur la structure à tester ;
3. Positionnement des pointes de test sur les plots de contact présents à proximité de la structure à tester ;
4. Vérification du bon positionnement des pointes avec un ohmmètre en vérifiant qu'il n'y a pas une résistance infinie entre les pointes de test ;
5. Prise d'une photo pour la position de l'actionneur au repos ;
6. Application du signal de test ;
7. Prise d'une photo pour la position de l'actionneur pendant le mouvement ;
8. Relevé de la tension aux bornes des pointes de test (pour pouvoir retrouver ensuite la résistance de l'actionneur).

En répétant les étapes 6 à 8, on peut ainsi obtenir différents types de courbes comme la variation du déplacement de l'actionneur en fonction du courant appliqué, ou encore la variation de la résistance de l'actionneur en fonction du courant appliqué.

A travers l'enregistrement d'une série de photos correspondant à différentes valeurs de courant appliqué, on sera en mesure d'étudier la validation du modèle analytique présenté dans le Chapitre 2. Nous pourrions voir, dans le chapitre consacré à la fiabilité, une autre procédure de test qui a permis d'étudier le vieillissement des actionneurs électrothermiques en forme de U.

Mais dans tous les cas, le résultat des tests effectués se trouve dans des photos qu'il faut analyser pour retrouver le déplacement de l'actionneur. Pour connaître avec précision ce déplacement, il a été nécessaire de mettre en place un programme de traitement d'images sous Matlab[®] qui sera décrit dans la prochaine partie avant d'aborder les résultats de cette caractérisation de l'actionneur électrothermique en forme de U.

3 Logiciel de traitement des images prises pendant les tests

La caractérisation des actionneurs électrothermiques passe donc par la prise de photo de la structure à différents moments des tests. On obtient donc une série de photos correspondant à chaque valeur de courant appliquée. Il faut donc analyser ces photos pour pouvoir remonter au déplacement de l'actionneur en fonction du courant appliqué.

Pour cela, nous avons mis en place un programme sous Matlab[®] pour faire le traitement des images. Cette solution a été adoptée dans le but d'obtenir une meilleure précision dans la détermination de ce déplacement. En effet, avec un traitement classique la précision ne pouvait pas être inférieure à 1 μ m. Par contre, en utilisant Matlab[®], on peut déterminer le déplacement au moins au pixel près. En ayant acquis une caméra numérique, nous avons donc au minimum une précision d'un pixel qui correspond en général à 0.3 μ m. Dans certains cas, nous pouvons également utiliser des fonctions spécifiques de Matlab[®] qui nous permettent de diminuer cette précision.

Cette partie va donc traiter de la description du fonctionnement de ce programme de traitement des images qui se déroule en plusieurs étapes :

3.1 Calcul de la taille du pixel

Les images sont enregistrées par lot au cours d'une même série de tests. Pour pouvoir traiter toutes les images en bloc, on insère toutes ces photos dans un fichier multipage. Ce type de fichier contient plusieurs images auxquelles un indice est affecté. On aura donc la photo de la position au repos à l'indice 1 et on pourra ensuite appeler, avec Matlab[®], les images suivantes par leur indice respectif.

Une fois que cette opération est réalisée (par exemple avec le logiciel Irfanview[®]), on peut débiter l'utilisation du programme Matlab[®]. Dans un premier temps, on cherche à déterminer la taille du pixel. Pour cela, nous avons besoin de prendre appui sur une dimension qui présente le plus de chance d'être respectée au cours de la fabrication. Nous avons donc choisi la largeur du bras froid car c'est la plus grande longueur contenue dans les photos prises pendant les tests. Nous devons donc faire un zoom sur cette partie de l'actionneur pour pouvoir la traiter (cf. Figure 89).

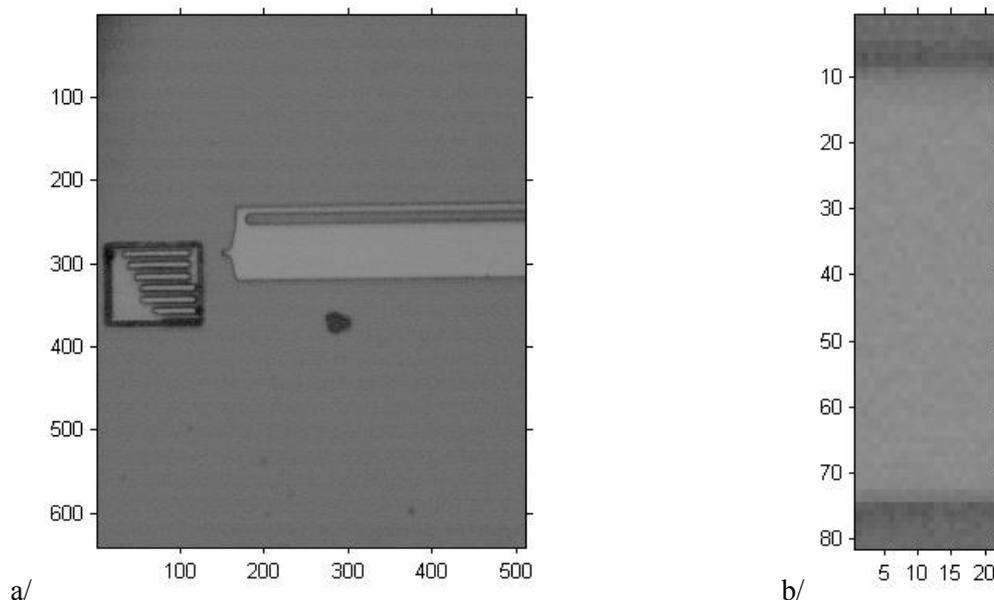


Figure 89 : a/ Photo optique prise pendant le test. b/ Zoom sur le bras froid de l'actionneur électrothermique en forme de U pour la détermination de la taille du pixel.

Une fois que le zoom sur le bras froid est réalisé, on va chercher à déterminer la largeur de ce bras en nombre de pixels. Pour cela, nous utilisons une fonction, *improfile*, présente dans la boîte à outils « Image Processing Toolbox » de Matlab[®] qui permet de tracer le profil de l'intensité lumineuse sur une ligne de pixels. Les valeurs de ce profil peuvent aller de 0 (pour le noir) à 255 (pour le blanc). Cependant, les valeurs de l'intensité lumineuse ne vont pas par défaut de 0 à 255. Pour augmenter ce contraste, on utilise une fonction de cette même boîte à outils qui s'appelle *imadjust* (cf. Figure 90).

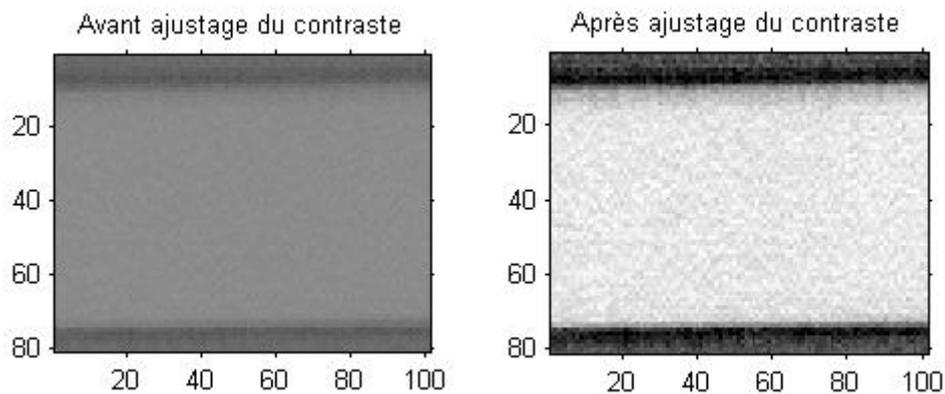


Figure 90 : Zoom sur le bras froid avant et après ajustage du contraste de l'image.

Ainsi, avec ce traitement on est assuré de couvrir toute la gamme des valeurs de l'intensité lumineuse, i.e. entre 0 et 255. Ceci est particulièrement visible sur la Figure 91 qui contient les histogrammes de l'intensité lumineuse dans l'image avant et après ajustage du contraste et obtenus avec la fonction *imhist* de la boîte à outils de Matlab[®] mentionnée ci-dessus.

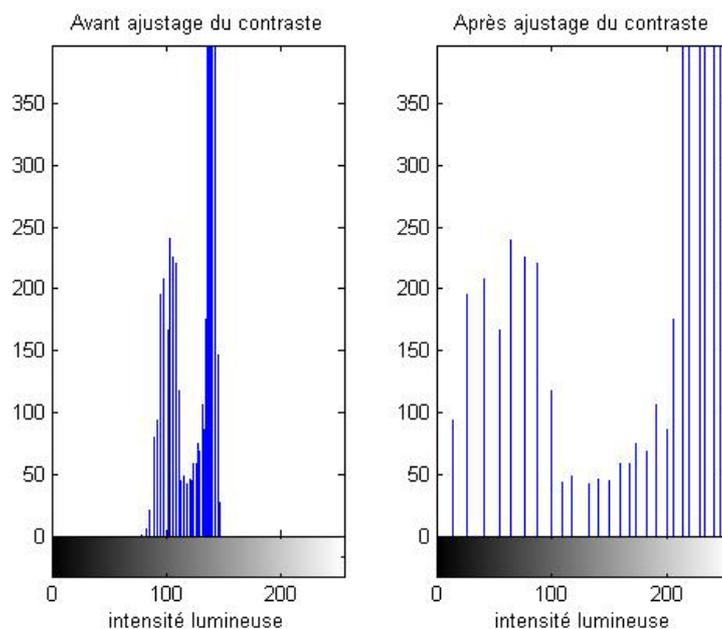


Figure 91 : Influence de l'ajustage du contraste sur l'histogramme de l'intensité lumineuse dans la photo prise pendant les tests.

En effet, on peut remarquer qu'avant l'ajustage, la gamme des valeurs de l'intensité lumineuse sont comprises dans l'intervalle [78, 147]. Par contre, après l'ajustage du contraste de l'image, toute la dynamique est utilisée entraînant une gamme de valeurs pour l'intensité lumineuse de [0, 255].

Après avoir fait ce traitement d'ajustage du contraste, on peut tracer le profil de l'intensité lumineuse sur une ligne perpendiculaire au bras froid. Pour diminuer l'erreur sur le calcul de la largeur du bras froid en nombre de pixels, nous avons fait le choix de faire plusieurs profils successifs et de prendre la moyenne sur tous ces profils (cf. Figure 92).

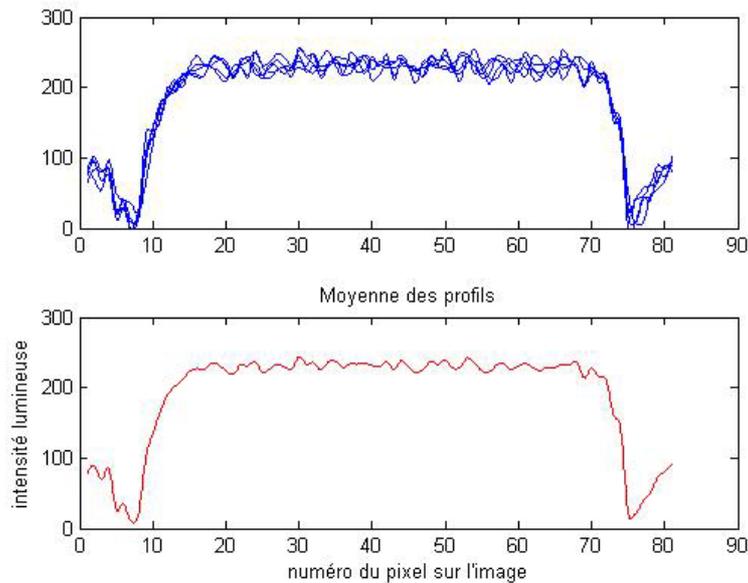


Figure 92 : Profil de l'intensité lumineuse sur le bras froid de l'actionneur électrothermique en forme de U pour la détermination de la taille du pixel.

Ce profil moyen permettra alors de déterminer avec précision la largeur du bras en nombre de pixels. En effet, le plateau obtenu dans ce profil correspond au bras froid qui est plus lumineux que le substrat que l'on a en fond d'image. On peut donc chercher la largeur de ce plateau à mi-hauteur des fronts montants et descendants en nombres de pixels. Connaissant la taille dessinée de la largeur du bras froid ($20\mu\text{m}$), on peut alors en déduire la taille du pixel.

Etant donné que le grossissement n'est pas changé durant toute la série de tests, on considère cette taille de pixel pour toute la série. Dans le cas où le grossissement est changé, il faut refaire la détermination de la taille du pixel.

3.2 Extraction de la pointe de l'actionneur.

Par le même principe du tracé des profils de l'intensité lumineuse, le déplacement pourra être déduit des photos prises pendant les tests. Pour cela, il est nécessaire d'extraire de la photo la pointe de l'actionneur (cf. Figure 93).

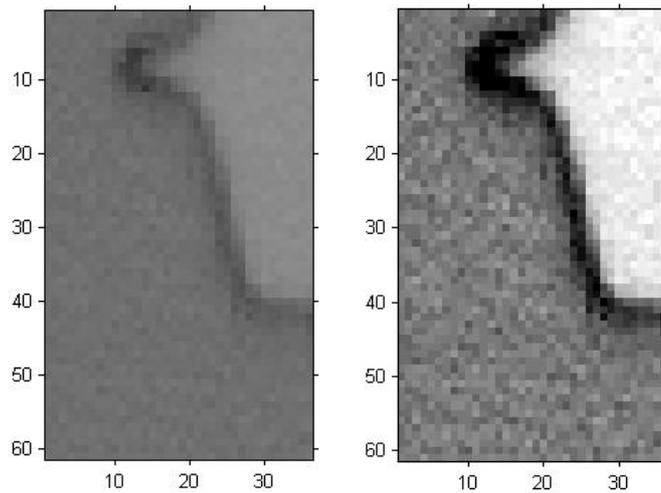


Figure 93 : Extraction de la pointe de l'actionneur électrothermique en forme de U pour déterminer son déplacement.

Nous faisons également un ajustage du contraste dans cette extraction pour augmenter la dynamique des profils de l'intensité lumineuse qui seront réalisés pour déterminer le déplacement de l'actionneur.

3.3 Traitement sur les valeurs de l'intensité lumineuse de la pointe de l'actionneur.

Afin de mieux visualiser la pointe dans les profils de l'intensité lumineuse, nous avons cherché à modifier la valeur des pixels pour augmenter le contraste au point de n'avoir que du blanc et noir. Ainsi en choisissant une valeur seuil, on a mis les pixels à 0 (noir) ou à 255 (blanc) suivant qu'ils soient au-dessus ou au-dessous de cette valeur seuil. On obtient alors une pointe en blanc sur un fond noir (cf. Figure 94).

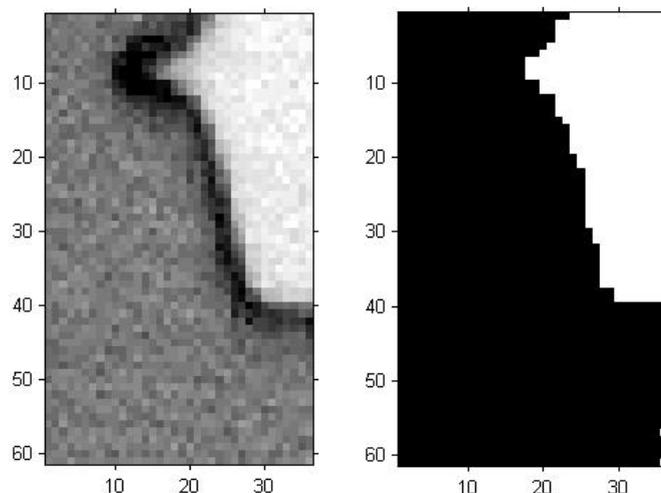


Figure 94 : Traitement des pixels pour obtenir une pointe de l'actionneur en blanc sur un fond noir pour pouvoir déterminer son déplacement.

Ce traitement a été ajouté de manière à obtenir des bords francs au niveau de la pointe. Si ce traitement n'est pas réalisé, il est possible d'avoir une erreur sur le profil à cause, par exemple, d'une ombre présente sous l'actionneur à cause d'un problème d'alignement de la source lumineuse pendant le test.

3.4 Calcul du déplacement.

Une fois que la photo de la pointe est modifiée, on peut tracer des profils de l'intensité lumineuse en partant de la gauche de l'image. En se déplaçant ainsi vers la droite, on finit par rencontrer la pointe et par conséquent rencontrer des pixels blancs. En se fixant une largeur limite du pic correspondant à la pointe, on peut déterminer la position de l'actionneur en recherchant la valeur du pixel correspondant au centre du pic obtenu (cf. Figure 95).

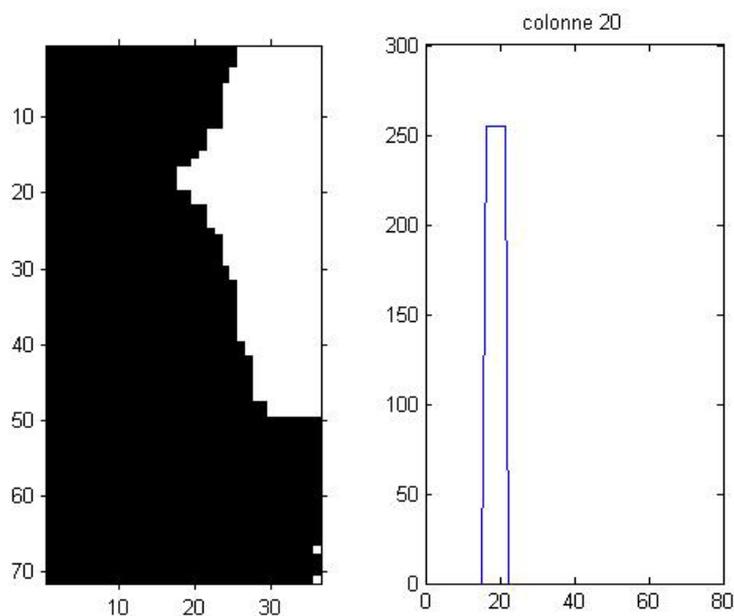


Figure 95 : Tracé d'un profil sur la pointe de l'actionneur électrothermique en forme de U pour connaître sa position.

Dans le cas présent, la position de l'actionneur pour cette photo est au pixel 19. En faisant ce traitement pour toutes les autres photos de la série, on peut en déduire le déplacement de la structure au cours du test. En effet, il suffit pour cela de comparer la position de la photo i à la position obtenue pour la première photo qui correspond à la position dite « au repos ».

3.5 Tracé du déplacement en fonction de l'indice des photos.

Ainsi, en faisant ce traitement sur toutes les photos, on peut tracer le déplacement de la pointe en fonction de l'indice de la photo (cf. Figure 96).

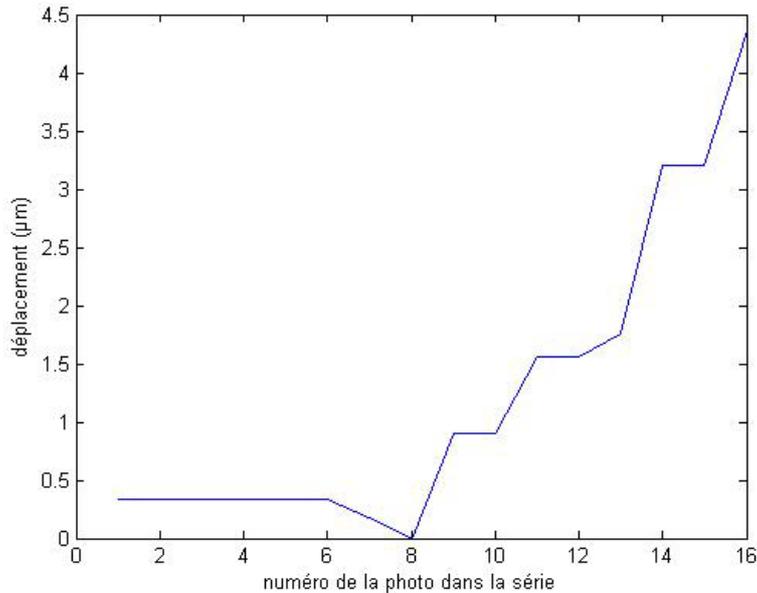


Figure 96 : Tracé du déplacement de l'actionneur électrothermique en forme de U en fonction de l'indice des photos prises pendant les tests.

En ayant pris soin de noter la valeur du courant appliqué pour chaque photo, on peut en déduire le déplacement en fonction du courant appliqué. La précision de la mesure sera de l'ordre de la taille du pixel. Ainsi plus il y aura de pixels dans les photos prises pendant les tests, plus les mesures seront précises car la taille du pixel sera plus faible. On peut alors comparer cette courbe à celle qui peut être obtenue avec le modèle analytique présenté dans le Chapitre 2.

5 Validation du modèle analytique de l'actionneur électrothermique en forme de U

En utilisant les résultats des tests de caractérisation, nous avons cherché à valider le modèle analytique présenté précédemment. Dans cette partie, nous allons décrire les différentes étapes que nous avons franchies avant de pouvoir valider le modèle.

1 Modélisation avec les valeurs classiques des paramètres géométriques et technologiques

Les tests de caractérisation permettent d'obtenir la variation du déplacement et de la résistance de l'actionneur en fonction du courant appliqué. Cela permet donc de faire une comparaison directe avec les courbes obtenues dans le Chapitre 2 lors de la présentation du modèle analytique.

Dans un premier temps, nous avons pris les dimensions dessinées sur les masques de fabrication (cf. Tableau 14) et les valeurs fournies par le fondeur ou trouvées dans la littérature pour les paramètres technologiques (cf. Tableau 15).

Paramètres	Valeurs
Longueur du bras chaud, l_h	300 μm
Longueur du bras froid, l_c	240 μm
Longueur du ressort, l_f	60 μm
Largeur du bras chaud, w_h	3 μm
Largeur du bras froid, w_c	20 μm
Largeur du ressort, w_f	3 μm
Espacement entre les deux bras, g	3 μm

Tableau 14 : Paramètres géométriques de l'actionneur considéré.

Paramètres	Valeur	Référence
Module de Young (en GPa), E .	158 \pm 10	[polyMUMPS2005], [Rigo2004]
Coefficient de Poisson, ν .	0,22 \pm 0,1	[polyMUMPS2005], [Chen2002]
Stress interne (en MPa)		[polyMUMPS2005]
Poly1 (compression), σ_1 .	11,235 (run57) 7 (run63)	
Poly2 (compression), σ_2 .	9,834 (run57) 15 (run63)	
Résistivité (en $\Omega\cdot\text{m}$)		[polyMUMPS2005]
Poly1, ρ_1 .	2,07 10^{-5} (run57) 2,41 10^{-5} (run63)	
Poly2, ρ_2 .	3,19 10^{-5} (run57) 4,58 10^{-5} (run63)	
Coefficient d'Expansion Thermique (en 10^{-6} K^{-1}), TCE .	2,8 \pm 0,2	[Chen2002], [Lai2004], [Chiao2000]
Conductivité thermique du polysilicium (en $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$), k_p .	32 \pm 2	[Chen2002], [Chiao2000], [Huang1999]
Conductivité thermique de l'air (en $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$), k_v .	0,026	[Huang1999]
Conductivité thermique du Si_3N_4 (en $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$), k_n .	2,25	[Huang1999]

Tableau 15 : Paramètres technologiques de l'actionneur considéré.

En comparant les courbes du déplacement obtenues pendant les tests et lors de la simulation, on obtient ce qui est représenté dans la Figure 97.

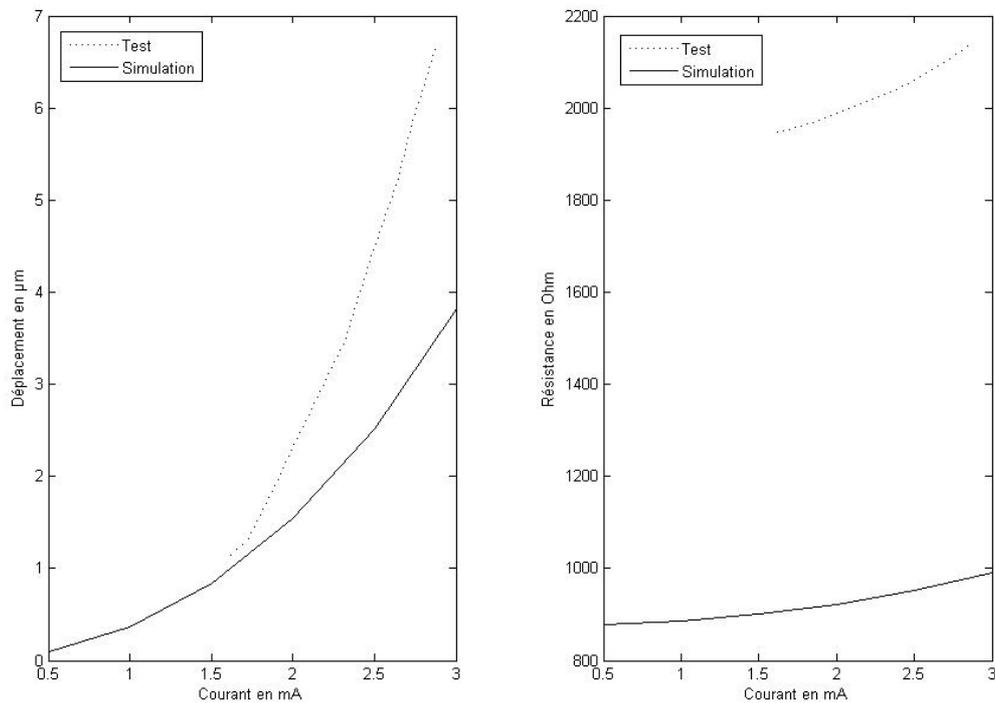


Figure 97 : Tests expérimentaux et résultats de la simulation analytique sous Matlab[®] avec les paramètres géométriques issus des masques de fabrication.

On peut alors s'apercevoir qu'il existe une différence entre les données expérimentales et les résultats des simulations. Pour en rechercher les raisons, nous nous sommes appuyés sur l'étude de la sensibilité du modèle vis-à-vis des paramètres d'entrée. En effet, si la valeur utilisée pour un paramètre d'entrée influent est erronée, le paramètre de sortie, qui est le déplacement, sera lui aussi erroné.

On va donc commencer par vérifier que les paramètres utilisés dans la simulation sont bien en adéquation avec les données expérimentales. Nous commencerons par vérifier les dimensions réelles de l'actionneur. En effet, nous avons vu, entre autres, que la largeur du bras chaud et du bras de flexion avaient beaucoup d'influence sur le résultat de la simulation.

Ensuite, sur le plan des paramètres technologiques, nous avons vu que la résistivité du niveau structurel, en l'occurrence du polysilicium, ρ , avait de l'importance vis-à-vis du résultat de la simulation. Nous chercherons donc ensuite à déterminer ce paramètre à partir des données expérimentales.

Enfin, le coefficient d'expansion thermique, TCE , a lui aussi une grande influence sur les résultats de la simulation du modèle. Nous chercherons donc à trouver sa valeur exacte plutôt que de s'appuyer sur les valeurs trouvées dans la littérature.

2 Détermination des dimensions réelles des actionneurs et caractérisation de la surgravure

Avec la prise en compte des dimensions dessinées dans les simulations, les résultats obtenus étaient très éloignés des données obtenues pendant les tests. Nous avons évoqué en introduction que l'origine de cette différence pouvait provenir d'une mauvaise connaissance des dimensions de la structure.

Effectivement, en regardant la photo présentée dans la Figure 98 et prise pendant les tests, on peut remarquer que l'espacement entre les bras chaud et froid est supérieur à la largeur du bras chaud alors que sur les masques de fabrication, ces deux paramètres avaient la même dimension.

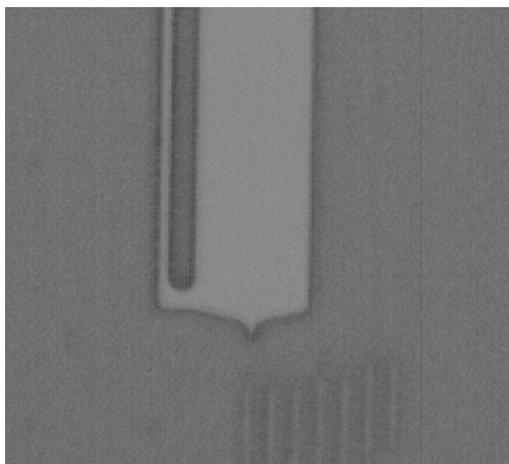


Figure 98 : Visualisation de la différence entre la largeur du bras chaud et l'espacement entre les deux bras.

Nous avons donc cherché à mesurer les dimensions de l'actionneur. Il n'est pas possible techniquement de connaître avec précision les longueurs des bras. Par contre, nous nous sommes focalisés sur la largeur du bras chaud et sur l'espacement entre les deux bras. Pour cela, nous avons utilisé le logiciel de traitement des images qui a été mis en place sous Matlab[®] et qui est utilisé dans le banc de test pour déterminer le déplacement de l'actionneur. Dans le cas de l'actionneur que nous avons considéré pour faire la comparaison entre les tests et les résultats des simulations, nous avons trouvé de grandes différences dans les dimensions caractéristiques de cette structure (cf. Tableau 16).

Paramètre	Valeur dessinée	Valeur mesurée	Erreur
Largeur du bras chaud, w_h	3 μm	1.46 μm	- 51%

Tableau 16 : Identification du non-respect des dimensions dessinées.

Le phénomène physique responsable de cette différence entre les dimensions dessinées et les dimensions obtenues après fabrication est la surgravure. Pour obtenir un modèle le plus proche

possible de la réalité, il nous appartient donc de caractériser ce phénomène pour l'inclure dans le modèle analytique.

Pour cela, nous avons mené une étude statistique sur la valeur de la surgravure pour des largeurs qui étaient dessinées avec des valeurs proches des limites des règles de dessin du fondeur. Nous aurions pu faire de même pour les espacements mais le gap entre les deux bras de l'actionneur a peu d'influence sur les résultats du modèle. Nous nous sommes donc concentrés uniquement sur les largeurs. Grâce à cette étude statistique, nous avons pu en déduire une loi empirique permettant la prise en compte de la surgravure dans le modèle analytique.

Nous avons donc mis en place les schémas de la Figure 99 pour mieux se représenter ce qu'est la surgravure. Nous avons utilisé un code de couleur qui est gris clair pour le substrat et gris foncé pour le niveau structurel.

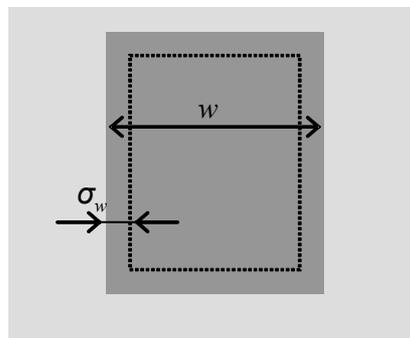


Figure 99 : Schématisation de la surgravure sur les largeurs.

D'après ce schéma, la largeur obtenue après fabrication est $w' = w - 2\sigma_w$ où w est la largeur dessinée et σ_w est la surgravure en largeur.

Pour rechercher la valeur de la surgravure σ_w , nous avons mesuré plusieurs dimensions et nous les avons comparées à ce qui avait été dessiné. Pour chaque cas, nous avons exprimé l'erreur en pourcentage comme cela avait été fait précédemment. En faisant une moyenne sur ces pourcentages, nous avons obtenu le Tableau 17 qui donne ces pourcentages moyens pour différentes valeurs de largeurs.

Valeur dessinée	Valeur fabriquée	Pourcentage erreur
2 μm	0,9 μm	55%
3 μm	2 μm	33%
4 μm	3,3 μm	17,5%
5 μm	4,4 μm	12%
6 μm	5,3 μm	11,7%

Tableau 17 : Pourcentage moyen d'erreur sur des largeurs.

Ces résultats peuvent aussi être utilisés pour tracer le pourcentage d'erreur en fonction de la largeur (cf. Figure 100).

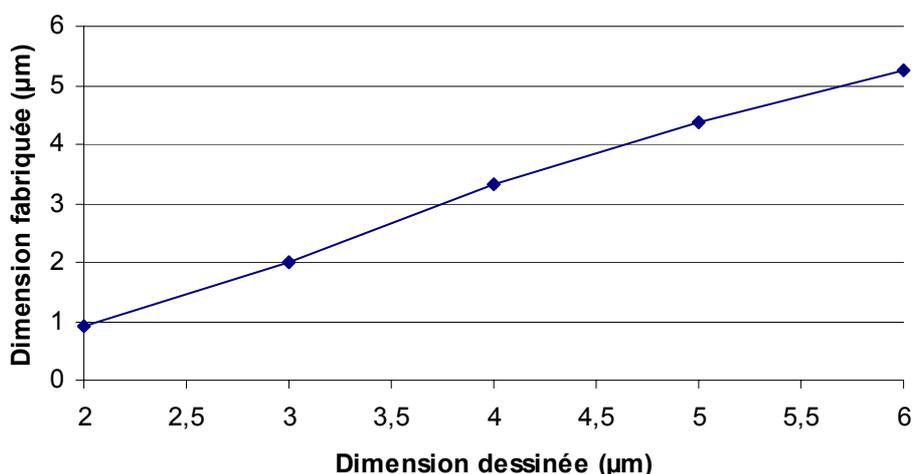


Figure 100 : Variation des largeurs obtenues en fonction des dimensions dessinées pour les largeurs.

A partir de cette courbe expérimentale obtenue sur un échantillon de mesures, nous avons pu établir une expression empirique donnant la largeur fabriquée en fonction de la largeur dessinée lorsque celle-ci est comprise entre 2 μm et 6 μm :

$$w' = 1.1197w - 1.1274 \quad (57)$$

où w' et w sont respectivement la largeur obtenue par fabrication et la largeur dessinées sur les masques de fabrication.

La surgravure est un problème inhérent à la technologie. La relation que nous venons de mettre en place dépend donc de la technologie utilisée. Dans notre cas, il s'agit du run57 du procédé technologique polyMUMPs.

En tenant compte de cette surgravure, nous obtenons par simulation les courbes données dans la Figure 101.

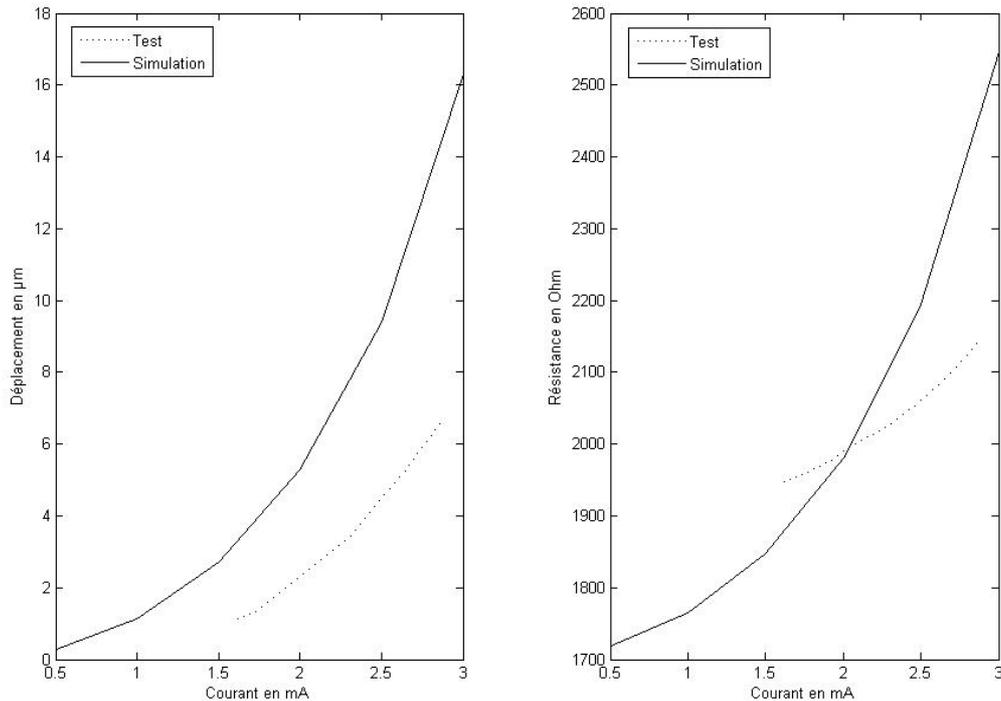


Figure 101 : Comparaison entre les tests et les simulations en prenant les dimensions mesurées et les paramètres technologiques trouvés dans la littérature.

Même en ayant pris en compte les dimensions réelles des paramètres géométriques nous n'obtenons pas une corrélation entre les tests et les résultats des simulations. Cependant, nous avons vu en introduction que des paramètres technologiques étaient aussi très influents sur les résultats de la simulation. Nous allons donc dans la suite chercher à déterminer ces paramètres technologiques.

3 Détermination de la résistivité à température ambiante et du coefficient de variation de la résistivité avec la température

Pour déterminer la résistivité du polysilicium et son coefficient de variation avec la température, cf. équation (11), il est possible d'utiliser des ponts suspendus [Huang1999]. Cette mesure consiste à obtenir expérimentalement la variation de la résistance du pont en fonction du courant appliqué, ou la variation de la tension aux bornes du pont en fonction du courant appliqué. Une fois en possession de ces données expérimentales, il faut adapter le modèle électrothermique analytique et rechercher une corrélation entre les résultats des simulations et les données expérimentales en faisant varier les valeurs des paramètres recherchés, à savoir ρ_0 et ξ .

Pour obtenir un plus grand nombre de valeurs expérimentales, et par conséquent des valeurs plus fidèles à la réalité, nous avons choisi de mener cette investigation directement sur des actionneurs électrothermiques en forme de U n'ayant pas subi de tests de vieillissement. En obtenant les données

expérimentales sur un grand nombre de structures, nous pourrions faire une moyenne afin d'obtenir des valeurs plus proches de la réalité.

Pour illustrer cette démarche, nous allons présenter le cas de la structure 3-3-40-260-P1P2 (cf. 95 pour l'explication de l'appellation des structures). Dans un premier temps, nous avons considéré les dimensions dessinées ainsi que les valeurs trouvées dans la littérature pour les deux paramètres que nous recherchons, à savoir $\rho_0 = 2,44 \cdot 10^{-5} \Omega\text{m}$ et $\xi = 1,25 \cdot 10^{-3} \text{K}^{-1}$. Nous avons alors obtenu les courbes données dans la Figure 102.

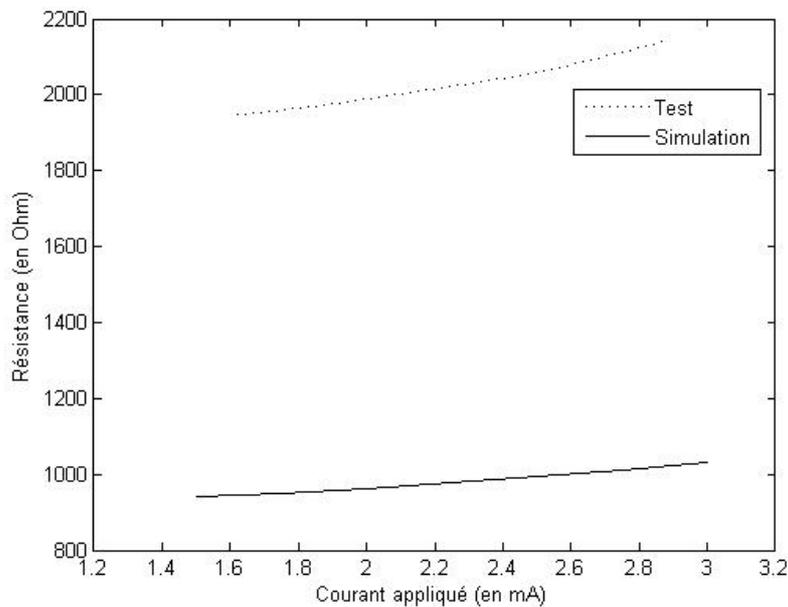


Figure 102 : Variation de la résistance de l'actionneur en fonction du courant appliqué en prenant les dimensions dessinées et les valeurs trouvées dans la littérature pour les paramètres technologiques.

Comme on pouvait s'y attendre, il existe une grande différence entre les données expérimentales et le résultat de la simulation. Nous avons donc rapidement tenu compte de la surgravure qui a été caractérisée dans la partie précédente. Nous avons alors obtenu les courbes données dans la Figure 103.

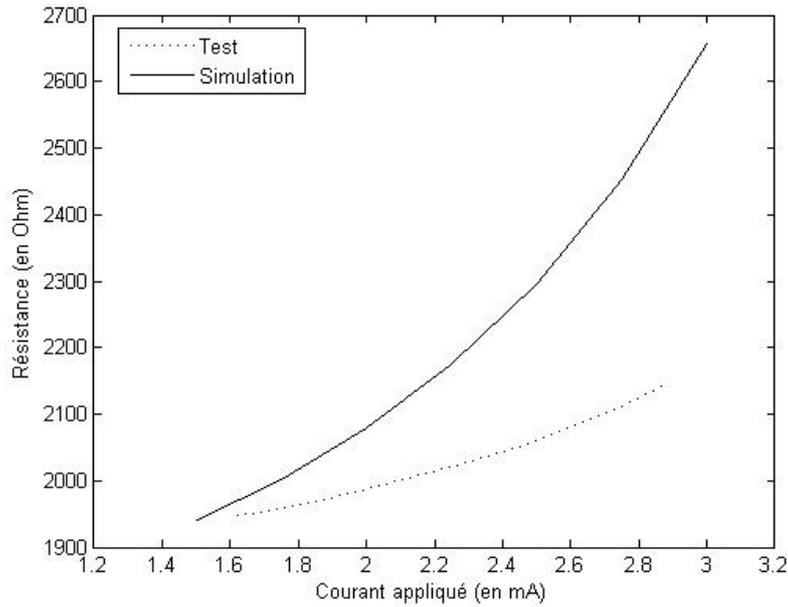


Figure 103 : Variation de la résistance de l'actionneur en fonction du courant appliqué en prenant les dimensions mesurées et les valeurs trouvées dans la littérature pour les paramètres technologiques.

En observant les courbes obtenues, on peut réaliser que la variation de la résistivité avec la température n'est pas correcte dans les simulations. En effet, l'écart entre les deux courbes n'est pas constant quel que soit le courant appliqué.

Nous avons donc cherché à modifier la valeur du paramètre ξ , qui caractérise l'évolution de la résistivité avec la température, jusqu'à obtenir la corrélation entre les données expérimentales et les simulations (cf. Figure 104)

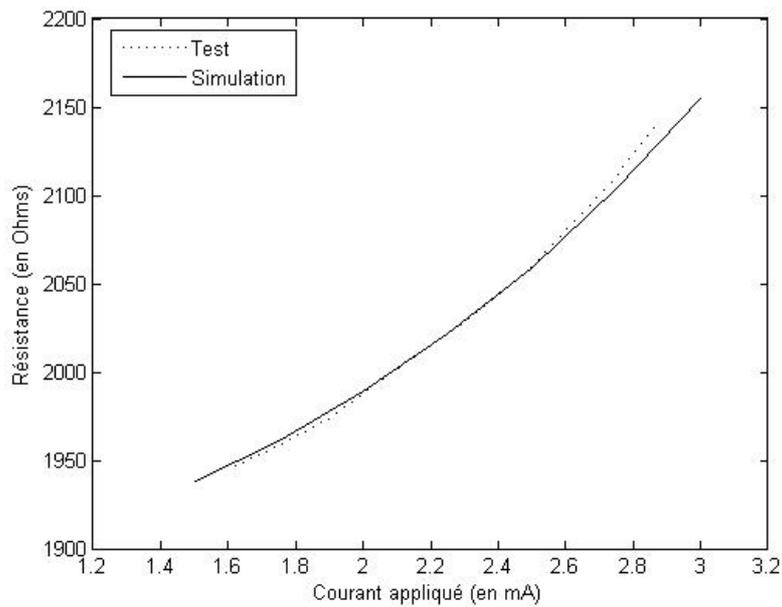


Figure 104 : Variation de la résistance de l'actionneur en fonction du courant appliqué en prenant les dimensions mesurées et recherchant les valeurs adéquates pour les paramètres technologiques.

Les données trouvées dans la littérature pour les paramètres qui nous intéressent ici sont, rappelons le, $\rho_0 = 2,44 \cdot 10^{-5} \Omega\text{m}$ et $\xi = 1,25 \cdot 10^{-3} \text{K}^{-1}$. Pour obtenir cette corrélation entre les données expérimentales et les résultats de la simulation, nous avons pris les valeurs suivantes pour ces mêmes paramètres : $\rho_0 = 2,55 \cdot 10^{-5} \Omega\text{m}$ et $\xi = 0,5 \cdot 10^{-3} \text{K}^{-1}$. On peut donc voir que la valeur de la résistivité est proche de celle donnée dans la littérature. Par contre, pour le coefficient permettant de modéliser l'évolution de la résistivité avec la température, nous avons un grand écart entre la valeur trouvée ici et celle donnée dans la littérature.

Nous avons mené cette investigation sur plusieurs structures afin de déterminer les valeurs de ces paramètres, ρ_0 et ξ , dans les trois niveaux structurels qui sont le Poly1, le Poly2 et le Poly1_Poly2_via (cf. Tableau 18).

Niveau structurel	ρ_0 en $\Omega\cdot\text{m}$	ξ en $^{\circ}\text{K}^{-1}$
Poly1	$0,9 \cdot 10^{-5}$ ($2,07 \cdot 10^{-5}$)	$0,7 \cdot 10^{-3}$ ($1,25 \cdot 10^{-3}$)
Poly2	$2,25 \cdot 10^{-5}$ ($3,19 \cdot 10^{-5}$)	$0,75 \cdot 10^{-3}$ ($1,25 \cdot 10^{-3}$)
Poly1_Poly2_via	$2,86 \cdot 10^{-5}$ ($2,44 \cdot 10^{-5}$)	$0,5 \cdot 10^{-3}$ ($1,25 \cdot 10^{-3}$)

Tableau 18 : Valeurs obtenues par mesure (et dans la littérature) pour ρ_0 et ξ dans les trois niveaux structurels du procédé technologique PolyMUMPs.

Ce tableau permet de mettre en avant les différences entre ce qui est donné par le fondeur ou trouvé dans la littérature et les valeurs réelles mesurées sur la puce. Il est donc important d'intégrer des structures permettant de mesurer ces paramètres et les ponts suspendus proposés dans [Huang1999] en sont un exemple.

En prenant les valeurs mesurées pour ρ_0 et ξ sur la structure pour laquelle nous cherchons la corrélation avec le modèle, nous obtenons les courbes suivantes :

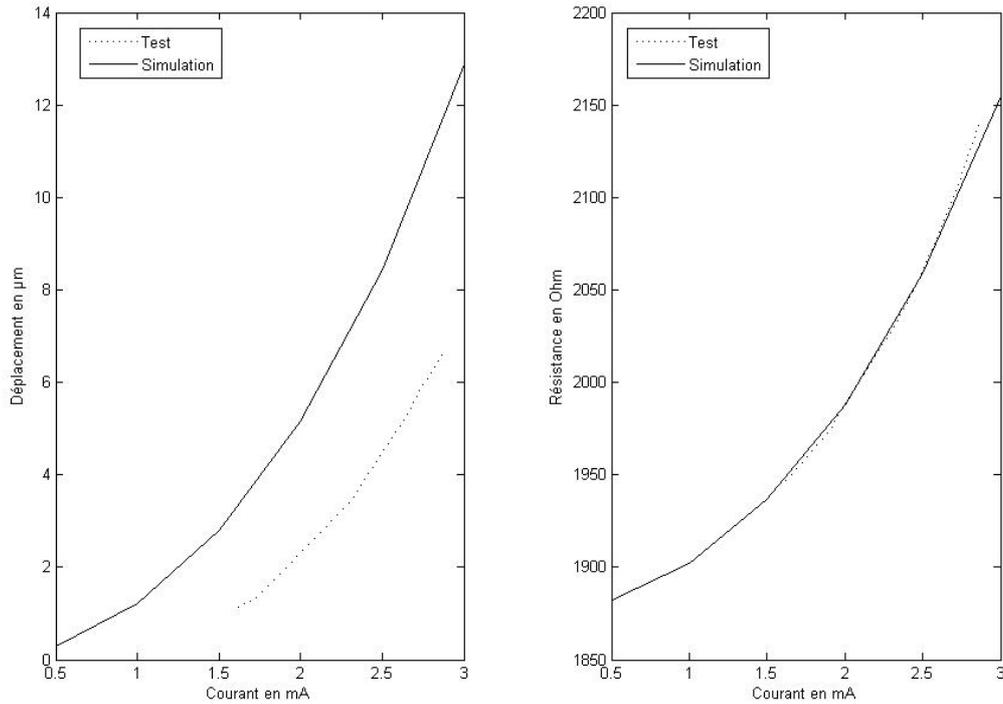


Figure 105 : Comparaison entre les tests et les simulations en prenant les dimensions mesurées et une optimisation des valeurs de ρ_0 et ξ .

On peut alors vérifier une bonne corrélation au niveau de la variation de la résistance avec le courant appliqué mais il persiste un écart entre les tests et la simulation au niveau de la variation du déplacement avec le courant.

Cela signifie que les valeurs utilisées pour d'autres paramètres technologiques ne sont pas fidèles à la réalité.

4 Evaluation du *TCE* et prise en compte de la variation du *TCE* avec la température

Dans les courbes de la Figure 105, on peut observer que le déplacement obtenu avec la simulation est bien supérieur aux données expérimentales. Cet écart vient de la valeur choisie pour le coefficient d'expansion thermique, *TCE*. Or cette valeur est issue d'une étude bibliographique et elle peut donc ne pas correspondre à la valeur réelle du procédé technologique utilisé. Nous avons donc cherché à modifier cette valeur jusqu'à obtenir une meilleur corrélation. Aussi, avec $1,0 \cdot 10^{-6} \text{ }^\circ\text{K}^{-1}$, au lieu de $2,8 \cdot 10^{-6} \text{ }^\circ\text{K}^{-1}$ comme cela a été trouvé dans la littérature, nous obtenons les courbes de la Figure 106.

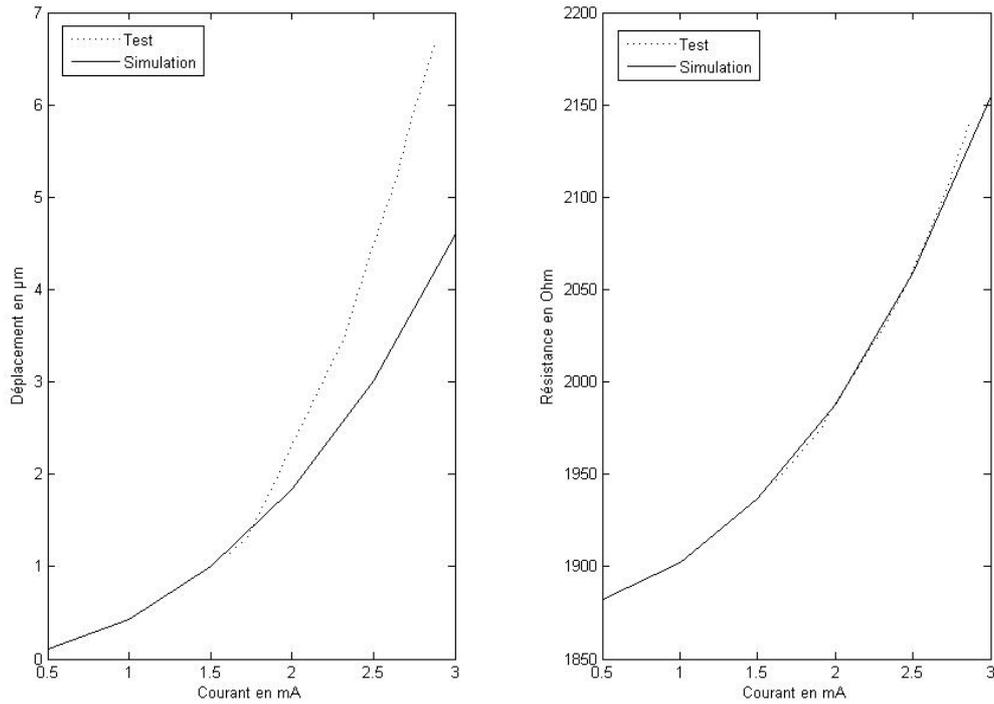


Figure 106 : Comparaison entre les tests et les simulations en prenant les dimensions mesurées, les valeurs mesurées pour ρ_0 et ξ , et en modifiant la valeur du TCE .

On peut alors remarquer que ce changement de la valeur du TCE n'a aucune influence sur la corrélation précédemment obtenue pour la variation de la résistance avec le courant. Par contre, au niveau de la variation du déplacement en fonction du courant appliqué, l'écart entre la simulation et les tests varie avec le courant. Le courant étant lié à la température dans l'actionneur, cela traduit le fait que le TCE varie avec la température.

Nous avons donc cherché à ajouter une variation de ce paramètre avec la température dans l'actionneur. Dans un premier temps, nous avons pris l'équation suivante, en s'appuyant sur ce que l'on a considéré pour la variation de la résistivité avec la température :

$$TCE(T) = TCE_0(1 + \alpha_{TCE}(T - T_S)) \quad (58)$$

où TCE_0 est la valeur du TCE à la température ambiante, α_{TCE} est le coefficient de variation du TCE avec la température et T_S est la température ambiante.

En tenant compte de cette nouvelle équation et en faisant varier la valeur des paramètres TCE_0 et α_{TCE} , on obtient la corrélation entre les tests et le modèle visible dans la Figure suivante.

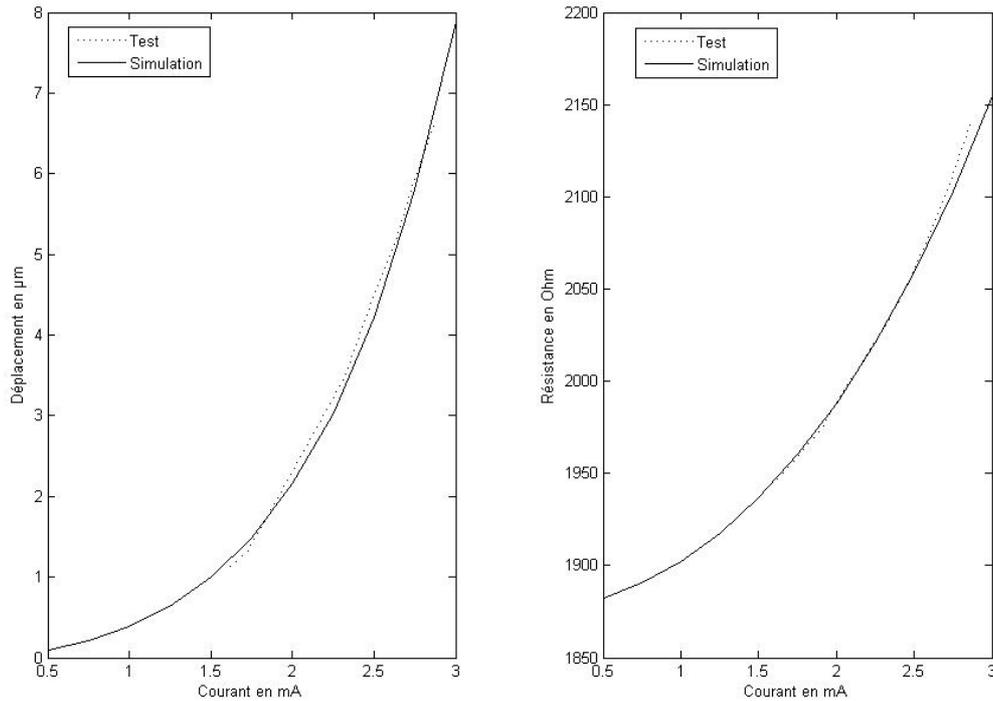


Figure 107 : Comparaison entre les tests et les simulations en prenant les dimensions mesurées, les valeurs mesurées pour ρ_0 et ξ , et en modifiant la valeur de TCE avec la température.

En faisant cette investigation sur les structures que nous avons utilisées pour déterminer les valeurs de ρ_0 et ξ , nous avons pu établir le Tableau 19 contenant les valeurs des paramètres TCE et α_{TCE} pour les trois niveaux structurels du procédé technologique polyMUMPs.

Niveau structurel	TCE en $\Omega.m$	α_{TCE} en $^{\circ}K^{-1}$
Poly1_Poly2_via	$1,00 \cdot 10^{-6}$ ($2,8 \cdot 10^{-6}$)	$1,8 \cdot 10^{-3}$

Tableau 19 : Valeurs obtenues par mesure (et dans la littérature) pour TCE et α_{TCE} dans les trois niveaux structurels du procédé technologique PolyMUMPs.

On peut alors vérifier, dans le cas présent, qu'en tenant compte des valeurs réelles pour les dimensions et les paramètres ρ_0 , ξ , TCE et α_{TCE} , le modèle corrèle bien avec la réalité. Il apparaît donc important de faire une caractérisation des procédés technologiques pour connaître la surgravure et les valeurs réelles des paramètres ρ et TCE ainsi que leur variation avec la température.

6 Etude sur l'influence de la pression sur le fonctionnement des actionneurs électrothermiques en forme de U

En collaboration avec l'université de Heriot-Watt à Edimbourg, nous avons pu mener des tests des actionneurs électrothermiques en forme de U dans des chambres conçues pour pouvoir faire varier la pression.

Ainsi, nous avons pu réaliser les tests de caractérisation sur des actionneurs électrothermiques en forme de U et voir l'influence de la pression (cf. Figure 108).

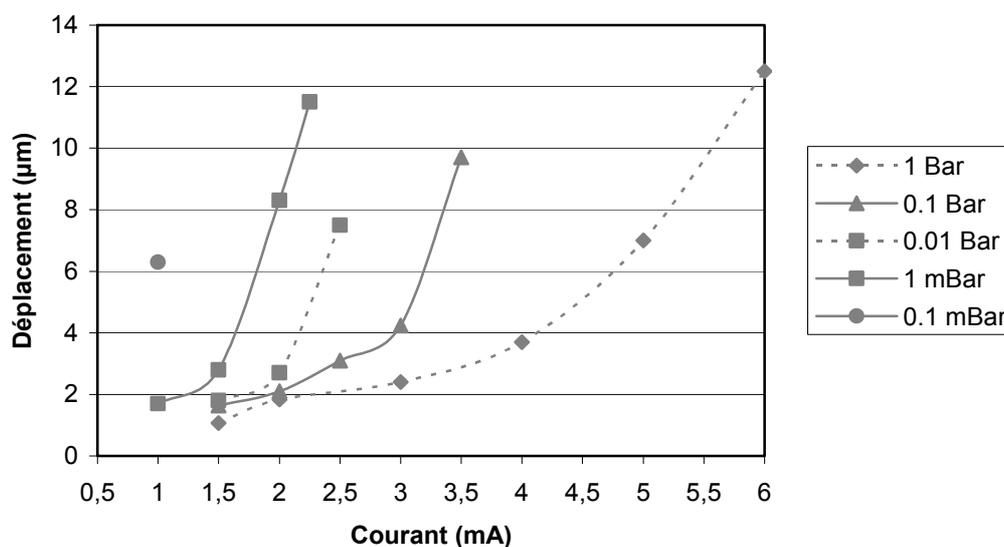


Figure 108 : Influence de la pression sur le fonctionnement d'un actionneur électrothermique en forme de U.

On peut alors voir que pour la pression atmosphérique, 1 bar, l'évolution du déplacement en fonction du courant est de la même forme que ce que nous avons vu jusqu'à présent.

Par contre, lorsque la pression est diminuée, on peut voir que la pente de variation du déplacement en fonction augmente. Mais il faut surtout remarquer que pour une même valeur de courant appliqué à la structure, la déflexion de l'actionneur augmente lorsque l'on diminue la pression. Pour une pression de 0.1 mbar, nous n'avons même pas osé appliquer un courant plus important de peur de détériorer la structure.

Donc, plus on tend vers le vide et plus l'amplitude du mouvement de l'actionneur est grande. On peut lier ce résultat au fait que la conductivité thermique de l'air varie avec la pression. En effet, à la pression atmosphérique, l'air conduit bien la chaleur et nous avons donc des pertes de chaleur par convection au niveau de l'actionneur. Par contre, lorsque la pression diminue, l'air devient de moins en moins conducteur thermique. Cela se traduit donc par une diminution des pertes de chaleur par

convection et par conséquent par une élévation de la température dans l'actionneur qui entraîne une augmentation de l'amplitude du déplacement.

Pour pouvoir tenir compte de cette influence de la pression sur le fonctionnement de l'actionneur, il faudra posséder une équation liant la conductivité thermique de l'air à la pression du milieu.

7 Conclusion

Après avoir validé le modèle analytique, il fallait vérifier sa représentativité. Des véhicules de tests ont donc été créés et fabriqués pour obtenir des actionneurs électrothermiques en forme de U dans le procédé technologique polyMUMPs.

Une fois en possession de ces structures, nous avons monté un banc de test de caractérisation qui a été présenté dans ce chapitre. C'est à partir d'une source en courant commandée par un ordinateur, d'un testeur sous pointes et d'une caméra contrôlée par le même ordinateur que l'on a pu ainsi caractériser les actionneurs électrothermiques en forme de U et obtenir des courbes de variation du déplacement ou de la résistance de la structure en fonction du courant appliqué.

Ces tests ont permis de montrer, entre autres, que les dimensions dessinées n'étaient pas respectées au cours de la fabrication. Cela montre des problèmes de surgravure au niveau du respect des largeurs très faibles tout en restant dans les spécifications des règles de dessin fournies par le fondeur. Il a donc fallu chercher à mesurer les dimensions réelles des actionneurs pour corriger ces paramètres géométriques dans les modèles afin de tenter d'améliorer la corrélation entre les modèles et la réalité. Nous avons donc obtenu une relation empirique caractérisant cette surgravure dans le procédé technologique polyMUMPs.

Malgré l'intégration de la prise en compte de cette surgravure, la corrélation n'était pas encore parfaite entre les données expérimentales et les résultats des simulations. Nous avons donc mené une investigation sur la mesure de quelques paramètres technologiques, tels que la résistivité ρ et le coefficient d'expansion thermique TCE . A l'issue de ces mesures, nous avons pu obtenir la valeur de ces paramètres pour un des niveaux structurels du procédé technologique polyMUMPs et vérifier la bonne corrélation entre les tests et la simulation.

Enfin, une présentation de l'influence de la pression sur le fonctionnement de l'actionneur a été montrée. La diminution de la pression entraîne, pour un même courant d'actionnement et de part son influence sur la conduction thermique du milieu, une augmentation de l'amplitude du mouvement de l'actionneur.

Chapitre 5 Etude de la fiabilité des actionneurs électrothermiques en forme de U

1 Introduction

Durant les tests de caractérisation qui ont été présentés dans le chapitre précédent, nous avons pu faire une première approche des comportements défaillants des actionneurs thermiques en forme de U. En effet, en appliquant un trop fort courant, les températures présentes dans l'actionneur sont très élevées et le polysilicium peut perdre ses propriétés de plasticité. Cette limitation entraîne l'apparition de défauts que nous commencerons par présenter dans ce chapitre avec par exemple, le flambement du bras chaud.

Ensuite, nous aborderons les tests de vieillissement menés sur les actionneurs électrothermiques en forme de U. Nous commencerons par décrire le protocole de test mis en place sur le banc présenté dans le chapitre précédent. Ensuite, nous donnerons les résultats de ces tests ce qui nous permettra de découvrir des moyens d'allonger la durée de vie des actionneurs. En effet, nous pourrions voir qu'en travaillant dans certaines conditions (faible température, forme particulière de l'actionnement,...), les actionneurs électrothermiques en forme de U peuvent être très fiables.

Enfin, nous terminerons par la mise en place d'un modèle empirique du vieillissement de la structure. Ce dernier sera établi à partir des courbes de vieillissement obtenues et pourra alors être intégré dans le modèle analytique pour que ce dernier soit le plus complet possible et par conséquent le plus proche de la réalité.

2 Particularités observées pendant les tests

Au cours des tests de caractérisation, nous avons observé des particularités qui vont faire l'objet de cette partie. On peut citer le « back bending », l'adhésion de l'actionneur avec le substrat, ou encore le flambement du bras chaud.

1 Le « back bending »

La première observation que nous avons faite pendant les tests est le « back bending ». C'est le nom anglais donné au phénomène suivant lequel l'actionneur ne revient pas, dans certains cas, à sa position de repos après avoir été actionné.

Ce phénomène intervient lorsque l'on applique un trop fort courant à la structure. On peut alors identifier deux modes de fonctionnement de l'actionneur électrothermique en forme de U [Reid1998] : le mode nominal de fonctionnement et le mode « bank-bent » (cf. Figure 109).

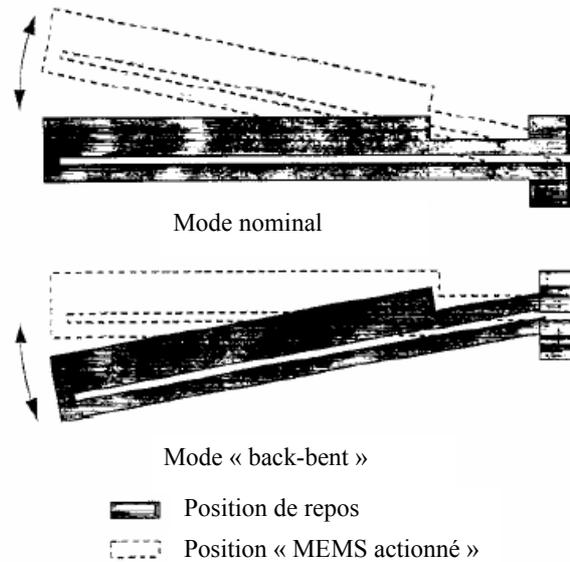


Figure 109 : Deux modes de fonctionnement d'un actionneur électrothermique en forme de U : le mode nominal et le mode « back-bent ».

Dans le mode nominal, l'actionneur électrothermique fonctionne comme nous l'avons toujours décrit dans ce manuscrit. En appliquant un courant dans la structure, celle-ci se dilate et se déforme en rotation autour du bras froid.

Le mode « back-bent » apparaît lorsque le courant appliqué est assez élevé pour entraîner un changement de la forme du bras chaud. Après ce changement de forme, le bras chaud est plus court que sa longueur d'origine et l'actionneur bouge alors vers une position négative. Ce nouveau mode de fonctionnement peut toujours être utilisé comme un actionneur électrothermique classique sauf que la position initiale a été déplacée. En utilisant la structure permettant de déterminer la force exercée par l'actionneur (présentée dans le chapitre précédent), on peut montrer [Comtois1997] que les actionneurs en mode « back-bent » exercent des forces plus importantes que lorsqu'ils fonctionnent dans le mode nominal.

Le phénomène peut aussi apparaître après vieillissement de la structure.

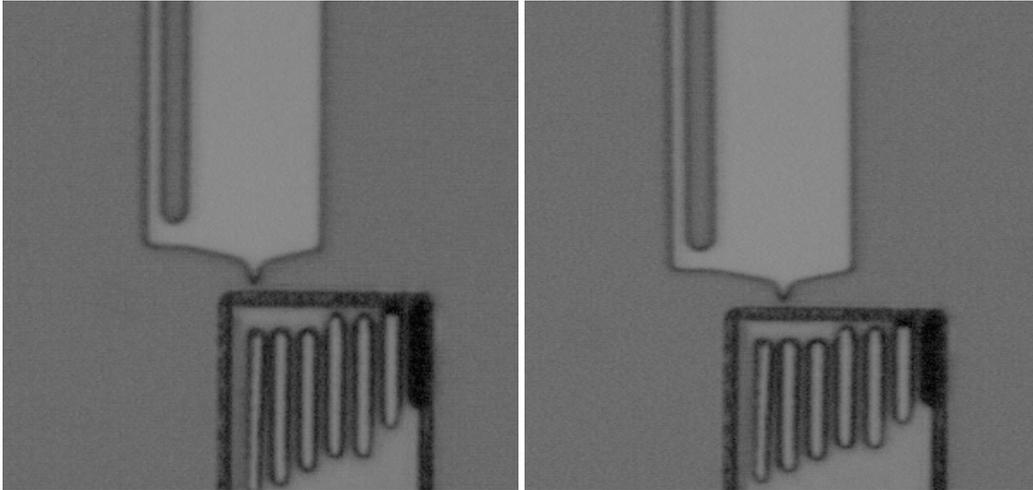


Figure 110 : Variation de la position de repos après 160 000 cycles d'actionnement.

Dans l'exemple donné dans la Figure 110 (correspondant à la structure 3-3-60-240-P1P2), on peut remarquer sur la photo de gauche, donnant la position de repos du premier cycle de fonctionnement, que l'actionneur est aligné avec le trait de gauche du repère. Par contre, après 160 000 cycles d'actionnement (cf. photo de droite), on peut voir que l'actionneur est aligné, dans sa position de repos, avec le deuxième trait du repère.

Cette variation de la position de repos peut donc être évitée en limitant la puissance injectée dans l'actionneur. Quant à l'apparition de ce phénomène au cours du vieillissement, il sera intéressant, dans les études ultérieures, de le caractériser comme un mécanisme de défaillance.

2 Adhésion de l'actionneur avec le substrat

L'actionneur électrothermique est une structure suspendue qui est libérée en fin de procédé technologique par une gravure humide. Lors du séchage de la gravure, des ménisques de liquide peuvent apparaître entre la structure et le substrat. En séchant, ces ménisques attirent la structure vers le substrat et cela entraîne une adhésion entre ces deux parties.

Suivant la surface collée, le travail mécanique fourni par l'actionneur permettra ou non de décoller la structure.

Dans le cas où la surface de collage est trop importante, le mouvement de l'actionneur se réduira à un mouvement du bras chaud perpendiculaire au substrat.

Et lorsque le travail mécanique permet de compenser les forces d'adhésion, des frottements entre la structure et le substrat seront à prendre à compte comme une charge parasite.

Pour illustrer le second cas de figure, nous illustrons dans la Figure 111 une courbure progressive du bras chaud lors de l'augmentation du courant d'actionnement. Cette courbure aboutit à un effet ressort qui entraîne le mouvement de l'actionneur.

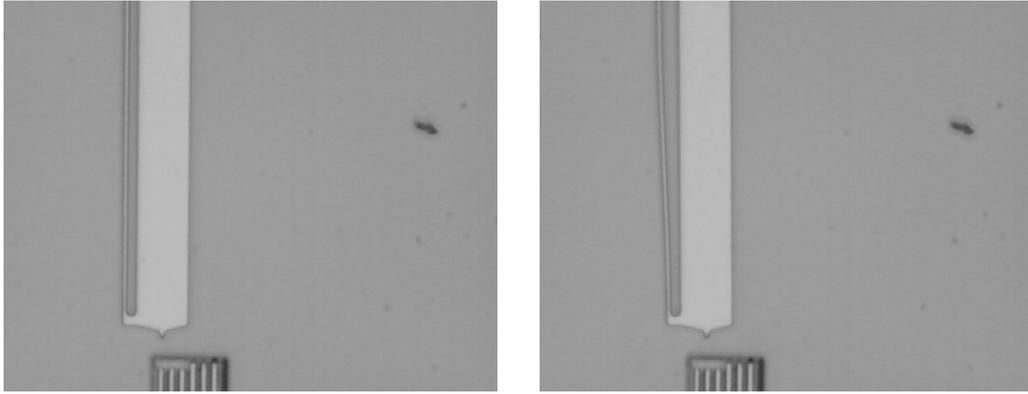


Figure 111 : Photos prises pendant les tests montrant la courbure du bras chaud.

La courbure du bras chaud (cf. Figure 111) est due à l'expansion thermique qui exerce une force devant compenser les forces d'adhésion. Pour libérer l'énergie fournie par l'actionneur, c'est le bras chaud qui se déforme jusqu'à ce que l'effet « ressort » soit suffisant pour contrer les forces d'adhésion et entraîner le déplacement de l'actionneur.

Cette adhésion de l'actionneur avec le substrat est donc un mécanisme de défaillance de cette structure. Elle serait due [Conant1998] à l'humidité ambiante durant les tests de fonctionnement. Il sera donc intéressant, dans une prochaine étude, de s'intéresser à l'influence de l'humidité sur le fonctionnement et le vieillissement des actionneurs thermiques. Mais l'adhésion de l'actionneur est aussi fonction de la nature de la couche présente sous la structure. Nous verrons par la suite qu'en ajoutant une couche de poly0 sous l'actionneur plutôt que de laisser l'actionneur directement en vis-à-vis avec la couche de nitrure, on peut allonger la durée de vie de la structure.

3 Flambement du bras chaud

Un autre comportement anormal observé durant les tests de caractérisation est le flambement du bras chaud. Ce comportement est induit par l'application d'un courant d'actionnement trop important. La structure en étant chauffée subit des reconfigurations locales des grains de silicium. Le bras chaud garde alors progressivement une trace de la déformation et peut alors entraîner une modification de la position d'origine (cf. effet du « back bending »).

Ce flambement a été observé avec un microscope électronique à balayage et un profilomètre optique. Ces visualisations sont données dans la Figure 112.

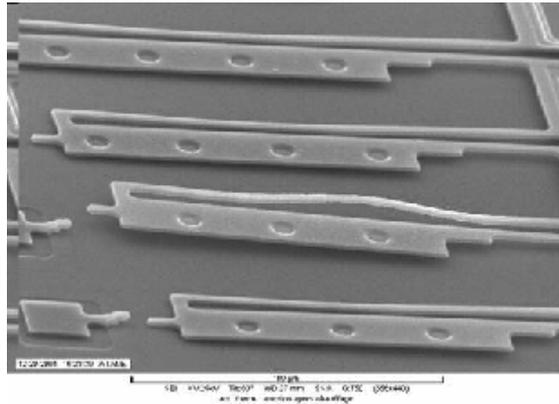


Figure 112 : Flambement du bras chaud observé avec un MEB (à gauche) et avec un profilomètre (à droite).

On peut voir sur cette photo prise avec un microscope électronique à balayage, que le bras chaud a flambé et ce phénomène a entraîné une courbure de l'actionneur vers le haut. A partir de ce moment, l'actionneur n'aura plus un mouvement parallèle au substrat mais perpendiculaire au substrat ce qui n'est pas l'effet désiré dans notre cas.

L'origine de ce flambement se trouve dans la température atteinte dans le bras chaud en fonction du courant appliqué. En utilisant un courant trop élevé, la température dans le bras chaud atteint un maximum dépassant la température de transition (température à partir de laquelle le matériau devient fragile) qui est de 660 °C pour le silicium [Rybicki1998] . Il faut donc bien noter que ce phénomène ne dépend pas du nombre de cycles mais bien de la puissance appliquée à l'actionneur [Conant1998].

En observant la photo prise au microscope électronique à balayage, on peut se rendre compte que la déformation plastique a lieu à la plus haute température et non aux contraintes internes les plus fortes.

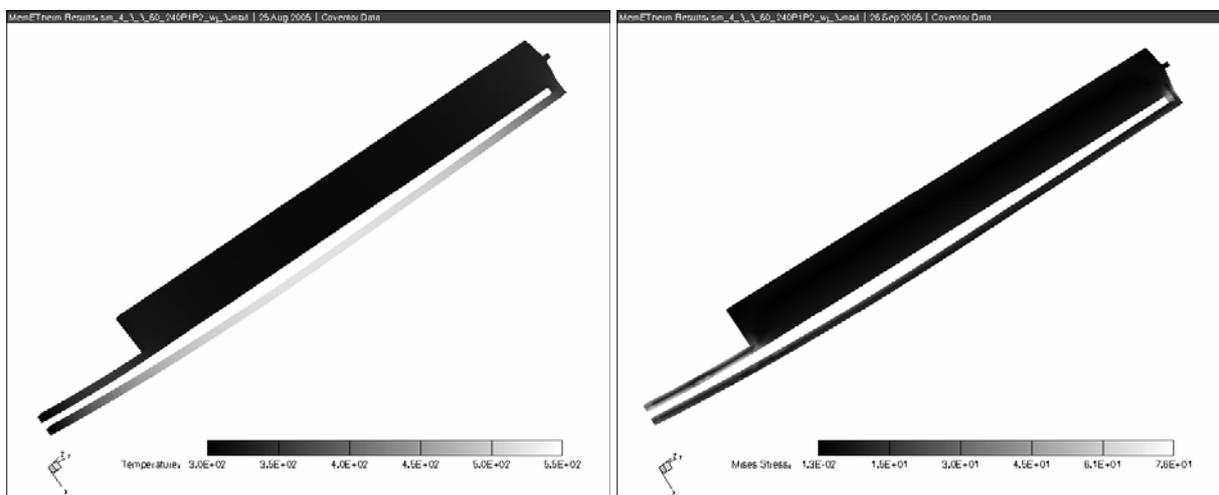


Figure 113 : Répartition de la température et du stress dans un actionneur en forme de U.

En effet, d'après les résultats des modélisations aux éléments finis (cf. Figure 113), on peut voir que les contraintes sont concentrées entre le ressort et le bras froid alors que la température la plus élevée est observée dans la portion centrale du bras chaud. Et c'est bien à cet endroit que la déformation plastique a lieu.

Pour caractériser ce défaut, on peut prendre comme hypothèse que le stress en compression limite de flambement du bras chaud est le même que celui pour une poutre encastree à ses deux extrémités et qui s'exprime comme [Hickey2002] :

$$\sigma_{crit} = \frac{EI\pi^2}{(0,5L)^2} \quad (59)$$

où E est le module de Young, I est le moment d'inertie et L est la longueur de la poutre considérée.

Pour pouvoir prédire l'apparition du flambement, il faut alors comparer le stress dans l'actionneur du à l'élévation de la température et le comparer à cette valeur critique. On peut alors ajouter dans le modèle VHDL-AMS, un composant appelé « flambement du bras chaud ? » qui peut être représenté par :

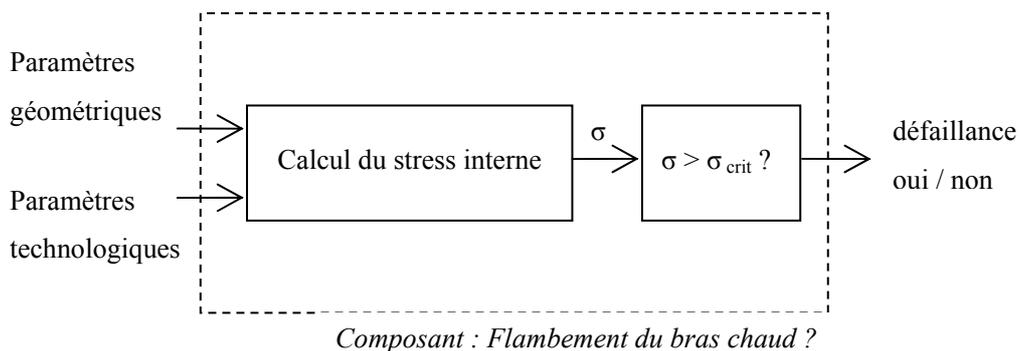


Figure 114 : Représentation schématique du composant « flambement du bras chaud ? ».

Le stress interne dans le bras chaud peut s'exprimer comme [Hickey2002] :

$$\sigma = \frac{(2a^4 + 8a^3 - 12a^2 + 8a + 2)AEI\alpha\Delta T_{net}}{2(5a^4I + a^4\rho^2S - 2a^3I + 5aI + \rho^2aS + I + a^5I - 2a^2I)} \quad (60)$$

où $a = l_f/l_h$, $S = w_h h$ est la section du bras chaud, E est le module de Young, I est le moment d'inertie du bras chaud, α est le coefficient d'expansion thermique, ρ est la résistivité du polysilicium et ΔT est la différence de température qui devrait être appliquée au bras chaud pour obtenir une même expansion thermique en négligeant les expansions des deux autres bras de l'actionneur.

3 Les tests de vieillissement

1 Le protocole de test et définition du critère de vieillissement

Après avoir fait des tests en statique (i.e. seulement en augmentant progressivement le courant et en trouvant le déplacement pour les différentes valeurs du courant appliqué), on peut évaluer le courant à appliquer pour avoir un fonctionnement nominal de l'actionneur. Il sera ni trop élevé pour ne pas faire apparaître prématurément des phénomènes de fatigue mais aussi ni trop faible pour obtenir un déplacement suffisamment grand pour être observable.

Une fois cette valeur nominale du courant connue, on peut envisager de faire des tests en dynamique en appliquant un signal périodique pour voir la fatigue de la structure en fonction du nombre de cycles réalisés.

La fréquence de ce signal périodique sera limitée par deux contraintes.

La principale limite pour la fréquence de ce signal d'actionnement est le temps de refroidissement de la structure. Pour garantir que l'actionneur aura le temps de refroidir entre deux actionnements, la fréquence devra être inférieure à 600 Hz [Conant1998].

La deuxième limite est liée à la méthode utilisée pour mesurer le déplacement. En effet, pour être en mesure de posséder une photo pour l'état haut (i.e. l'état actionné) et pour l'état bas (i.e. l'état au repos), il ne faut pas que la fréquence soit trop élevée. En considérant qu'une caméra peut prendre 50 images par seconde et que l'on souhaite avoir au moins quatre images par cycle de fonctionnement (ce qui correspond à deux photos pour l'état haut et deux autres pour l'état bas), la fréquence du signal d'actionnement est limitée à 12,5 Hz. Cette deuxième limite est plus contraignante lorsque nous utilisons un signal autre que « carré » car il faut s'assurer que l'on puisse avoir une photo pour le maximum du déplacement.

Nous avons donc choisi de prendre des signaux de fréquence basse, à savoir 1 ou 2 Hz. Cela nous assure d'avoir suffisamment d'images pour pouvoir déterminer correctement le déplacement de la structure.

Au cours de ces tests de vieillissement (i.e. en dynamique), nous avons donc relevé le déplacement et la résistance de l'actionneur à intervalles réguliers au cours du vieillissement pour pouvoir observer leur évolution.

Un exemple de courbe de vieillissement est donné dans la Figure 115, il correspond au test de la structure 3-3-60-240-P1P2.

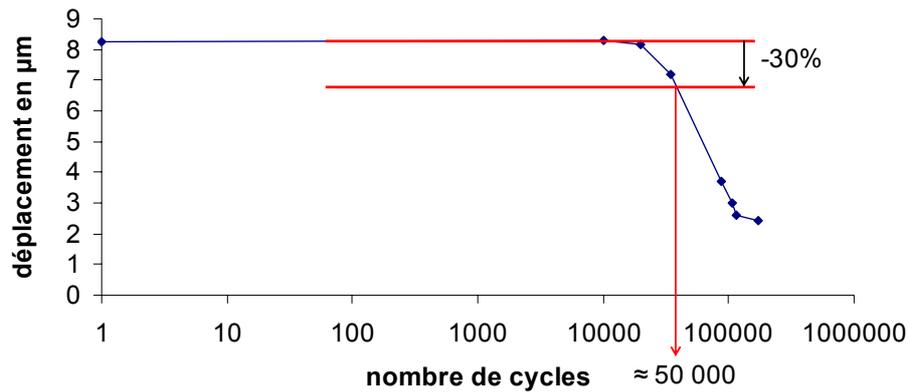


Figure 115 : Exemple de courbe de vieillissement dite « en baignoire ».

En observant cette courbe de variation de l'amplitude du mouvement de l'actionneur en fonction du nombre de cycles effectués, on peut se rendre compte que la dégradation se fait progressivement à partir d'une valeur constante et égale à $6\mu\text{m}$ et s'accélère au-delà de 20 000 cycles.

Il faut donc se fixer un seuil à partir duquel on estimera que la structure est défaillante. D'après [Conant1998], le seuil de défaillance est choisi comme étant le moment où la déflexion de l'actionneur devient inférieure à 80% du déplacement initial. Dans notre cas, nous avons choisi comme seuil une diminution de 30% du déplacement par rapport à sa valeur initiale. Ce seuil a été choisi par analogie avec l'atténuation à la fréquence de coupure pour un système d'ordre 1 que nous utiliserons dans la suite pour trouver un modèle empirique du vieillissement de l'actionneur.

Dans l'exemple ci-dessus, la structure devient donc défaillante au-delà d'environ 50 000 cycles de fonctionnement. On peut alors dire que sa durée de vie est d'environ 14 heures (car la fréquence du signal appliqué est 1Hz).

2 Les influences du vieillissement sur la structure et son comportement

La présentation d'un premier exemple de courbe de vieillissement nous a permis de voir que le déplacement maximal de la structure au cours du cycle d'actionnement diminue brusquement au bout d'un certain temps.

Nous avons alors voulu voir comment la valeur maximale du déplacement était atteinte. Nous avons donc tracé la variation du déplacement au cours d'un cycle en fonction du courant et ce, à trois endroits différents du vieillissement :

- Durant le premier cycle qui permet de voir cette variation avant le vieillissement ;
- Durant le cycle n°29 880 qui correspond au moment où l'actionneur commence à vieillir. En effet, nous avons vu dans le précédent paragraphe que cet actionneur avait une durée de vie d'environ 50 000 cycles ;
- Durant le cycle n°86 400 qui est donc au-delà de la durée de vie de l'actionneur.

Ces trois courbes sont visibles dans la Figure 116.

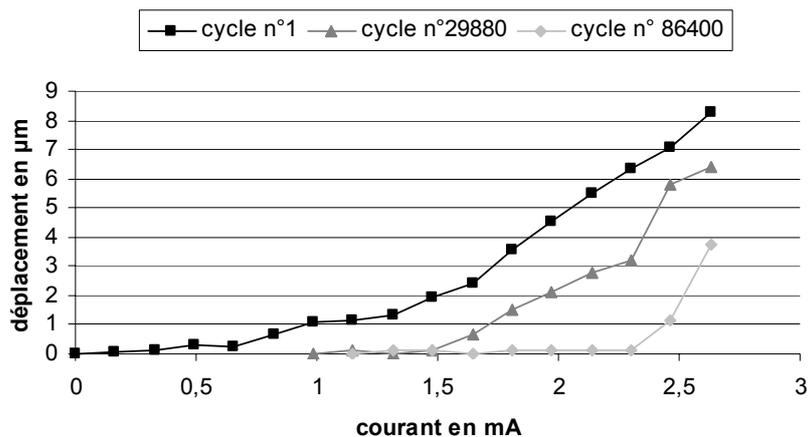


Figure 116 : Variation du $\delta(I)$ au cours du vieillissement.

Ces courbes permettent de mettre en évidence que la variation du déplacement au cours d'un cycle de fonctionnement est très dépendante du vieillissement de la structure. En effet, lors du premier cycle, on peut se rendre compte que le mouvement de l'actionneur démarre très tôt dans l'augmentation du courant. Par contre, plus la structure vieillit, plus l'actionneur démarre « tard ».

Ce phénomène laisse penser que la structure subit une déformation entraînant une variation des paramètres géométriques de la structure et par conséquent (cf. étude de la sensibilité de l'actionneur vis-à-vis des paramètres géométriques) une variation de son comportement.

3 Présentation des résultats

A présent, nous allons présenter plus en détail les résultats des tests de vieillissement que nous avons menés. Ils nous ont permis de répondre à différentes questions qui sont présentées dans la suite.

3.1 Le vieillissement est-il dépendant de la forme du signal appliqué ?

Ayant plusieurs actionneurs identiques sur une même puce, nous avons pu mener une étude de l'influence de la forme du signal d'actionnement sur le vieillissement de la structure. En effet, en prenant des structures identiques sur une même puce, nous pouvons être assurés que les paramètres géométriques et technologiques des deux structures sont identiques.

Nous avons donc fait vieillir le premier exemplaire de la structure avec un signal de type « carré » et le deuxième exemplaire avec un signal de type « rampe » (cf. Figure 117), tout en gardant une amplitude identique dans les deux cas.

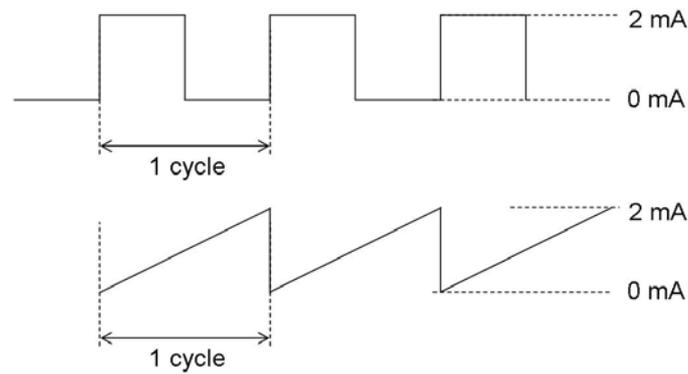


Figure 117 : Formes « carré » et « rampe » du signal périodique utilisé pour réaliser les tests de vieillissement.

Nous obtenons alors les courbes de vieillissement données dans la Figure 118.

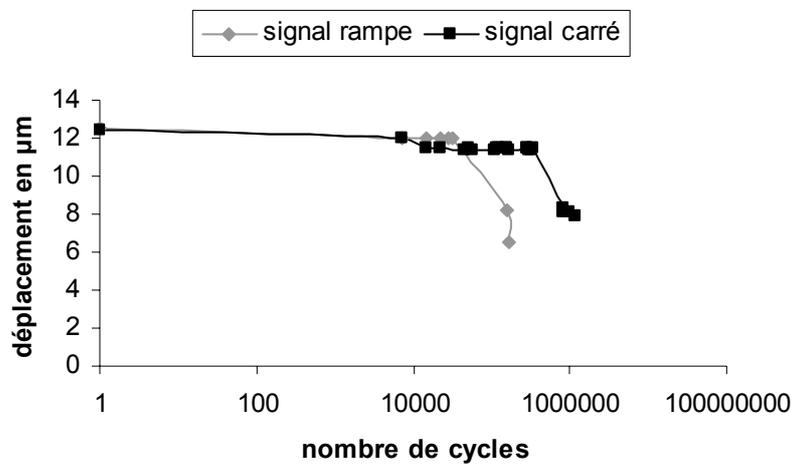


Figure 118 : Courbes de vieillissement permettant d’observer l’influence de la forme du signal d’actionnement pour une fréquence de 2Hz.

En comparant les courbes que nous avons obtenues, on peut voir que l’actionneur auquel nous avons appliqué un signal « rampe » a une durée de vie inférieure à celle de l’actionneur auquel nous avons appliqué le signal « carré ».

Pourtant, nous appliquons la même énergie dans les deux cas. Nous pensons donc que cette différence provient du fait qu’avec un signal « carré », l’actionneur a un temps de repos entre chaque actionnement ce qui n’est pas le cas avec le signal « rampe ».

On peut donc conclure sur le fait qu’il est important d’avoir un temps de repos entre deux actionnements pour allonger la durée de vie de l’actionneur.

3.2 Le vieillissement dépend-il de l'épaisseur du niveau structurel choisi pour fabriquer la structure ?

A travers tous les véhicules de test que nous avons réalisés, nous avons pu tester des structures qui avaient les mêmes paramètres géométriques mais qui n'étaient pas réalisées dans le même niveau structurel.

Ainsi nous avons testé la structure 3-3-50-200 dans le niveau structurel poly1 du procédé technologique polyMUMPs mais aussi dans le niveau structurel poly1_poly2_via de ce même procédé.

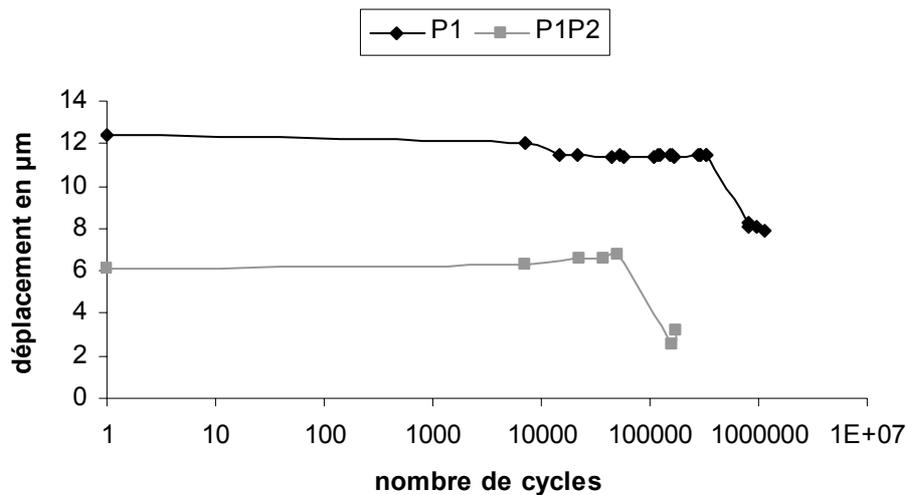


Figure 119 : Courbes de vieillissement permettant d'observer l'influence du niveau structurel choisi.

Les courbes obtenues permettent de faire deux remarques.

Tout d'abord le niveau structurel a une influence sur l'amplitude du déplacement obtenue avec un même niveau d'actionnement. En effet, pour un même courant appliqué, on obtient un peu plus de 12 µm avec la structure en poly1 contre 6µm avec la structure réalisée dans les niveaux structurels poly1 et poly2 collés par le masque P1_P2_via. L'utilisation du niveau poly1 permet donc d'obtenir un déplacement deux fois plus grand qu'avec le niveau poly1_poly2_via.

Ensuite, nous pouvons remarquer que les vieillissements ne sont pas identiques avec ces deux structures. Même si elles possèdent des paramètres géométriques identiques, la structure réalisée dans le niveau poly1 vieillit plus tard que la même structure réalisée dans le niveau poly1_poly2_via.

Ainsi, le poly1 est un niveau intéressant non seulement pour l'amplitude du mouvement obtenue mais aussi pour la durée de vie obtenue. Cependant, il faut aussi noter que les structures réalisées dans le niveau structurel poly1 sont aussi très sujettes au défaut de collage de la structure avec le substrat.

3.3 Le vieillissement dépend-il des paramètres géométriques de la structure ?

A travers tous les tests de vieillissement réalisés sur les véhicules présentés dans ce manuel, nous avons pu établir le Tableau 20 dans lequel nous avons noté la durée de vie de quelques structures testées dans des conditions identiques, à savoir la même forme du signal d'actionnement et la même amplitude.

Nom de la structure	Durée de vie
2-3-40-200-P1	≈ 46 000 cycles
3-3-50-200-P1	≈ 38 000 cycles
3-3-60-240-P1P2 (memscap2003)	≈ 50 000 cycles
3-3-60-240-P1P2 (memscap2004)	≈ 15 000 cycles
3-3-60-240-P1P2 avec poly0 (memscap2004)	≈ 115 000 cycles

Tableau 20 : Exemples de durées de vie pour différentes structures.

Nous pouvons réaliser, à travers ce tableau, que les paramètres géométriques de la structure ont de l'influence sur le vieillissement de celle-ci. Ainsi, pour pouvoir répondre à un cahier des charges précis, il faudra optimiser les dimensions de la structure.

4 Conseils de conception pour allonger la durée de vie de l'actionneur

Nous allons à présent voir comment concevoir les actionneurs électrothermiques pour allonger leur durée de vie.

4.1 Influence de la présence d'une couche de poly0 sous l'actionneur

Dans les véhicules de test, nous avons dessiné des structures identiques, i.e. des actionneurs ayant les mêmes propriétés géométriques à la différence près qu'un actionneur est en regard avec une couche de poly0 alors que l'autre donne directement sur le substrat (cf. Figure 120).

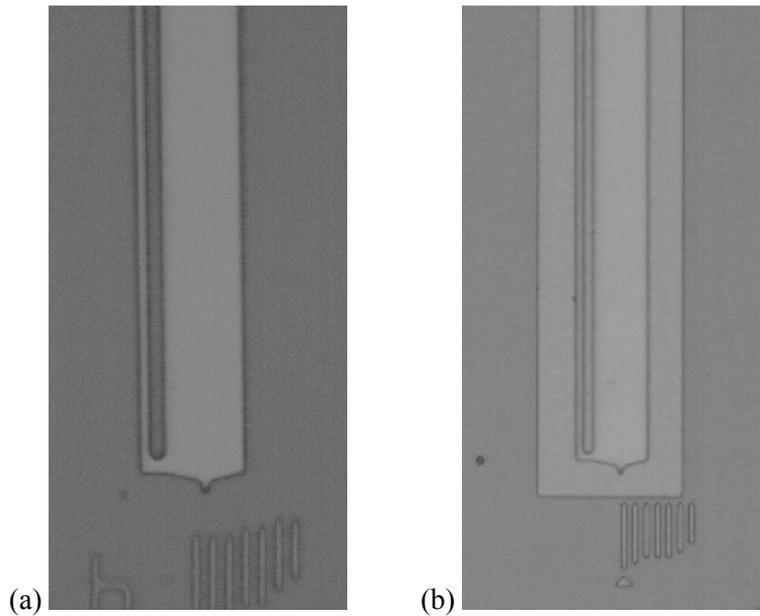


Figure 120 : Photo optique d'un actionneur électrothermique en vis-à-vis avec le substrat (a) ou avec une couche de poly0 (b).

En effet, les problèmes d'adhésion de l'actionneur dépendent d'une part de l'humidité dans le milieu ambiant mais aussi de la composition de la couche inférieure [Conant1998]. Nous avons donc réalisé un test de vieillissement sur ces deux structures en utilisant le même signal (cf. Figure 121) pour identifier l'effet de la présence du poly0 sur le vieillissement de l'actionneur.

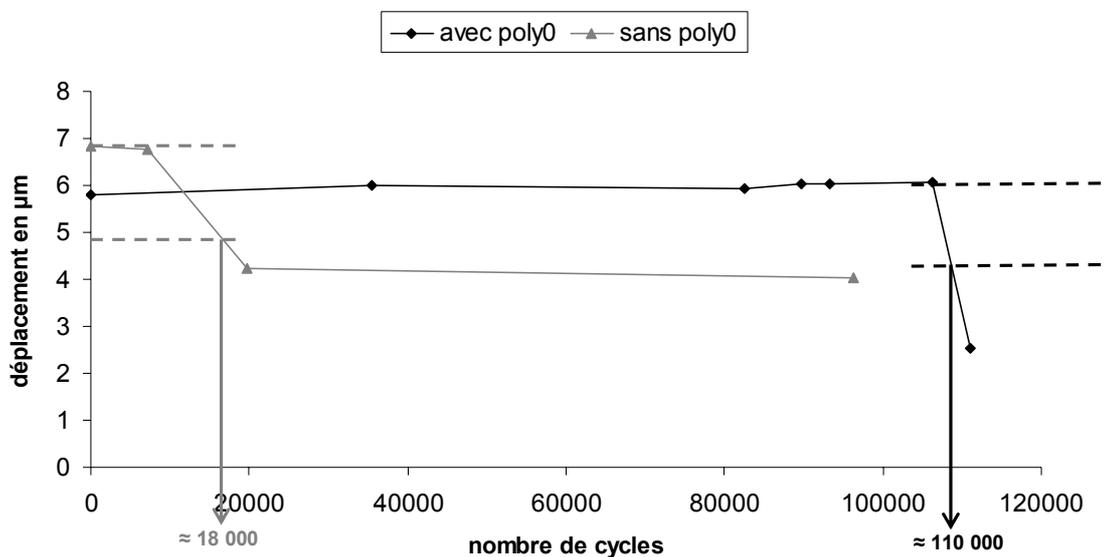


Figure 121 : Influence de la présence du poly0 sous l'actionneur.

Ces courbes permettent de voir que la présence de la couche de poly0 sous l'actionneur permet d'allonger la durée de vie de celui-ci. En effet, sans la couche de poly0, la durée de vie de l'actionneur est de 18 000 cycles alors qu'en présence de cette couche, la durée de vie passe à 110 000 cycles.

On pourrait donc conclure qu'en ajoutant une couche de poly0 sous l'actionneur, la durée de vie peut être augmentée de près de 6000%.

Cependant, il faut aussi remarquer que la présence de la couche de poly0 entraîne également une diminution du déplacement dans le fonctionnement nominal. Il faudra alors trouver un compromis entre le déplacement désiré en fonction du vieillissement attendu.

4.2 Influence de la résistance à vide de l'actionneur

En ayant dessiné des structures identiques dans les différents véhicules de test, nous avons pu obtenir des structures identiques mais n'ayant pas la même résistance à vide. Cette différence provient de la variation de la résistivité d'un wafer à un autre. Ainsi, tout en ayant les mêmes dimensions géométriques, les structures n'ont pas la même résistance à vide.

Nous avons donc fait les tests de vieillissement sur ces structures pour voir si cette résistance à vide avait une influence sur le vieillissement (cf. Figure 122).

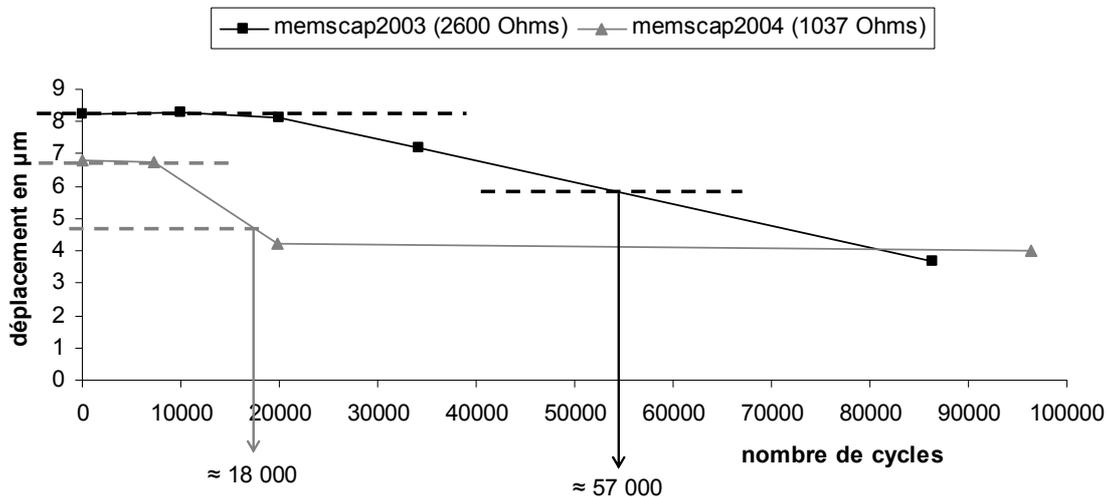


Figure 122 : Influence de la résistance à vide de l'actionneur.

Ces deux courbes mettent en évidence l'influence de cette résistance à vie. En effet, la structure issue du run memscap2003 qui a une résistance à vide de 2,6 k Ω a une durée de vie d'environ 57 000 cycles alors que la structure issue du run memscap2004 ayant une résistance à vide de 1,037 k Ω n'a une durée de vie que d'environ 18 000 cycles.

Les différences des résistances à vide de ces deux structures ayant les mêmes propriétés géométriques viennent du changement de la résistivité des niveaux de polysilicium d'un wafer à un autre (cf. Tableau 21).

	Memscap2003	Memscap2004
Poly1	2,41 10 ⁻⁵	2,07 10 ⁻⁵
Poly2	4,58 10 ⁻⁵	3,19 10 ⁻⁵

Tableau 21 : Résistivité (en $\Omega.m$) des niveaux de polysilicium pour les véhicules de test memscap2003 et memscap2004.

On pourrait donc conclure que la résistance à vide de l'actionneur a une influence sur son vieillissement. Pour obtenir un vieillissement plus lent, il est préférable de réaliser des actionneurs dont la résistance à vide est la plus faible possible.

Cependant, il faut aussi remarquer que la différence de résistivité entraîne une variation dans le déplacement obtenu. En effet, en appliquant un même courant à deux structures de résistivité différente, celle qui aura la résistivité la plus faible aura, certes une durée de vie plus longue, mais également un déplacement plus faible.

Il faudra alors trouver un compromis entre le déplacement désiré en fonction du vieillissement attendu.

4 Modèle empirique du vieillissement

Les mécanismes de défaillance mis en jeu étant difficilement modélisables dans le cadre de ce doctorat, nous avons fait choisi de trouver un modèle empirique du vieillissement des actionneurs pour compléter le prototype virtuel.

Pour trouver une expression donnant la variation du déplacement en fonction du nombre de cycles de fonctionnement, nous avons pris les courbes de vieillissement de l'actionneur obtenues expérimentalement et nous avons cherché à comparer ces courbes avec des résultats connus en électronique. Nous avons alors remarqué que ces courbes de vieillissement avaient la même forme que le tracé du module de la fonction de transfert d'un filtre passe-bas dans un diagramme de Bode. Ces courbes pourraient donc s'exprimer suivant l'équation suivant donnant le déplacement δ en fonction du nombre de cycles de fonctionnement n :

$$\delta(n) = \frac{\delta_0}{\sqrt{1 + \left(\frac{n}{n_c}\right)^\alpha}} \quad (61)$$

où δ_0 est le déplacement optimal (i.e. avant vieillissement de la structure), n_c la durée de vie en nombre de cycles et α un coefficient lié à la pente de la décroissance du déplacement lors du vieillissement.

Une fois que l'on a établi cette équation pour modéliser le vieillissement des structures, nous avons cherché à optimiser les paramètres n_c et α jusqu'à obtenir la corrélation entre les points expérimentaux et le tracé de l'équation ci-dessus.

On a pu ainsi obtenir les résultats suivants :

Nom de la structure	n_c	α
3-3-60-240-P1P2 sans poly0 memscap2003	53 000	2,7
3-3-60-240-P1P2 avec poly0 memscap2004	100 000	13
3-3-60-240-P1P2 sans poly0 memscap2004	18 000	5
3-3-50-200-P1P2 sans poly0 memscap2004	86 000	3,3

Tableau 22 : Valeurs des coefficients du modèle empirique pour les différentes structures ayant subi un test de vieillissement.

Des études ultérieures permettront de développer ce modèle en exprimant les différents coefficients à partir des paramètres géométriques et technologiques de ce type d'actionneur.

5 Signature électrique du vieillissement de l'actionneur électrothermique en forme de U ?

Nous avons vu précédemment que le vieillissement de l'actionneur électrothermique en forme de U était caractérisé par une diminution de plus de 30% de son déplacement maximum. Pour effectuer cette étude, nous avons donc besoin d'un moyen de visualisation pour déterminer le déplacement de la structure au cours du temps.

Cette contrainte est peu abordable pour des structures dont il faudrait vérifier la fiabilité à tout instant. Nous avons donc cherché à trouver un paramètre électrique qui aurait la même signature que le déplacement. En effet, un paramètre électrique peut être plus aisément surveillé par rapport à l'étude du mouvement de la structure qui demande un équipement lourd.

Avec un actionneur électrothermique, le paramètre électrique directement observable est la résistance de celui-ci. Nous avons donc cherché à observer les variations de la résistance de l'actionneur au cours d'un cycle de fonctionnement mais aussi au cours du vieillissement.

Dans un premier temps, nous avons pu vérifier que la résistance varie avec le courant appliqué, comme cela a été vu lors de la modélisation de l'actionneur et dans sa caractérisation. Ainsi, nous avons le choix entre plusieurs paramètres liés à la résistance. En effet, nous aurions pu regarder la résistance minimale dans un cycle, ou bien la résistance maximale dans un cycle ou encore la résistance moyenne dans un cycle de fonctionnement.

En comparant la variation de ces trois paramètres au cours du vieillissement avec la variation du déplacement, nous avons pu voir que la résistance maximale au cours du cycle de fonctionnement possède la même variation que le déplacement. Ceci est visible dans la Figure 123 obtenue avec la structure 3-3-50-200-P1.

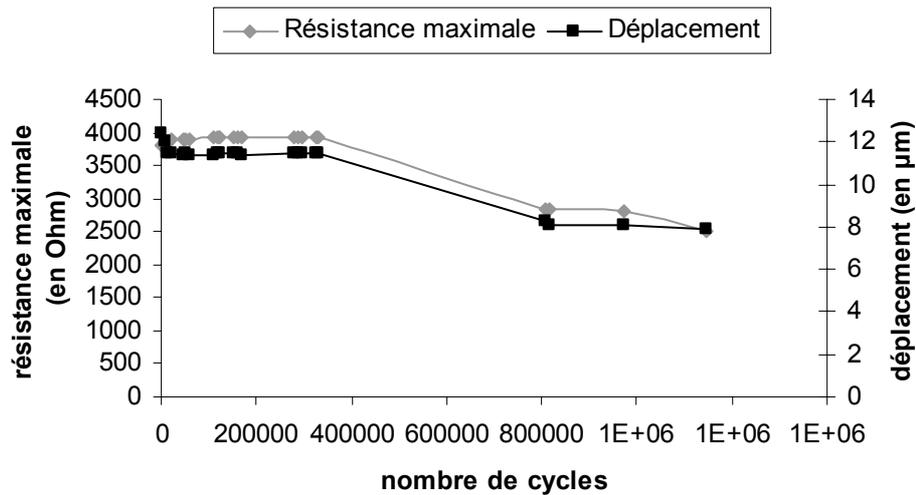


Figure 123 : Evolution de R_{max} en fonction du nombre de cycles de fonctionnement et comparaison avec l'évolution du déplacement.

En superposant les courbes de variation du déplacement et de la résistance maximale, on peut observer qu'elles ont toutes les deux la même allure. Ainsi, la résistance maximale dans un cycle de fonctionnement a non seulement la même signature que le déplacement mais elle permet aussi de prévoir le vieillissement de la structure.

En effet, en relevant la résistance maximale au cours des cycles de fonctionnement et en observant sa variation, on peut prévoir très rapidement le vieillissement de la structure.

6 Conclusion

Après une présentation des défauts observés sur les actionneurs électrothermiques en forme de U pendant leur caractérisation, nous avons pu décrire les tests de vieillissement qui ont été ensuite réalisés.

Ces tests ont été utilisés pour lister des recommandations permettant l'augmentation de la durée de vie d'un actionneur :

- présence d'un temps de relaxation entre deux cycles de fonctionnement ;
- ajout d'une couche de poly0 sous l'actionneur au lieu d'être directement en vis-à-vis avec le substrat ;
- minimiser la résistivité de la couche structurale du procédé technologique utilisé ;
- minimiser l'épaisseur de la couche structurale.

Ces constatations seront utiles dans le design des prochaines structures en tant que « règles de dessin » pour obtenir des actionneurs électrothermiques fiables.

Les résultats obtenus nous ont également permis de mettre en place un modèle empirique du vieillissement de l'actionneur. Ce modèle peut alors être intégré dans le prototype virtuel pour pouvoir prédire le vieillissement des structures testées. Cependant, il faut garder à l'esprit qu'il ne s'agit que

d'un modèle empirique qu'il conviendra de compléter par des modèles théoriques des mécanismes de défaillance qui n'existent pas encore à ce jour.

Tous ces résultats dépendent de l'observation directe de l'actionneur. Avec cette méthode, il n'est pas possible d'observer rapidement le vieillissement. Nous avons donc cherché à trouver un paramètre électrique permettant de prédire plus rapidement le vieillissement de l'actionneur. En effet, un paramètre électrique peut être « observé » en temps réel. Nous avons trouvé que la valeur de la résistance maximale dans un cycle de fonctionnement a la même variation que le déplacement au cours du vieillissement. Ainsi, on peut dire que ce paramètre a la même signature que le déplacement et permet de réaliser plus facile des détections de vieillissement.

Conclusion générale et Perspectives

1 Conclusion

En se calquant sur le domaine de la microélectronique, les méthodes utilisées jusqu'à aujourd'hui pour étudier la fiabilité des microsystèmes font appel à des études statistiques liées à des fabrications en grande quantité. Il n'existe donc pas de méthode pour étudier la fiabilité des microsystèmes fabriqués en faible quantité.

C'est pour répondre à ce problème que nous avons cherché, à travers cette thèse, à mettre en place une méthodologie d'étude de la fiabilité de ce type de microsystèmes. Cette démarche est basée sur le prototypage virtuel et nous avons choisi l'actionneur électrothermique en forme de U pour montrer la faisabilité de cette méthode.

Nous avons donc abordé plusieurs points dans ce manuscrit. Tout d'abord, nous nous sommes appuyés sur les précédents travaux pour lister les mécanismes de défaillance identifiés à ce jour dans le domaine des microsystèmes. Nous avons ensuite détaillé la modélisation analytique de l'actionneur électrothermique pour aboutir à la réalisation de véhicule de tests. Ces structures réalisées ont été utilisées, d'une part pour valider le modèle, moyennant une mesure des différents paramètres géométriques et technologiques, et, d'autre part pour réaliser des tests de vieillissement. Les modèles des mécanismes de défaillance n'étant pas encore présents dans la littérature, nous avons alors pris appui sur les résultats des tests de vieillissement pour mettre en place un modèle empirique de vieillissement, qui vient compléter le prototype virtuel.

Le prototype virtuel de l'actionneur électrothermique en forme de U a été mis en place avec le langage VHDL-AMS. L'utilisation d'un tel langage permet d'envisager l'étude de systèmes plus complexes incluant des actionneurs. Ce peut être le cas, par exemple, des micro-pinces actionnés par une crémaillère et des actionneurs électrothermiques mis en matrice. On pourra alors utiliser le composant « actionneur électrothermique en forme de U » en tant que brique élémentaire (cf. code VHDL-AMS donné en annexes).

En parallèle de cette mise en place du prototype virtuel, nous avons cherché un moyen d'observer rapidement le vieillissement sans avoir à passer par l'observation des structures. C'est donc sur des paramètres électriques que s'est portée cette recherche. Les résultats de cette investigation ont montré que la résistance maximale dans un cycle de fonctionnement varie de la même manière que le déplacement de l'actionneur. Ainsi la détection d'une chute anormale de ce paramètre permet d'identifier un vieillissement de la structure.

Cette thèse a donc permis de faire un premier pas vers l'étude de la fiabilité d'un système à partir d'un prototype virtuel.

2 Principales perspectives

La recherche de corrélation entre la modélisation et les tests nous a permis de vérifier la difficulté, dans le domaine des microsystèmes, dans la connaissance des paramètres géométriques et technologiques. Des études complémentaires devront être réalisées pour trouver des structures permettant de mesurer les paramètres technologiques. Nous pourrions par exemple axer cette recherche sur les ponts suspendus.

Sur le plan des « règles » permettant d'augmenter la durée de vie de l'actionneur, il sera ensuite intéressant d'étudier plus spécifiquement la déformation de la structure avant et après le vieillissement. Cette observation pourra être faite avec un profilomètre optique. Nous pourrions voir que la structure n'est pas vraiment vieillie lorsque son déplacement a subi une chute de 30% et qu'il serait possible d'augmenter le courant d'actionnement pour lui permettre de faire davantage de cycles de fonctionnement. L'augmentation de ce nombre de cycles pourra donc se faire à l'aide d'un système à contre-réaction permettant d'augmenter le courant de façon à ne pas avoir la chute du déplacement de l'actionneur.

Mais cette solution ne permet pas d'éviter l'apparition des défaillances qu'il est nécessaire de prendre en compte dans le prototype virtuel. Pour cela, il nous appartient de mener des investigations sur ces défaillances en les identifiant et en les caractérisant afin de trouver des modèles physiques de ces phénomènes. Ils pourront être ensuite implémentés à l'aide du langage VHDL-AMS et être ensuite utilisés comme des briques élémentaires en vue d'être utilisées pour faire une étude de structures plus complexes incluant ces actionneurs (micro-pince, miroir, moteur,...).

Bibliographie

- [Agati2001] P. Agati, F. Lerouge, M. Rossetto, *Résistance des matériaux*, Mars 2001, Dunod, France 49
- [Bagdahn2001] J. Bagdahn, J. Schischka, M. Petzold, W.N. Sharpe, *Fracture Toughness and Fatigue Investigations of Polycrystalline Silicon*, Proc. SPIE, Vol. 4558, 159-168, 2001 9
- [Budinger2004] M. Budinger, C. Pellet, S. Muratet, JY. Fourniols, *Modélisation analytique de micro actionneurs thermiques*, 2èmes journées du RTP « Fiabilité des Composants et Packaging », Carry le Rouet, France, 15-16 Mars 2004 55
- [Butler1997] J.T. Butler, V.M. Bright, W.D. Cowan, *SPICE Modeling of Polysilicon Thermal Actuators*, Proceedings of the SPIE International Society for Optical Engineering, pp. 284-293, 1997 54
- [Castillejo1998] A. Castillejo, D. Veychard, S. Mir, J.M. Karam, B. Courtois, *Failure mechanisms and fault classes for CMOS-compatible microelectromechanical systems*, IEEE Int. Test Conference, pp. 541-550, 1998 7
- [Charlot2001] CHARLOT Benoît, *Modélisation de fautes et conception en vue du test structurel des microsystèmes*, Thèse de doctorat de l'INPG Grenoble, Mars 2001 2, 5
- [Chen2002] R.S. Chen, C. Kung, G.B. Lee, *Analysis of the optimal dimension on the electrothermal microactuator*, J. Micromech. Microeng. **12** (2002) 291-296 31, 64
- [Chiao2000] M. Chiao, L. Lin, *Self-Buckling of Micromachined Beams Under Resistive Heating*, J. Microelectromech. Syst., vol. 9, no. 1, March 2000 31
- [CMP2005] <http://cmp.imag.fr/index.php> 83
- [Comtois1995] J.H. Comtois, V.M. Bright, M.W. Phipps, *Thermal microactuators for surface-micromachining processes*, The International Society for Optical Engineering, SPIE vol. 2642, pp. 10-21, 1995 18
- [Comtois1996] J.H. Comtois, V.M. Bright, *Surface micromachined polysilicon thermal actuators arrays and applications*, Tech. Digest, Solid-State Sensor and Actuator Workshop, pp. 174-177, 1996 91
- [Comtois1997] J.H. Comtois, V.M. Bright, *Applications for surface-micromachined polysilicon thermal actuators and arrays*, Sensors and Actuators **A58**, pp. 19-25, 1997 20, 122
- [Comtois1998] J.H. Comtois, M.A. Michalicek, C.C. Barron, *Electrothermal actuators fabricated in four-level planarized surface micromachined polycrystalline silicon*, Sensors and Actuators **A70**, pp. 23-31, 1998 67

- [Conant1998] R.A. Conant, R.S. Muller, *Cyclic fatigue testing of surface-micromachined thermal actuators*, 1998 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, Anaheim CA, vol. 66, pp. 273-277 passim
- [Coventor2005] <http://www.coventor.com/> 26
- [Dardalhon2003] DARDALHON Muriel, *Contribution à l'analyse de la fiabilité des microsystèmes*, Thèse de doctorat de l'université de Montpellier II, Décembre 2003 6
- [DelPedro] M. Del Pedro, T. Gmür, *Eléments de mécanique des structures*, Presses polytechniques et universitaires romandes, 2001 155
- [Epi-SOI2004] *Epi-SOI Surface Micromachining Design Rules Multi-Project Wafer Service*, TRONIC'S Microsystems, version n°4, Janvier 2004 87
- [Feynman1959] Richard P. Feynman, *There's Plenty of Room at the Bottom*, Journal MEMS, vol. 1, No. 1, march 1992 (transcription d'une allocution donnée par Richard P. Feynman le 36 décembre 1959 à la réunion annuelle de l'American Physical Society au California Institute of Technology).. 2
- [Hickey2002] R. Hickey, M. Kujath, T. Hubbard, *Heat transfer analysis and optimization of two-beam microelectromechanical thermal actuators*, J. Vac. Sci. Technol. **A20(3)**, 2002 47, 126
- [Hickey2003] R. Hickey, D. Sameoto, T. Hubbard, M. Kujath, *Time and frequency response of two-arm micromachined thermal actuators*, J. Micromech. Microeng. **13**, pp. 40-46, 2003..... 22
- [Hoshi2005] <http://fujimac.t.u-tokyo.ac.jp/hoshi/doc/hoshi-2005a.pdf> 67
- [Huang1999] Q.-A. Huang, N.K.S. Lee, *Analysis and design of polysilicon thermal flexure actuator*, J. Micromech. Microeng. **9** (1999) 64-70 31, 35, 67, 112
- [Johnstone2002] R.W. Johnstone, M. Parameswaran, *Theoretical limits on the freestanding length of cantilevers produced by surface micromachining technology*, J. Micromech. Microeng. **12**, pp. 855-861, 2002 66, 67
- [Kapels2000] H. Kapels, R. Aigner, J. Binder, *Fracture Strength and Fatigue of Polysilicon Determined by a Novel Thermal Actuator*, Proc. IEEE Transactions on Electron Devices 47, 1522-1528, 2000 9
- [Kolesar1999] E.S. Kolesar, P.B. Allen, J.T. Howard, J.M. Wilken, *Thermally actuated microbeam for large in-plane mechanical deflections*, J. Vac. Sci. Technol. **A 17(4)**, pp. 2257-2263, 1999..... 93
- [Lai2004] Y. Lai, J. McDonald, M. Kujath, T. Hubbard, *Force, deflection and power measurements of toggled microthermal actuators*, J. Micromech. Microeng. **14** (2004) 49-56 22, 31
- [Lin 1996] L. Lin, M. Chiao, *Electrothermal response of lineshape microstructures*, Sensors and Actuators **A 55**, pp. 35-41, 1996 56
- [Lin1996] L. Lin, M. Chiao, *Electrothermal responses of lineshape microstructures*, Sensors and Actuators **A 55** (1996) 35-41 39
- [Liotard2005] A. Liotard, S. Muratet, F. Zamkotsian, J.Y. Fourniols, *Static and dynamic micro deformable mirror characterization by phase-shifting and time-averaged interferometry*,

Conference on Reliability, Packaging, Testing and Characterization of MEMS/MOEMS IV, San Jose (USA), 2005	16
[Mastrangelo 1991] C.H. Mastrangelo, <i>Thermal applications of microbridges</i> , manuscript de these, U.C. Berkeley, 1991	55
[Mastrangelo1993] C.H. Mastrangelo, <i>Mechanical Stability and Adhesion of Microstructures Under Capillary Forces – Part I : Basic theory</i> , J. Microelectromech. Syst. 2 , pp. 44-55, 1993	67
[Merlijn2003] W. Merlijn van Spengen, <i>MEMS reliability from a failure mechanisms perspective</i> , Microelectronics Reliability 43 , pp. 1049-1060, 2003	9
[Millet2003] MILLET Olivier, <i>Vers une compréhension des mécanismes de défaillance des dispositifs microsystemes</i> , Thèse de doctorat de l'université des sciences et technologies de Lille, Décembre 2003	5
[Muhlstein2000] C.L. Muhlstein, S.B. Brown, R.O. Ritchie, <i>High-Cycle Fatigue of Polycrystalline Silicon Thin Films in Laboratory Air</i> , MRS Symposium Proc. 657, EE5.8.1-EE5.8.6, 2000	9
[Muratet2003] S. Muratet, J.Y. Fourniols, G. Soto Romero, A. Endemano, A. Marty, M. Desmulliez, <i>MEMS reliability modeling methodology: application to wobble micromotor failure analysis</i> , Microelectronics Reliability, Vol.43, N°9-11, pp.1945-1949, Septembre-Novembre 2003	25
[Muratet2004] S. Muratet, J.Y. Fourniols, <i>Microsystems and applications to space: reliability modeling methodology</i> , Advancing Microelectronics Magazine, Vol.31, N°2, Mars/Avril 2004....	25
[NI2005] http://digital.ni.com/worldwide/france.nsf/main?readform	97
[pixeLINK2005] http://www.pixelink.com/products_info.asp?id=8	97
[polyMUMPs] http://www.memsrus.com/nc-pmumps.refs.html	31
[PolyMUMPs2003] D. Koester, A. Cowen, R. Mahadevan, M. Stonefield, B. Hardy, <i>PolyMUMPs Design Handbook</i> , revision 10.0, Memscap, 2003	84
[Reid1998] J. R. Reid, V.M. Bright, J.T. Butler, <i>Automated assembly of flip-up micromirrors</i> , Sensors and Actuators A66, pp. 292-298, 1998	121
[Rigo2004] S. Rigo, J. Alexis, T. Masri, J.M. Desmarres, J.A. Petit, <i>La nanoindentateur, un outil pour la micro caractérisation des matériaux issus des technologies MEMS</i> , 2èmes journées du RTP fiabilité, 15-16 Mars 2004, Carry le Rouet, France	31
[RTPfiabilité2005] http://www.ixl.fr/rtpfiab/	93
[Rybicki1998] G.C. Rybicki, P. Pirouz, <i>Indentation plasticity and fracture in silicon</i> , 1988, NASA technical paper n° 2863	125
[Sandia2005] http://www.sandia.gov/mstc/	1, 8
[Suss2005] http://www.suss.com/main.php?rad_f=167&rad_id=319	97
[SV2005] http://www.mentor.com/products/sm/systemvision/index.cfm	57
[Yan2002] D. Yan, <i>Mechanical Design and Modeling of MEMS thermal actuators for RF applications</i> , Master thesis report, 2002	20, 21

Bibliographie de l'auteur

Revue Internationale

- S. Muratet, J.Y. Fourniols, « Microsystems and applications to space: reliability modeling methodology », *Advancing Microelectronics Magazine*, Vol.31, N°2, Mars/Avril 2004.
- S. Muratet, J.Y. Fourniols, G. Soto Romero, A. Endemano, A. Marty, « MEMS reliability modeling methodology: application to wobble micromotor failure analysis », *Microelectronics Reliability*, Vol.43, N°9-11, pp.1945-1949, Septembre-Novembre 2003.
- A. Endemano, J.Y. Fourniols, H. Camon, A. Marchese, S. Muratet, F. Bony, M. Dunnigan, M. Desmulliez, G. Overton, « VHDL-AMS modelling and simulation of a planar electrostatic micromotor », *Journal of Micromechanics and Microengineering*, Vol.13, N°5, pp.580-590, Septembre 2003.

Revue Nationale

- S. Muratet, J.Y. Fourniols, « Les microsystemes : conception, simulation, tests et caracterisations. Enseignement des microsystemes », *Journal de l'Enseignement des Sciences et des Technologies de l'Information et des Systemes (J3eA)*, Vol.2, N°16, 2003.

Conférences Internationales avec actes et comité de lecture

- S. Muratet, S. Lavu, A. Aliane, J.Y. Fourniols, M. Desmulliez, « Reliability modelling and analysis of thermal MEMS », *International MEMS Conference (iMEMS2006)*, Singapour, 9-12 Mai 2006.
- J. Oudinot, S. Muratet, J.Y. Fourniols, M. Desmulliez, « Microsystem simulation with VHDL-AMS », *European Congress SENSACT2005*, Paris, 7-8 décembre 2005.
- S. Muratet, A. Aliane, J.L. Boizard, J.Y. Fourniols, « Reliability modelling of thermal MEMS », *Workshop on MEMS reliability (ESREF'2005)*, Arcachon (France), 10 Octobre 2005.
- S. Lavu, M. Desmulliez, S. Muratet, J.Y. Fourniols, I. De Wolf, M. Gonzalez, « High-level reliability modeling and characterization of MEMS », *Workshop on MEMS reliability (ESREF'2005)*, Arcachon (France), 10 Octobre 2005.
- S. Muratet, J.Y. Fourniols, « Modelling for the reliability predictive analysis of electro thermal actuators », *7th International Workshop on Electronics, Control, Modelling, Measurement and Signals (ECMS'2005)*, Toulouse (France), 17-20 Mai 2005.
- A. Liotard, S. Muratet, F. Zamkotsian, J.Y. Fourniols, « Static and dynamic micro deformable mirror characterization by phase-shifting and time-averaged interferometry », *Conference on Reliability, Packaging, Testing and Characterization of MEMS/MOEMS IV (MEMS-MOEMS'2005)*, San Jose (USA), 22-27 Janvier 2005.

- S. Muratet, M. Desmulliez, J. Oudinot, « Micromotor simulation with VHDL-AMS », Mentor Graphics International User Conference (User2User), Santa Clara (USA), 19-21 Avril 2004.
- M. Desmulliez, A. Endemano, J. Oudinot, G. Overton, J.Y. Fourniols, S. Muratet, « Micromotor simulation with VHDL-AMS », Forum on specification & Design Languages (FDL'03), Francfort (Allemagne), 23-26 Septembre 2003.
- A. Endemano, J.Y. Fourniols, H. Camon, A. Marchese, S. Muratet, F. Bony, M. Desmulliez, « VHDL-AMS modelling, simulation and testing of electrostatic micromotors », Symposium on Design, Test, Integration and Packaging of MEMS/MOEMS (DTIP'2003), Mandelieu-La-Napoule (France), 5-7 Mai 2003.

Conférences Nationales avec actes et comité de lecture

- S. Muratet, J.Y. Fourniols, « Modélisation pour analyse prédictive de la fiabilité des micro actionneurs électrothermiques », colloque annuel de l'école doctorale Génie Électrique, Électronique, Télécommunications, Toulouse, 17 Mai 2005.
- S. Muratet, J.Y. Fourniols, « Microsystèmes et applications à l'espace : méthodologie pour modélisation de la fiabilité », 13ème Forum de l'Interconnexion et du Packaging Microélectronique (IMAPS 2003), Versailles (France), 20-22 Mai 2003.
- H. Camon, J.Y. Fourniols, S. Muratet, B. Estibals, « Microsystèmes à actionnement électrostatique : conception, modélisation et caractérisation », Journées Électrotechniques du Club EEA, Amiens (France), 12-13 Mars 2003.

Rapports internes

- S. Muratet, J.Y. Fourniols, « MEMS SOI designs characteristics in MPW process », Rapport LAAS N°04370, Contrat Tronic's, Mai 2004, 37p.
- S. Muratet, J.Y. Fourniols, A. Marchese, F. Bony, H. Camon, B. Estibals, D. Estève, « Descriptif du RUN MPW en technologie SOI : design et cartographie de MEMS. Analyse des structures et du process technologie », Rapport LAAS N°02239, Mai 2002, 34p.
- S. Muratet, J.Y. Fourniols, A. Marchese, F. Bony, H. Camon, D. Estève, « Descriptif du RUN45 en technologie CRONOS : design et cartographie de MEMS. Présentation des différents sous-systèmes », Rapport LAAS N°02143, Avril 2002, 152p.
- S. Muratet, C. Bergaud, L. Nicu, P. Temple-Boyer, « Etude énergétique du comportement des microstructures de type pont », Rapport LAAS N°01371, Août 2001, 65p.

Annexes

1. Code des modèles VHDL-AMS

1.1 Modèle du comportement électrothermique d'un élément discret

```
-- MURATET Sylvaine
-- 20/10/2004

-- composant modélisant le comportement électrothermique d'un élément discret d'un
pont suspendu
-- compilé et testé

LIBRARY ieee;
USE ieee.std_logic_1164.all;
USE ieee.electrical_systems.all;
USE ieee.mechanical_systems.all;
USE ieee.fluidic_systems.all;
USE ieee.thermal_systems.all;
USE ieee.radiant_systems.all;
LIBRARY edulib;
USE work.all;

entity finite_element_v1 is
  generic(I: real;      --courant d'actionnement (A)
         rho : real;   --résistivité (Ohm.m)
         l : real;     --longueur de l'élément (m)
         w : real;     --largeur de l'élément (m)
         h : real;     --épaisseur de l'élément (m)
         ki : real;    --coef de variation de rho avec T (°C-1)
         -- les conductivités thermiques
         k_p : real;   --du poly (W.m-1.°C-1)
         k_G : real;   --de l'air (W.m-1.°C-1)
         F_S : real;   --facteur de forme
         t_v : real); --épaisseur de la couche d'air (m)
  port (terminal V_neg, V_pos : electrical;
        terminal T_neg, T_S, T_pos : thermal);
end entity finite_element_v1;

architecture arch of finite_element_v1 is
  terminal T_avg : thermal;
  quantity tension across current through V_pos to V_neg;
  quantity temp_cond1 across hflow_cond1 through T_pos to T_avg;
  quantity temp_cond2 across hflow_cond2 through T_avg to T_neg;
  quantity temp_conv across hflow_conv through T_avg to T_S;
  quantity hflow_gen through T_S to T_avg;
  quantity temp_element across T_S to T_avg;

begin
  tension == rho*l/w/h*I*(1.0+ki*temp_element); --partie électrique
  hflow_cond1 == 2.0*k_p*w*h/l*temp_cond1;      --R_conduction1
  hflow_cond2 == 2.0*k_p*w*h/l*temp_cond2;      --R_conduction2
  hflow_conv == F_S*k_G*w*l/t_v*temp_conv;      --R_convection
  hflow_gen == rho*l/w/h*I*I*(1.0+ki*temp_element); --génération du flux de
chaleur
end;
```

1.2 Modèle du comportement électrothermique d'un pont suspendu contenant 10 éléments discrets

```
-- MURATET Sylvaine
-- 20/10/2004

-- composant modélisant le comportement électrothermique d'un pont suspendu
constitué de 10 éléments discrets
```

```

-- compilé et testé

LIBRARY ieee;
USE ieee.std_logic_1164.all;
USE ieee.electrical_systems.all;
USE ieee.mechanical_systems.all;
USE ieee.fluidic_systems.all;
USE ieee.thermal_systems.all;
USE ieee.radiant_systems.all;
USE IEEE.MATH_REAL.all;
LIBRARY edulib;
USE work.all;

entity bras_10_finite_element_v1 is
  generic (I : real := 2.5e-3;      --courant d'actionnement (A)
           rho : real := 2.4e-5;   --résistivité (Ohm.m)
           l : real := 10.0e-6;    --longueur de l'élément (m)
           w : real := 10.0e-6;    --largeur de l'élément (m)
           h : real := 3.513e-6;   --épaisseur de l'élément (m)
           --coef de variation de rho avec T (°C-1)
           ki : real := 1.25e-3;   --conductivité thermique
           k_p : real := 32.0;     --du poly W.m-1.C°-1
           k_G : real := 0.026;   --de l'air (W.m-1.C°-1)
           F_S : real := 0.6;     --facteur de forme du bras
           t_v : real := 1.988e-6; --épaisseur de l'air (m)
           T_amb : real := 300.0;  --température ambiante (K)
           --départ de l'évolution du temps pour la représentation du signal de la température
           dans les bras
           t_0 : time := 0.0 ms);
  port (terminal V_pos, V_neg : electrical;
        terminal T_pos, T_neg, T_S, T_moyenne : thermal;
        signal T_profil : out real := 300.0);
end entity bras_10_finite_element_v1;

architecture arch of bras_10_finite_element_v1 is

  component finite_element_v1
    generic (I, rho, l, w, h, ki, k_p, k_G, F_S, t_v : real);
    port (terminal T_neg, T_pos, T_S : thermal;
          terminal V_neg, V_pos : electrical);
  end component finite_element_v1;

  for all: finite_element_v1
    use entity WORK.finite_element_v1(arch);

  terminal V_1_2, V_2_3, V_3_4, V_4_5, V_5_6 : electrical;
  terminal V_6_7, V_7_8, V_8_9, V_9_10 : electrical;
  terminal T_1_2, T_2_3, T_3_4, T_4_5, T_5_6 : thermal;
  terminal T_6_7, T_7_8, T_8_9, T_9_10 : thermal;

  quantity T_0_1 across T_pos to thermal_ref;
  quantity T_1_1 across T_1_2 to thermal_ref;
  quantity T_2_1 across T_2_3 to thermal_ref;
  quantity T_3_1 across T_3_4 to thermal_ref;
  quantity T_4_1 across T_4_5 to thermal_ref;
  quantity T_5_1 across T_5_6 to thermal_ref;
  quantity T_6_1 across T_6_7 to thermal_ref;
  quantity T_7_1 across T_7_8 to thermal_ref;
  quantity T_8_1 across T_8_9 to thermal_ref;
  quantity T_9_1 across T_9_10 to thermal_ref;
  quantity T_10_1 across T_neg to thermal_ref;
  quantity temp_moy across flux_moy through T_moyenne to thermal_ref;

begin

  finite_element1 : finite_element_v1
    generic map (I => I, rho => rho, l => l, w => w, h => h, ki => ki,
                k_p => k_p, k_G => k_G, F_S => F_S, t_v => t_v)
    port map (T_pos => T_pos, T_neg => T_1_2, T_S => T_S, V_pos => V_pos,
              V_neg => V_1_2);

  finite_element2 : finite_element_v1
    generic map (I => I, rho => rho, l => l, w => w, h => h, ki => ki,
                k_p => k_p, k_G => k_G, F_S => F_S, t_v => t_v)
    port map (T_pos => T_1_2, T_neg => T_2_3, T_S => T_S, V_pos => V_1_2,
              V_neg => V_2_3);

```

```

V_neg => V_2_3);

finite_element3 : finite_element_v1
  generic map (I => I, rho => rho, l => l, w => w, h => h, ki => ki,
    k_p => k_p, k_G => k_G, F_S => F_S, t_v => t_v)
  port map (T_pos => T_2_3, T_neg => T_3_4, T_S => T_S, V_pos => V_2_3,
    V_neg => V_3_4);

finite_element4 : finite_element_v1
  generic map (I => I, rho => rho, l => l, w => w, h => h, ki => ki,
    k_p => k_p, k_G => k_G, F_S => F_S, t_v => t_v)
  port map (T_pos => T_3_4, T_neg => T_4_5, T_S => T_S, V_pos => V_3_4,
    V_neg => V_4_5);

finite_element5 : finite_element_v1
  generic map (I => I, rho => rho, l => l, w => w, h => h, ki => ki,
    k_p => k_p, k_G => k_G, F_S => F_S, t_v => t_v)
  port map (T_pos => T_4_5, T_neg => T_5_6, T_S => T_S, V_pos => V_4_5,
    V_neg => V_5_6);

finite_element6 : finite_element_v1
  generic map (I => I, rho => rho, l => l, w => w, h => h, ki => ki,
    k_p => k_p, k_G => k_G, F_S => F_S, t_v => t_v)
  port map (T_pos => T_5_6, T_neg => T_6_7, T_S => T_S, V_pos => V_5_6,
    V_neg => V_6_7);

finite_element7 : finite_element_v1
  generic map (I => I, rho => rho, l => l, w => w, h => h, ki => ki,
    k_p => k_p, k_G => k_G, F_S => F_S, t_v => t_v)
  port map (T_pos => T_6_7, T_neg => T_7_8, T_S => T_S, V_pos => V_6_7,
    V_neg => V_7_8);

finite_element8 : finite_element_v1
  generic map (I => I, rho => rho, l => l, w => w, h => h, ki => ki,
    k_p => k_p, k_G => k_G, F_S => F_S, t_v => t_v)
  port map (T_pos => T_7_8, T_neg => T_8_9, T_S => T_S, V_pos => V_7_8,
    V_neg => V_8_9);

finite_element9 : finite_element_v1
  generic map (I => I, rho => rho, l => l, w => w, h => h, ki => ki,
    k_p => k_p, k_G => k_G, F_S => F_S, t_v => t_v)
  port map (T_pos => T_8_9, T_neg => T_9_10, T_S => T_S, V_pos => V_8_9,
    V_neg => V_9_10);

finite_element10 : finite_element_v1
  generic map (I => I, rho => rho, l => l, w => w, h => h, ki => ki,
    k_p => k_p, k_G => k_G, F_S => F_S, t_v => t_v)
  port map (T_pos => T_9_10, T_neg => T_neg, T_S => T_S, V_pos => V_9_10,
    V_neg => V_neg);

temp_moy == (T_0_1 + T_1_1 + T_2_1 + T_3_1 + T_4_1 + T_5_1 + T_6_1 + T_7_1 + T_8_1
+ T_9_1 + T_10_1) / 11.0;

process
  begin
    wait for t_0;

    T_profil <= T_0_1;
    wait for l;

    T_profil <= T_1_1;
    wait for l;

    T_profil <= T_2_1;
    wait for l;

    T_profil <= T_3_1;
    wait for l;

    T_profil <= T_4_1;
    wait for l;

    T_profil <= T_5_1;
    wait for l;

    T_profil <= T_6_1;
    wait for l;
  end process;

```

```

    T_profil <= T_7_l;
    wait for 1;

    T_profil <= T_8_l;
    wait for 1;

    T_profil <= T_9_l;
    wait for 1;

    T_profil <= T_amb;
    wait;
end process;
end architecture arch;

```

1.3 Modèle complet de l'actionneur électrothermique en forme de U

```

-- MURATET Sylvaine
-- 20/10/2004
-- testbench permettant de modéliser le comportement complet d'un actionneur
électrothermique en forme de U en utilisant 10 éléments discrets par bras

-- compilé et testé

LIBRARY ieee;
USE ieee.std_logic_1164.all;
USE ieee.electrical_systems.all;
USE ieee.mechanical_systems.all;
USE ieee.fluidic_systems.all;
USE ieee.thermal_systems.all;
USE ieee.radiant_systems.all;
USE IEEE.MATH_REAL.all;
LIBRARY edulib;
USE work.all;

entity testbench_actionneur_10_elements_v1 is
end entity testbench_actionneur_10_elements_v1;

architecture arch of testbench_actionneur_10_elements_v1 is
    constant n : real := 10.0;          --nombre d'éléments par bras
    constant I : real := 3.0e-3;       --courant d'actionnement (A)
    constant rho : real := 2.46e-5;    --résistivité (Ohm.m)
    -- le coefficient de variation de rho avec la température
    constant ki : real := 1.25e-3;     -- (°C-1)
    -- les longueurs des éléments discrets des bras de l'actionneur
    constant l_h : real := 30.0e-6;    -- pour le bras chaud (m)
    constant l_c : real := 24.0e-6;    -- pour le bras froid (m)
    constant l_f : real := 6.0e-6;    -- pour le bras de flexion (m)
    constant l_j : real := 0.3e-6;    -- pour le bras de jonction (m)
    -- les longueurs totales des bras de l'actionneur
    constant l_h_t : real := n*l_h;
    constant l_c_t : real := n*l_c;
    constant l_f_t : real := n*l_f;
    constant l_j_t : real := n*l_j;
    -- les largeurs des bras
    constant w_h : real := 3.0e-6;     -- pour le bras chaud (m)
    constant w_c : real := 20.0e-6;   -- pour le bras froid (m)
    constant w_f : real := 3.0e-6;    -- pour le bras de flexion (m)
    constant w_j : real := w_h;       -- pour le bras de jonction (m)
    constant h : real := 3.513e-6;    -- épaisseur de l'élément (m)
    constant t_v : real := 1.988e-6;  -- épaisseur de la couche d'air (m)
    -- les surfaces des bras
    constant S_h : real := w_h*h;
    constant S_c : real := w_c*h;
    constant S_f : real := w_f*h;
    constant S_j : real := w_j*h;
    -- les moments d'inertie
    constant I_h : real := h*w_h*w_h*w_h/12.0;
    constant I_c : real := h*w_c*w_c*w_c/12.0;
    constant I_f : real := h*w_f*w_f*w_f/12.0;
    constant I_j : real := h*w_j*w_j*w_j/12.0;
    -- les conductivités thermiques
    constant k_p : real := 32.0;       -- du poly (W.m-1.C°-1)
    constant k_G : real := 0.026;     -- de l'air (W.m-1.C°-1)

```

```

-- les facteurs de forme pour la prise en compte de la convection
constant F_S_h : real := h/w_h*(2.0*t_v/h+1.0)+1.0; -- bras chaud
constant F_S_c : real := h/w_c*(2.0*t_v/h+1.0)+1.0; -- bras froid
constant F_S_f : real := h/w_f*(2.0*t_v/h+1.0)+1.0; -- bras de flexion
constant F_S_j : real := h/w_j*(2.0*t_v/h+1.0)+1.0; -- bras de jonction
constant T_amb : real := 300.0; -- température ambiante (K)
-- les départs pour le tracé du profil de température en assimilant
-- le temps à la localisation dans l'actionneur
constant t_0_chaud : time := 0.0 us; -- pour le bras chaud
constant t_0_jonction : time := 300.0 us; -- pour le bras de jonction
constant t_0_froid : time := 303.0 us; -- pour le bras froid
constant t_0_flexion : time := 543.0 us; -- pour le bras de flexion
constant TCE : real := 2.8e-6; -- TCE en °C-1
constant E : real := 158.0e9; -- module de Young en Pa
constant F : real := 0.0; -- force virtuellement appliquée

component bras_10_finite_element_v1
generic(I, rho, l, w, h, ki, k_p, k_G, F_S, t_v, T_amb : real;
t_0 : time);
port(terminal T_neg, T_pos, T_S, T_moyenne : thermal;
terminal V_neg, V_pos : electrical;
signal T_profil : out real := 300.0);
end component bras_10_finite_element_v1;

for all: bras_10_finite_element_v1
use entity WORK.bras_10_finite_element_v1(arch);

terminal T_fix1, T_fix2, T_S : thermal;
terminal T_HJ, T_JC, T_CF : thermal;
terminal V_fix1, V_fix2 : electrical;
terminal V_HJ, V_JC, V_CF : electrical;
terminal T_moy_bras_chaud, T_moy_bras_jonction : thermal;
terminal T_moy_bras_froid, T_moy_bras_flexion : thermal;
signal T_profil_chaud, T_profil_jonction : real := 300.0;
signal T_profil_froid, T_profil_flexion : real := 300.0;

quantity deflexion : real := 0.0;
quantity deflexion_micron : real := 0.0;
quantity X_A : real := 0.0;
quantity Y_A : real := 0.0;
quantity M_A : real := 0.0;

quantity current through V_fix1 to V_fix2;
quantity T_ext1 across hflow1 through T_fix1 to thermal_ref;
quantity T_ext2 across hflow2 through T_fix2 to thermal_ref;
quantity T_subs across hflow_subs through T_S to thermal_ref;
quantity T_h_moy across T_moy_bras_chaud to thermal_ref;
quantity T_j_moy across T_moy_bras_jonction to thermal_ref;
quantity T_c_moy across T_moy_bras_froid to thermal_ref;
quantity T_f_moy across T_moy_bras_flexion to thermal_ref;

begin

bras_chaud : bras_10_finite_element_v1
generic map (I => I, rho => rho, l => l_h, w => w_h, h => h, ki => ki,
k_p => k_p, k_G => k_G, F_S => F_S_h, t_v => t_v, T_amb => T_amb,
t_0 => t_0_chaud)
port map (T_pos => T_fix1, T_neg => T_HJ, T_S => T_S, V_pos => V_fix1,
V_neg => V_HJ, T_moyenne => T_moy_bras_chaud,
T_profil => T_profil_chaud);

bras_jonction : bras_10_finite_element_v1
generic map (I => I, rho => rho, l => l_j, w => w_j, h => h, ki => ki,
k_p => k_p, k_G => k_G, F_S => F_S_j, t_v => t_v, T_amb => T_amb,
t_0 => t_0_jonction)
port map (T_pos => T_HJ, T_neg => T_JC, T_S => T_S, V_pos => V_HJ,
V_neg => V_JC, T_moyenne => T_moy_bras_jonction,
T_profil => T_profil_jonction);

bras_froid : bras_10_finite_element_v1
generic map (I => I, rho => rho, l => l_c, w => w_c, h => h, ki => ki,
k_p => k_p, k_G => k_G, F_S => F_S_c, t_v => t_v, T_amb => T_amb,
t_0 => t_0_froid)
port map (T_pos => T_JC, T_neg => T_CF, T_S => T_S, V_pos => V_JC,
V_neg => V_CF, T_moyenne => T_moy_bras_froid,
T_profil => T_profil_froid);

```

```

bras_flexion : bras_10_finite_element_v1
  generic map (I => I, rho => rho, l => l_f, w => w_f, h => h, ki => ki,
    k_p => k_p, k_G => k_G, F_S => F_S_f, t_v => t_v, T_amb => T_amb,
    t_0 => t_0_flexion)
  port map (T_pos => T_CF, T_neg => T_fix2, T_S => T_S, V_pos => V_CF,
    V_neg => V_fix2, T_moyenne => T_moy_bras_flexion,
    t_profil => T_profil_flexion);

current == I;
T_ext1 == T_amb;
T_ext2 == T_amb;
T_subs == T_amb;

-- partie thermomécanique
-- dG/dX_A=0
2.0*(l_h_t/S_h+l_c_t/S_c+l_f_t/S_f+l_c_t/I_c*l_j_t*l_j_t+l_f_t*l_j_t*l_j_t/I_f)
*X_A+l_j_t*(l_c_t/I_c*(2.0*l_h_t-l_c_t)+l_f_t*I_f)*Y_A-2.0*l_j_t*
(l_c_t/I_c+l_f_t/I_f)*M_A==2.0*E*TCE*(l_h_t*(T_h_moy-T_subs)-l_c_t*(T_c_moy-T_subs)
-l_f_t*(T_f_moy-T_subs))-l_j_t*F*(l_f_t/I_f*(2.0*l_c_t+l_f_t)+l_c_t*I_c);

-- dG/dY_A=0
l_j_t*(l_f_t*I_f+l_c_t/I_c*(2.0*l_h_t-l_c_t))*X_A
+(2.0/3.0*(l_h_t*l_h_t/I_h+l_f_t*I_f+l_f_t/I_f)+2.0*l_c_t/I_c*
(l_h_t*l_h_t-l_c_t*I_c+l_h_t+l_c_t/3.0))*Y_A-
(l_h_t*I_h+l_f_t*I_f+l_c_t/I_c*(2.0*l_h_t-l_c_t))*M_A==
-F*(l_f_t*I_f*(l_c_t+l_f_t/3.0)+l_c_t*I_c*(l_h_t+l_c_t/3.0));

-- dG/dM_A=0
-2.0*l_j_t*(l_f_t/I_f+l_c_t/I_c)*X_A-(l_h_t*I_h+l_f_t*I_f+l_c_t/I_c*
(l_c_t/I_c*(2.0*l_h_t-l_c_t))*Y_A+2.0*(l_h_t/I_h+l_f_t/I_f+l_c_t/I_c)*M_A
==(l_f_t/I_f*(2.0*l_c_t+l_f_t)+l_c_t*I_c)*F;

-- dG/dF=deflexion
deflexion==F*(l_f_t/E/I_f*(l_c_t+l_c_t+l_f_t*I_f/3.0+l_c_t*I_f)+l_c_t*I_c
*t*I_c/E/3.0)+X_A*l_j_t*(l_f_t/2.0/E/I_f*(2.0*l_c_t+l_f_t)+l_c_t*I_c/2.0/E/
I_c)+Y_A*(l_f_t*I_f/2.0/E/I_f*(l_c_t+l_f_t/3.0)+l_c_t*I_c/2.0/E/I_c*(l_h_t-
2.0/3.0*l_c_t))-M_A*(l_f_t/2.0/E/I_f*(2.0*l_c_t+l_f_t)+l_c_t*I_c/2.0
/E/I_c);

deflexion_micron == deflexion * 1.0e6;
end architecture arch;

```

2. Calcul de la flèche d'un actionneur électrothermique en forme de U soumis à l'accélération gravitationnelle

Pour déterminer la déformation de l'actionneur électrothermique en forme de U soumis à l'accélération gravitationnelle, nous allons assimiler l'actionneur à un cantilever, i.e. à une poutre dont une extrémité est libre et l'autre est fixe. Ce cantilever est alors soumis à son propre poids par gravité. Cette dernière se présente sous la forme d'une force uniformément répartie.

Le schéma considéré pour faire ce calcul est donné dans la Figure 124. On considèrera deux points particuliers qui sont M et L et dont leur abscisse est notée entre parenthèses.

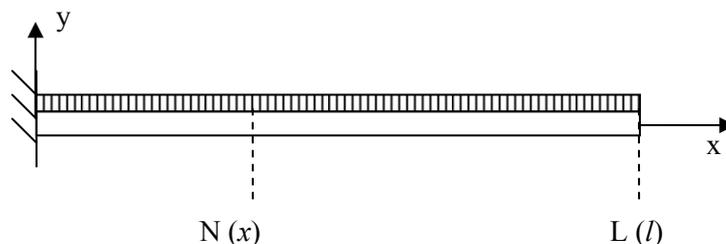


Figure 124 : Représentation schématique d'un cantilever soumis à une charge uniformément répartie.

l est la longueur du cantilever (i.e. poutre dont une extrémité est libre et l'autre est encastée). On appellera w la largeur de la poutre, h son épaisseur. La densité de la force appliquée à la poutre sera notée q .

Pour déterminer la déformée de cette poutre, i.e. déterminer $y(x)$, il faut dans un premier temps trouver l'expression du moment de flexion dû à la force répartie appliquée à la poutre. Pour cela, nous allons nous placer en un point N, d'abscisse x . La force, \vec{F} , à considérer pour calculer le moment de flexion en ce point N correspond à la masse de la partie de poutre restant jusqu'à L et on considèrera qu'elle s'applique au point P, milieu du segment [ML]. Le moment au point M est alors :

$$\vec{M}(x) = \vec{NP} \wedge \vec{F} = \frac{(l-x)}{2} \vec{x} \wedge (q(l-x))(-\vec{y}) = -q \frac{l-x}{2} (l-x) \vec{z}$$

$$M = -\frac{q}{2} (x^2 - 2lx + l^2)$$
(62)

Une fois que le moment de flexion est connu en n'importe quel point de la poutre, on peut utiliser l'équation fondamentale des poutres en flexion :

$$y'' = -\frac{M}{EI}$$
(63)

où M est le moment de flexion en un point d'abscisse x , E est le module de Young et I est le moment d'inertie qui s'exprime comme $I = \frac{wh^3}{12}$.

En intégrant cette équation fondamentale des poutres en flexion, on retrouve l'équation de la déformée de la poutre soumise à cette force répartie :

$$y = -\frac{q}{2EI} \left(\frac{x^4}{12} - \frac{lx^3}{3} + \frac{l^2 x^2}{2} \right) + K_1 x + K_2$$
(64)

où K_1 et K_2 sont des constantes d'intégration. A l'origine de la poutre, la déformation est nulle ce qui permet d'écrire que $y(x=0) = 0$. De plus, la tangente à la courbe est horizontale à ce même point ce qui se traduit par $y'(x=0) = 0$. En utilisant ces deux équations, on peut déterminer que $K_1 = K_2 = 0$. L'équation de la déformée de cette poutre est alors :

$$y = -\frac{q}{2EI} \left(\frac{x^4}{12} - \frac{lx^3}{3} + \frac{l^2 x^2}{2} \right)$$
(65)

ce qui permet d'en déduire que la flèche de la poutre, i.e. la déformation en bout de poutre, est :

$$\delta = y(x=l) = -\frac{ql^4}{8EI}$$
(66)

Le signe (-) est lié au choix de l'orientation de l'axe des y . On pourra donc considérer seulement la valeur absolue pour retrouver les formules données par la littérature [DelPedro].

Rappelons que q est la densité de la force appliquée au cantilever. Il s'agit d'une densité linéique. Son expression est alors :

$$q = g\rho hw \quad (67)$$

où g est l'accélération due à la gravité (9.81 m.s^{-2}), ρ est la densité massique du cantilever, h est l'épaisseur du cantilever et w est la largeur du cantilever.

Le cantilever ayant une section transversale rectangulaire, le moment d'inertie s'exprime alors comme :

$$I = \frac{wh^3}{12} \quad (68)$$

Ces trois équations sont alors combinées pour obtenir l'expression du maximum de la déflexion d'un cantilever due à l'accélération gravitationnelle :

$$\delta = \frac{3g\rho l^4}{2Eh^2} \Rightarrow l_{\max} = \left(\frac{2Eh^2 \delta_{\max}}{3g\rho} \right)^{1/4} \quad (69)$$

2. Calcul de la déflexion d'une poutre sous l'action d'une force extérieure

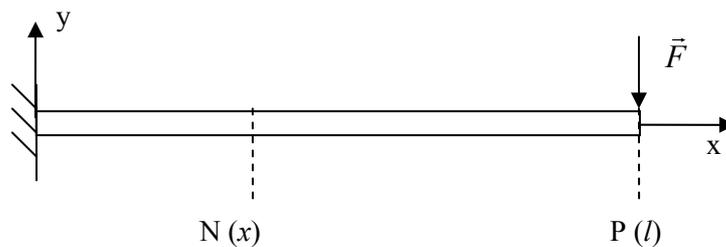


Figure 125 : Représentation schématique d'une poutre soumise à une force extérieure.

Pour déterminer la déflexion d'une poutre en fonction de la force appliquée en son extrémité, nous allons considérer la Figure 125. La force est appliquée au point P d'abscisse l .

Pour pouvoir utiliser l'équation fondamentale des poutres en flexion, nous allons déterminer le moment de flexion en N du à la présence de la force \vec{F} :

$$\vec{M}_{\vec{F},P}(N) = \vec{NP} \wedge \vec{F} \quad (70)$$

$$M = (l - x) * F$$

Ensuite, nous utilisons la même méthode que dans le paragraphe précédent. A savoir que l'on intègre l'équation fondamentale des poutres en flexion en prenant des conditions initiales liées à l'ancrage de la poutre pour retrouver l'expression de la déformée de cette poutre soumise à la force \vec{F} :

$$y(x) = -\frac{F}{6EI} x^2 (x - 3l) \quad (71)$$

où E est le module de Young, I le moment d'inertie (cf. expression dans le paragraphe précédent).

La flèche de la poutre est alors :

$$d = y(l) = \frac{Fl^3}{3EI} \quad (72)$$

Pour une poutre de section rectangulaire, nous avons établi précédemment que $I = wh^3/12$, ce qui permet d'exprimer sa flèche comme :

$$d = \frac{4F}{Ew} \left(\frac{l}{h} \right)^3 \quad (73)$$

RESUME

Afin de contribuer à étendre le champ d'applications des microsystèmes à des nouvelles applications à haute valeur ajoutée mais faible série, il apparaît nécessaire d'estimer et d'analyser la fiabilité d'un microsystème en prenant en compte les conditions d'utilisation. C'est pour répondre à cette problématique que les travaux de cette thèse ont été réalisés en vue de mettre en place une méthodologie d'étude de la fiabilité des microsystèmes par le biais de la modélisation. En effet, en réalisant un prototype virtuel complet d'un microsystème, on peut non seulement prédire son comportement dans n'importe quelles conditions environnementales d'utilisation mais aussi l'optimiser avant de lancer sa fabrication.

Pour démontrer la faisabilité de cette méthode, les travaux ont été menés sur les actionneurs électrothermiques. Pour cela, nous avons (1) mis en place un modèle analytique du comportement idéal de la structure en utilisant la méthode des éléments finis mais surtout le langage VHDL-AMS, (2) fabriqué et caractérisé des véhicules de tests pour valider ce modèle, (3) réalisé des tests de vieillissement pour mettre en évidence les mécanismes de défaillance et enfin (4) avons mis en place des modèles empiriques de ce vieillissement pour compléter la description analytique.

MOTS CLES :

Fiabilité de MEMS, Prototypage virtuel, Actionnement électrothermique, Conception et design de MEMS, Modélisation physique et analytique, VHDL-AMS, Analyse de sensibilité

ABSTRACT

In the objective to extend the MEMS applicative field to expensive and safety critical applications, it is necessary to predict and analyse the MEMS reliability by taking into account the conditions of use. The aim of the thesis is to propose a novel methodology for the study of the MEMS reliability through modelling. Indeed, with the realization of complete virtual prototype of the microsystem, we can not only predict its behaviour in every environmental conditions of use but also optimize its design before the fabrication.

The feasibility of the methodology is demonstrated on a U-shaped electro thermal actuator as test vehicle. To demonstrate the reliability methodology (1) an analytical model has been developed for the ideal behaviour of the device using finite element method and particularly using VHD-AMS language, (2) test vehicles were fabricated and characterized to validate the analytical model, (3) ageing tests are realized to evaluate lifespan and demonstrate failure mechanisms associated with ageing, and finally (4) an empirical model has been created for ageing behaviour in order to integrate it to complete the analytical description of the device.

KEYWORDS :

MEMS reliability, Virtual prototype, Electro thermal actuation, MEMS conception and design, Physical and analytical modelling, VHDL-AMS, Sensitivity analysis