

JUSTO
2003
223

THESE

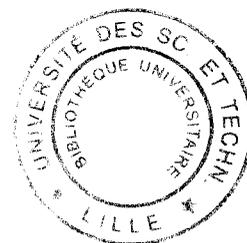
Présentée à

L'UNIVERSITE DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES DE LILLE
UFR D'ELECTRONIQUE

En vue de l'obtention du

GRADE DE DOCTEUR DE L'UNIVERSITE

Spécialité : Electronique



Vers une compréhension des mécanismes de défaillance des dispositifs microsystemes.

par

Olivier MILLET

Ingénieur ISEN

Soutenance pour le 8 décembre 2003 devant la commission d'Examen :

Président	A. Cappy	Directeur de l'Institut d'Electronique, de Microélectronique et de Nanotechnologies (IEMN).
Rapporteurs	A. Bosseboeuf	Directeur de recherche au CNRS, Institut d'Electronique Fondamentale.
	R. Plana	Professeur à l'Université Paul Sabatier à Toulouse.
Examineurs	I. DeWolf	Responsable du groupe 'Fiabilité des Microsystemes' à l'IMEC.
	X. Grison	Délégation Générale à l'Armement (DGA).
	G. Schröpfer	Responsable du projet de fonderie INTEGRAM, Coventor SA.
Directeurs de la thèse	D. Collard	Directeur de recherche au CNRS, professeur de l'Université de Tokyo.
	L. Buchaillet	Chargé de recherche au CNRS, responsable du groupe 'Microsystemes Silicium' à l'IEMN.

REMERCIEMENTS

Ce travail a été réalisé à l'Institut d'Electronique, de Micro-Electronique et de Nanotechnologies, dirigé successivement par Messieurs G. SALMER et A. CAPPY, plus particulièrement au sein du département ISEN dirigé par Monsieur D. STIEVENARD.

Je remercie M. Alain CAPPY qui a accepté de présider le jury de cette thèse.

Je remercie vivement Messieurs Alain BOSSEBOEUF et Robert PLANA d'avoir accepté le rôle de rapporteur de cette thèse.

J'exprime toute ma gratitude à Ingrid DeWOLF, Xavier GRISON et Gerald SCHROPFER qui me font l'honneur de participer à ce jury en tant qu'examineurs.

Je remercie vivement Monsieur Dominique COLLARD, directeur de thèse, pour m'avoir accueilli dans le groupe microsystemes silicium, pour m'avoir communiqué ses connaissances en microtechnologies et pour m'avoir permis de travailler dans des conditions de travail exceptionnelles.

Je remercie tout particulièrement Lionel BUCHAILLOT, responsable du groupe microsystemes silicium de m'avoir soutenu et encadré durant ces trois années, tant d'un point de vue professionnel qu'humain. Il m'a énormément apporté par son objectivité, sa rigueur et la grande confiance qu'il m'a témoignée. Merci de m'avoir permis de faire cette thèse !

Je tiens à remercier Bernard LEGRAND, chargé de recherche au CNRS, membre de l'équipe microsystemes silicium, pour tous ses bons conseils, mais aussi pour les nombreux paquets de M&M'S que l'on a partagés. Petit clin d'œil : *topologie, perspective* !

Je remercie Léon CARREZ, directeur de l'Institut Supérieur d'Electronique et du Numérique (ISEN), pour le financement de l'année 2000-2001. Je remercie vivement la Délégation Générale de l'Armement (DGA) pour m'avoir supporté pour l'année 2001-2002. Enfin, je remercie la Fondation Norbert Segard pour la bourse attribuée pour l'année 2002-2003.

Un merci très chaleureux à l'ensemble des équipes de technologie et de caractérisation de l'IEMN, qui mettent quotidiennement à disposition des chercheurs les outils nécessaires à leur travail. Je tiens à remercier tout particulièrement Patrice BIGOTTE, responsable de la salle blanche silicium à l'IEMN et détenteur du record de TETRIS (la bataille a été dure !!), son doublon Roger RINGOT pour sa bonne humeur quotidienne (Rogerrr Rogerrr !!!), Christophe BOYAVAL pour la centaine de masques fournis et les 200 photos MEB de structures douteuses, et enfin Christiane LEGRAND pour avoir déposé les couches plus vite que je ne pouvais polluer le bâti de gravure. Merci aux micromanipulateurs du second étage de s'être sacrifiés pour la science (pas la mienne !!), une étude en fiabilité est d'ailleurs à mener dans le domaine.

J'exprime ma reconnaissance à l'égard de Paul BERNARDONI, Stéphane REGNIER, Ellie TSITSIRIS, et Philippe BIDAUD du Laboratoire de Robotique de Paris pour la fructueuse collaboration concernant les simulations effectuées sur la micropince.

Je remercie Eric Cattan et l'équipe technique du MIMM pour les dépôts de couches PZT dans le cadre du projet 'antirésonance'.

Je tiens à remercier chaleureusement les personnes qui ont collaboré à cette thèse; ainsi je remercie le professeur Moussa NAIT-ABDELAZIZ de Polytech'Lille et ses étudiants Jérôme ROBERT et Mickaël RODRIGUEZ pour les simulations des structures sur Ansys, mais aussi Eric BEHAEGEL, Pierre BERTRAND, Hubert BUYSENS, Etienne LORRIAUX, Yacine MENDIL, Olivier THOMAS, et Frédéric VIAU pour les résultats obtenus dans les différents projets et stages accomplis dans le cadre de cette thèse.

Un grand merci à nos collègues de l'Université de Tokyo, Hiroyuki FUJITA, Beom-Joon KIM et Hiroshi TOSHIYOSHI pour leur aide et leur collaboration de longue date, avec en particulier la réalisation d'un certain nombre de gravures profondes ICP.

Grand merci aux étudiants du groupe microsystemes silicium pour la bonne ambiance qui a régné pendant ces trois ans : Philippe BASSET 'le routard', Jean-Baptiste BUREAU 'Fedex', François CONSEIL 'Mais si, je suis jeune !!', Quynh-Huong DUONG 'bouilloire', Matthieu GODET, Matthieu LAGOUGE 'je peux être méchant', Philippe MULLER

‘astalavista.box.sk’, Anne-Sophie ROLLIER ‘Snif, Rémi est pas là’, Karim SEGUENI ‘Je vais tout casser !!’, et tout spécialement Vincent AGACHE ‘je me sens pas bien’ et Emmanuel QUEVY ‘made in USA’. Enfin, merci aux autres doctorants de l’IEMN pour l’ambiance détendue de la salle blanche : Michel FRIZIEL ‘freecell’, Alexandre BOE ‘Michou boyfriend’, Thomas HEIM, Yannick GUHEL, Mohamed ZAKNOUNE, etc ...

Je remercie la machine à café du rez-de-chaussée, sans qui beaucoup de choses n’auraient pas été faites !!!

Je témoigne toute ma gratitude à mes parents pour les sacrifices dont ils ont fait preuve et le support qu’ils m’ont apporté. De même, petit clin d’œil à mon neveu Sébastien qui a su m’égayer dans les moments difficiles.

Enfin, je remercie vivement ma compagne Delphine DESERT qui a toujours su me supporter dans les bons et mauvais moments durant les quatre dernières années.

Bonne lecture ...

TABLE DES MATIERES

INTRODUCTION GENERALE : CONTEXTE ET OBJECTIFS	13
1 ^{ERE} PARTIE : ETUDE DU PHENOMENE DE FATIGUE DANS LE CADRE DE MICRO-ACTIONNEURS EN REGIME DYNAMIQUE	17
I. Introduction : Enjeux, Etat de l'art et Approche	17
II. Principe des bancs de test <i>in situ</i>	23
II.1 Conception des bancs de test <i>in situ</i>	23
II.2 Descriptif des structures de test	24
II.2.1 Présentation des structures et simulations électromécaniques	24
II.2.2 Comparaison des résultats de simulations faites à l'aide de Coventorware™ et ANSYS™	31
II.3 Conclusion partielle	36
III. Procédé de micro-usinage de surface	38
III.1 Micro-usinage de surface : procédés 'haute température' et 'basse température'	38
III.2 Description du procédé de fabrication 'haute température'	39
III.3 Optimisation du procédé de fabrication	41
III.3.1 La nécessité de l'optimisation	41
III.3.2 Dépôt des matériaux à l'état de film mince	41
III.3.2.a Dépôt de la couche structurelle	41
III.3.2.b Diminution des contraintes résiduelles du nitrure de silicium et application	44
III.3.3 Etapes de fabrication	50
III.3.3.a Protection des électrodes enterrées	50
III.3.3.b Diminution des fragilités mécaniques au niveau des contacts	52
III.4 Procédé de fabrication multi-niveaux	54
III.4.1 Intérêts et challenges des procédés multi-niveaux	54
III.4.2 Fabrication des structures de banc de test <i>in situ</i>	56
III.4.2 Application : conception et fabrication d'une micropince	59
III.4.2.a Introduction	60
III.4.2.b Conception du microdispositif	61
III.4.2.b Simulations de la micropince	64
III.4.2.c Expériences	67
III.4.2.c Conclusion	69
III.5 Mise en place du procédé froid	70
III.5.1 Enjeu de la technologie 'basse température'	70
III.5.2 Description du procédé de fabrication 'basse température'	71
III.5.3 Fabrication de micro-actionneurs mobiles et actionnement	74
III.5.4 Analyse des résultats expérimentaux	76
III.5.4.a Inconvénients du procédé de fabrication	76
III.5.4.b Les micro-actionneurs mobiles	79
III.5.4.c Optimisation de la technologie 'basse température'	81
III.6 Traitement anti-stiction	82
III.6.1 Phénomène de stiction	82
III.6.2 Séchage au CO ₂ supercritique	84
III.6.3 Utilisation des couches hydrophobes	85
IV. Caractérisation des dispositifs/échantillons à l'aide des bancs de test <i>in situ</i>	87
IV.1 Caractérisation des structures en mode statique	87
IV.1.1 Apport de la caractérisation en mode statique	87
IV.1.2 Moyens de caractérisation	88
IV.1.2.a Microscope à force atomique	88
IV.1.2.b Banc de vibrométrie	90

IV.1.2.c	Les mesures électriques.....	92
IV.1.2.d	Le microscope à balayage électronique et optique.....	94
IV.1.3	Caractérisation des bancs de test <i>in situ</i> avant tout actionnement.....	95
IV.1.3.a	Topographie des bancs de test <i>in situ</i>	95
IV.1.3.b	Détermination du module d'Young et qualité structurale.....	97
IV.1.3.c	Détermination de la résistivité des matériaux.....	98
IV.1.3.c	Taux d'humidité relative.....	99
IV.2	Caractérisation des structures en régime dynamique.....	101
IV.2.1	Mise en œuvre expérimentale.....	101
IV.2.1.a	Description du banc de test sous vide.....	101
IV.2.1.b	Procédure de test.....	103
IV.2.2	Détermination de la raideur.....	103
IV.2.2.a	Comparaison des mesures électriques et mécaniques.....	103
IV.2.2.b	Mesures.....	104
IV.2.3	Mesure de la variation de la résistance électrique.....	105
IV.2.4	Topographie de surface.....	106
IV.2.6	Influence des paramètres extérieurs et du niveau de contraintes.....	109
V.	Analyse.....	115
V. 1	Description du phénomène de fatigue.....	115
V. 2	Modèle prédictif du phénomène de fatigue de poutres bi-encastées actionnées en flexion 117	
V. 2.1	Construction du modèle.....	117
V. 2.2	Validation du modèle et limites.....	120
V. 3	Recouvrement de marche.....	122
V. 4	Influence du niveau et de la concentration de contraintes sur le phénomène de fatigue..	124
V. 5	Influence des paramètres extérieurs.....	125
VI.	Perspectives.....	127
VII.	Conclusion.....	131
VIII.	Références Bibliographiques.....	133
2^{EME} PARTIE : MECANISMES D'ENDOMMAGEMENT DUS AUX PHENOMENES NON-LINEAIRES EN REGIME DYNAMIQUE.....		143
I.	Introduction : Contexte et sujets de recherche.....	143
II.	Le phénomène de 'snap-through'.....	147
II.1.	Définition du phénomène et approche.....	147
II.2.	Détermination des premiers modes d'une poutre en flambement.....	148
II.3.	Modélisation analytique du phénomène de 'snap-through'.....	149
II.3.1.	Equations du mouvement.....	149
II.3.2.	Détermination des solutions pour le SHM et le SPHM (ordre 2&3).....	151
II.3.3.	Analyse de la stabilité du système.....	155
II.3.4.	Interprétation des simulations.....	156
II.3.5.	Obtention de la réponse dynamique via la méthode Runge-Kutta.....	157
II.4.1.	Fabrication du dispositif de test.....	158
II.4.2.	Mesures expérimentales et validation préliminaire du modèle.....	160
II.4.2.a.	Modes opératoires pour l'acquisition des mesures.....	160
II.4.2.b.	Résultats expérimentaux.....	161
II.5.	Conclusion partielle.....	163
II.6.	Appendice.....	164
III.	Etude de l'influence des chocs sur des structures encapsulées.....	165
III.1	Intérêt et approche.....	165
III.2	Modélisation analytique d'une structure encapsulée soumise à un choc.....	167
III.2.1	Détermination de la déflexion maximale induite par un choc.....	167

III.2.2	Détermination du domaine de rupture	169
III.2.2.a	Domaine des petites amplitudes de déflexion.....	169
III.2.2.b	Domaine des grandes amplitudes de déflexion	170
	<i>Détermination de la déflexion</i>	170
	<i>Vérification du modèle théorique</i>	173
III.2.2.c	Définition des domaines de petites et grandes déflexions	174
III.2.2.d	Détermination des conditions initiales: vitesse et accélération	174
III.2.3	Détermination du domaine de déformation plastique.....	176
III.2.4	Détermination du domaine de collage/impacts	177
III.2.4.a	Cas d'un choc sur le dessous du boîtier	177
III.2.4.b	Cas d'un choc sur le dessus du boîtier.....	179
III.3.	Analyses des simulations numériques.....	182
III.4.	Conclusion partielle.....	182
IV	Conception d'un système vibratoire adaptatif <i>in situ</i>	184
II.1	Introduction et principe	184
II.2	Conception	186
II.2.2	Topologie et aspects technologiques	186
II.2.3	Système d'asservissement de l'actionneur piézoélectrique	192
II.3	Perspectives.....	195
V.	Conclusion	197
VI.	Références Bibliographiques	198
	CONCLUSION GENERALE	203
	ANNEXE 1.....	207
	LISTING DU PROGRAMME IMPLEMENTE SOUS ANSYS™ POUR LA SIMULATION SANS ETAPE DE REMAILLAGE DE DEFORMATION DE STRUCTURES DE TYPE POUTRE ACTIONNEES ELECTROSTATIQUEMENT.	207
	ANNEXE 2.....	213
	DESCRIPTION DETAILLEE DU PROCEDE 'ACTIONNEURS PIEZOELECTRIQUES' ET 'BASSE TEMPERATURE' DE MICRO-USINAGE DE SURFACE.....	213
	ANNEXE 3.....	222
	LISTE DES PUBLICATIONS ET COMMUNICATIONS PARUES AU COURS DE LA THESE.....	222
	ANNEXE 4.....	224
	LISTE DES COLLABORATIONS ET STAGES ENTREPRIS AU COURS DE LA THESE.	224

INTRODUCTION GENERALE : CONTEXTE ET OBJECTIFS

Depuis une quinzaine d'années, les microsystemes sont employés dans des applications industrielles parmi lesquelles on peut citer les accéléromètres servant au déclenchement des coussins de sécurité gonflables, les gyroscopes, etc. Cette technologie consiste à miniaturiser des systèmes macrométriques à l'échelle du micromètre en se basant sur des techniques de fabrication issues de la microélectronique. La miniaturisation de système représente un gain au niveau de l'encombrement, du poids, de la fonctionnalité et de la consommation, mais surtout permet la production de masse de composants à faible coût.

La recherche dans ce domaine est fortement motivée par un marché en pleine croissance. De cette stimulation découlent de nombreux consortiums entre les laboratoires de recherche et le monde de l'industrie. Ces partenariats ont dès le début fait apparaître que l'étude de la fiabilité des microsystemes était indispensable, afin de rassurer d'une part le monde industriel sur les performances et la stabilité à long terme de ce nouveau type de composants électromécaniques, et de fournir d'autre part une évaluation précise de chaque système. L'étude de la fiabilité est de plus en plus importante dans le domaine des microsystemes et apparaissait comme originale en France au commencement du travail de recherche.

La fiabilité peut être définie comme « la probabilité qu'un système puisse assumer sa fonction dans un intervalle de temps spécifique sous des conditions établies ». La problématique de la fiabilité est de comprendre les mécanismes d'endommagement afin d'optimiser la conception, la fabrication et de définir des critères de fiabilité. Le but est de garantir un nombre minimum d'opérations pour chaque système.

Une des principales activités dans le domaine des microsystemes consiste à développer des micro-actionneurs. Leur réalisation implique des éléments du microsysteme en mouvement, donc de l'usure et de la fatigue mécanique. Cependant, si certains mécanismes d'endommagement sont connus, d'autres n'ont pas encore été associés à des causes précises, démontrées scientifiquement. Ainsi, les travaux concernant les phénomènes non-linéaires ('snap-through', chocs, etc.) restent rares.

Les principaux travaux concernant la fiabilité des microsystèmes proviennent en grande partie du Sandia Lab.¹. Leur technique d'étude consiste à cibler un mécanisme d'endommagement (stiction² (III.6.1), frottement), à le modéliser et à créer une structure de test pour le caractériser. Une autre approche est celle du JPL³ : une sélection d'une quarantaine de microsystèmes déjà commercialisés est soumise à des tests de fatigue dans des conditions extrêmes. Enfin, le laboratoire IMEC⁴ s'est intéressé à la fiabilité d'un composant microsystème : le commutateur radiofréquence. Mis à part ces trois pôles, des études isolées sur des sujets bien précis (contact métal-métal pour les commutateurs, propagation des fissures) sont menées par d'autres centres de recherche. Il apparaît que la majeure partie des publications sur le thème de la fiabilité provienne de laboratoires américains.

L'étude de la fiabilité peut être scindée en deux parties, qui sont la fiabilité du procédé de fabrication et la fiabilité du microdispositif complet. Pour chaque partie, un critère de fiabilité doit être défini. Le rendement de fabrication, déjà employé dans le domaine de la microélectronique et exprimé via des tests WLR⁵, permet de caractériser la fiabilité du procédé de fabrication. Au niveau de la fiabilité du microdispositif, on peut se conformer à une feuille de spécifications dépendant de la fonction à remplir, et incluant par exemple un nombre de cycles de fonctionnement minimum garanti. Dans le domaine des micro-actionneurs, il n'est pas possible de se baser sur les critères utilisés en microélectronique, qui sont le MTTF⁶ et le FIT⁷. En effet, les microsystèmes intègrent un paramètre supplémentaire : le mouvement. Ainsi, le MTTF et le FIT ne sont pas adaptés pour décrire les endommagements générés par les frottements ou la simple fatigue mécanique dus à l'actionnement.

Il apparaît clairement que l'étude de la rhéologie des matériaux et celle de la fiabilité des microdispositifs sont intimement liées. En effet, aucune étude de fiabilité des microdispositifs ne peut être menée sans que le procédé de fabrication soit stable et parfaitement maîtrisé : il n'est pas possible de caractériser une structure présentant à l'état originel de nombreux

¹ Sandia Lab. : Sandia National Laboratory. Laboratoire situé à Albuquerque (USA) et financé en grande partie par le ministère de la défense américain.

² Stiction : STatic frICTION ou frottement statique, synonyme de collage.

³ JPL : Jet Propulsion Laboratory, laboratoire travaillant principalement pour l'administration spatiale américaine.

⁴ IMEC : Interuniversity MicroElectronics Center, laboratoire situé à Leuven (Belgique) spécialisé dans la microélectronique et les nanotechnologies.

⁵ WLR : Wafer Level Reliability, correspond à de la caractérisation de structures de test se trouvant parmi d'autres systèmes sur un substrat. Ces tests permettent de déterminer les zones défailtantes à la fin d'un procédé de fabrication. Ils rendent compte du rendement de fabrication.

⁶ MTTF : Mean-Time-To-Failure, ou temps moyen menant à la défaillance.

⁷ FIT : Failure-In-Time ; 10 FITs est équivalent à 10^{-8} défaillances par heure.

défauts (fissures) ou de modéliser un mécanisme d'endommagement sans connaître les propriétés des matériaux utilisés (module d'Young, etc.).

Dans la première partie du manuscrit, les deux études ont donc été conjointement menées afin de fabriquer, actionner et caractériser des bancs de test *in situ* originaux, se présentant sous la forme d'éléments structurels élémentaires (poutres) qui peuvent être sollicités de différentes manières (torsion, flexion, traction). Les caractérisations ont été réalisées en régime dynamique afin de faire apparaître les mécanismes d'endommagement dus au phénomène de fatigue, hormis ceux dus aux erreurs de fabrication et au vieillissement des matériaux utilisés. De plus, l'influence des paramètres extérieurs (vibration, pression, etc.) a été étudiée. Parallèlement, l'élaboration de modèles rendant compte du comportement de ces éléments a été effectuée, ceci étant un objectif essentiel du travail de recherche.

La seconde partie met en avant les modes de défaillance induits par les phénomènes non-linéaires. Dans le cas d'un micro-usinage de surface, les microstructures présentent généralement une faible raideur dans la direction normale au plan du substrat ; les dispositifs sont alors fragilisés lorsque le système entier est soumis à des actions mécaniques extérieures (vibrations, chocs, etc.). Notre travail est axé sur la modélisation analytique de microstructures élémentaires présentant un phénomène non-linéaire. Ainsi, le phénomène de 'snap-through'⁸ a été modélisé en mode dynamique dans le cas d'une poutre initialement en flambement hors du plan. L'objectif affiché dans cette partie est de pouvoir prévoir le comportement d'une microstructure se déformant de manière non-linéaire en fonction des conditions environnementales (amortissement, etc.), dans le but de pouvoir modifier lors de la phase de conception les paramètres géométriques du système afin de limiter les mécanismes d'endommagement lors du fonctionnement.

Ce manuscrit est donc organisé en deux parties. La première est dédiée à l'étude du phénomène de fatigue dans le cadre de micro-actionneurs en régime dynamique et la seconde aux mécanismes d'endommagement dus aux phénomènes non-linéaires en régime dynamique. Par ailleurs, pour mener à bien ce travail de recherche, des avancées techniques et technologiques et scientifiques ont été faites ; elles seront décrites et une application directe sera présentée pour chacune d'elles.

⁸ Snap-through : Points d'instabilités mécaniques apparaissant en régime vibratoire.

1^{ERE} PARTIE : ETUDE DU PHENOMENE DE FATIGUE DANS LE CADRE DE MICRO-ACTIONNEURS EN REGIME DYNAMIQUE

Cette partie est dédiée à l'étude du phénomène de fatigue dans le cadre de micro-actionneurs en régime dynamique. Après une introduction décrivant les enjeux d'une telle étude et l'approche considérée, les différents types de micro-actionneurs spécifiquement conçus pour les tests de fatigue seront présentés ainsi que les résultats de simulation par éléments finis.

Dans un deuxième temps, nous expliquerons les notions de 'haute' et 'basse' température pour les procédés de fabrication via un micro-usinage de surface. La fabrication des microstructures réalisées via un procédé 'haute température' sera exposée. Les phases d'optimisation de la qualité des matériaux utilisés, d'optimisation des étapes de fabrication et la mise en place du procédé de fabrication multi-niveaux seront décrites. Un filtre pour des applications fluidiques et une micropince seront présentés en tant qu'applications directes de ces avancées technologiques. Puis, les étapes de fabrication de structures obtenues avec un procédé 'basse température' seront indiquées, de même que les perspectives qu'apporte une telle technologie. Enfin, un descriptif des traitements anti-stiction sera développé et commenté.

La troisième étape concerne la phase de caractérisation des structures de test. Le mode opératoire mis en place sera décrit, les moyens disponibles pour une caractérisation en régime statique et dynamique, le type de mesures qui ont été faites et les résultats expérimentaux obtenus. Il sera mis en avant l'influence des paramètres extérieurs.

Une analyse détaillée des mesures réalisées et des interprétations sera fournie. A partir de ces données, un modèle partiel du phénomène de fatigue en régime dynamique sera établi. De nouvelles voies d'étude seront proposées pour permettre de vérifier et compléter le modèle existant.

I. Introduction : Enjeux, Etat de l'art et Approche

Des microsystèmes qui captent les informations, agissent et communiquent, permettent de proposer un large spectre de solutions à faible coût dans des domaines spécialisés comme les télécommunications ou les biotechnologies, mais aussi dans des applications dites 'domestiques' ; les gyroscopes intégrés pour stabiliser les images des caméscopes en sont un exemple. Le plus grand défi pour accéder à une commercialisation réussie de cette nouvelle technologie consiste à démontrer que ces composants se révèlent

fiables [1, 2, 3]. Il est à noter que certains composants tel que le DMD^{TM9} ont montré que ce pari pouvait être gagné [4, 5].

Cette affirmation est justifiée par quatre constatations. Tout d'abord, la plupart des applications prometteuses des MEMS¹⁰ seront intégrées dans des systèmes critiques dont l'endommagement n'est pas acceptable [6, 7] ; la présence d'un microgyroscope dans un satellite en orbite en est une parfaite illustration. Ensuite, bien que certains microsystèmes aient déjà été commercialisés avec succès, il s'agit encore d'une technologie nouvelle avec tout ce que cela comprend : des mécanismes d'endommagement nouveaux ou encore peu compris [8, 9]. Troisièmement, il est difficile de prouver la fiabilité d'une technologie qui évolue très rapidement : les avancées des laboratoires de recherche sont aujourd'hui encore considérables [1]. Enfin, il apparaît que les spécifications imposées par les futurs utilisateurs en terme de stabilité à long terme sont de plus en plus sévères [10]. Ainsi, dans le cas d'un commutateur RF¹¹ MEMS, le nombre de cycles d'actionnement minimum exigé pour une utilisation en guerre électronique est passé de 10^9 à 10^{12} cycles entre le début et la fin de ce travail de recherche [11].

Ce défi commercial et technique doit être abordé comme pour les problèmes de fiabilité inhérents aux autres technologies, à travers l'application des principes basiques qui ont mené au succès des études de fiabilité dans d'autres disciplines, et plus particulièrement en microélectronique. Ces principes sont l'importance des statistiques [12, 13], la mise en place d'une technique permettant l'accélération des modes fondamentaux de défaillance [14], et la validation de modèles expérimentaux pour une prédiction des endommagements durant le fonctionnement [15, 16]. Par ailleurs, ces considérations permettent de déduire que des éprouvettes sont nécessaires pour les tests. L'approche choisie tiendra compte de l'ensemble des principes énumérés.

Dans l'étude de la fiabilité des microsystèmes et de la microélectronique, il apparaît deux parties : la fiabilité du procédé de fabrication et la fiabilité du système. Concernant les critères de fiabilité, en comparaison à la microélectronique, le rendement de fabrication est un critère bien adapté aux microsystèmes pour décrire la fiabilité du procédé de fabrication, mais le

⁹ DMDTM: Digital Micromirror Device ou DLP (Digital Light Processor), de Texas Instrument.

² MEMS: Micro Electro-Mechanical Systems, ou microsystèmes.

¹¹ RF : RadioFréquence

MTTF et le FIT ne peuvent servir de référence pour la fiabilité du dispositif. Pour les MEMS, le nombre moyen de cycle de fonctionnement menant à l'endommagement semble être le critère le plus approprié dans l'étude de la fiabilité du dispositif complet [17]; l'endommagement est un changement apparu dans les matériaux ou dans le système, modifiant les spécifications du dispositifs, voire le détruisant.

L'étude spécifique de la rhéologie des matériaux utilisés pour la réalisation des microsystèmes nécessite la mise en œuvre de méthodes expérimentales particulières aux films minces¹² telles que le gonflement de membrane [18], la microvibrométrie isotherme ou anisotherme [19], ainsi que l'utilisation de microscope à champ proche de type AFM¹³ en mode contact pour la mesure de flèche ou de force d'adhésion [20]. En plus de ces techniques, des tests *in situ* permettent la caractérisation des phénomènes de stiction liés aux forces de surface de type Van Der Waals ou à la capillarité lorsque le microsystème n'est pas encapsulé [21, 22, 23]. Les paramètres utiles à la modélisation phénoménologique des matériaux utilisés sont extraits de chacune de ces caractérisations.

Pour le microdispositif complet, encapsulé ou exposé à un environnement polluant, la stratégie de test dépendra du type de micro-actionneur, c'est-à-dire qu'un microsystème soumis à des impacts ne sera pas caractérisé de la même manière qu'un micro-accéléromètre. Pour le premier, on s'intéresse à la tribologie du contact [24], alors que pour le second, la fatigue mécanique est prépondérante [25]. En prévoyant un signal de sortie sur un microsystème vibrant, on peut étudier la dérive d'une fréquence de résonance à température constante, signe qu'un mécanisme d'endommagement est en formation au sein du matériau, ou bien faire varier la température en observant le même type de signal. Ce type d'étude peut être relié à la caractérisation élémentaire pratiquée sur une éprouvette, pouvant être décrite par une courbe reliant l'évolution d'un paramètre propre à l'éprouvette (rigidité, etc.) en fonction du nombre d'opérations et de la valeur des contraintes générées lors de l'actionnement [26].

L'ensemble de ces observations a permis de préciser le sujet de recherche. L'approche est la suivante : déterminer des modèles prédictifs des modes de défaillance au niveau structurel dus aux phénomènes de fatigue pour des microdispositifs mécaniques en régime dynamique, avec

¹² Les propriétés mécaniques d'un matériau ne sont pas forcément les mêmes à l'état de film mince (<5-10 μm) qu'à l'état volumique (>10 μm).

¹³ AFM : Atomic Force Microscope, ou microscope à force atomique.

pour critère le nombre de cycles de fonctionnement avant endommagement, et en association avec une étude du procédé de fabrication pour optimiser la qualité structurelle des éprouvettes et déterminer les propriétés des matériaux utilisés.

Concernant la conception des éprouvettes, plusieurs constatations peuvent être faites. Premièrement, dans l'industrie des MEMS, un des seuls paramètres constants est le choix des matériaux utilisés, plus particulièrement pour les matériaux structurels. Deuxièmement, la plupart des dispositifs MEMS sont la combinaison de parties structurelles élémentaires (poutre, membrane). Enfin, chaque déplacement génère une combinaison de sollicitations mécaniques élémentaires (torsion, traction, flexion). Ainsi, afin de quantifier le phénomène de fatigue, il semble intéressant d'analyser l'évolution des propriétés de la structure mécanique, qui est soumise aux contraintes dues aux mouvements élémentaires, et ce en fonction du nombre de cycles de fonctionnement. Par conséquent, les éprouvettes seront des structures élémentaires dont le matériau constitutif dépendra du mode d'usage choisi ; celles-ci seront soumises à des sollicitations élémentaires générées de manière *in situ* : ces éprouvettes épousent le concept de bancs de test *in situ* de traction, torsion et flexion avec un actionnement cyclique.

Le phénomène de fatigue a été étudiée dans le cas du silicium monocristallin: le premier travail sur la fatigue cyclique de MEMS en silicium a été fait par Connaly et Brown, montrant que le processus d'endommagement cyclique pouvait apparaître dans ce type de structures [27-28]. Dans le cas de matériaux fragiles à l'état de film mince comme le silicium polycristallin, les mécanismes d'endommagement sont différents en partie à cause d'une meilleure mobilité des dislocations à basse température, impliquant des observations plus manifestes des dégradations [27]. En l'occurrence, il est bien établi que le polysilicium subit des endommagements de fatigue sous ambiance atmosphérique [29-35], grâce aux travaux de Van Arsdell et Brown. Les expériences réalisées sont basées sur l'utilisation de structures résonantes de type 'comb drive' présentant un défaut initial et montrées en Figure (I-1) [29, 36-37]. De cette manière, il a été démontré que la présence d'eau dans l'air accélérât l'apparition de défaillances dans des structures en silicium monocristallin, et donc la génération de fissures lors d'un actionnement cyclique [38]. Ensuite, Muhlstein *et al.* [32-33, 39] et Allameh *et al.* [35] ont présenté des travaux successifs et significatifs sur l'influence de l'épaisseur de l'oxyde natif SiO₂ sur des structures en silicium avec des échantillons issus de

le technologie MUMPs^{TM14}. Plus récemment, des structures de type « comb drive » ont été soumises de manière cyclique à des états de compression et de tension, menant au résultat que la compression cyclique induit plus de dégradations sur les structures en silicium [30]. D'autres travaux ont été publiés sur les mécanismes de défaillance des microsystèmes. Les équipes de recherche du Sandia Lab. ont étudié la durée de vie de dispositifs en silicium polycristallin, en mettant l'accent sur l'influence des paramètres extérieurs [40-44] via la mise en place d'un système automatique de test de fiabilité dénommé SHiMMeR¹⁵ montré en Figure (I-2); les dispositifs testés étant issus de la filière de fabrication SUMMIT^{TM16} mise en place au Sandia Lab.

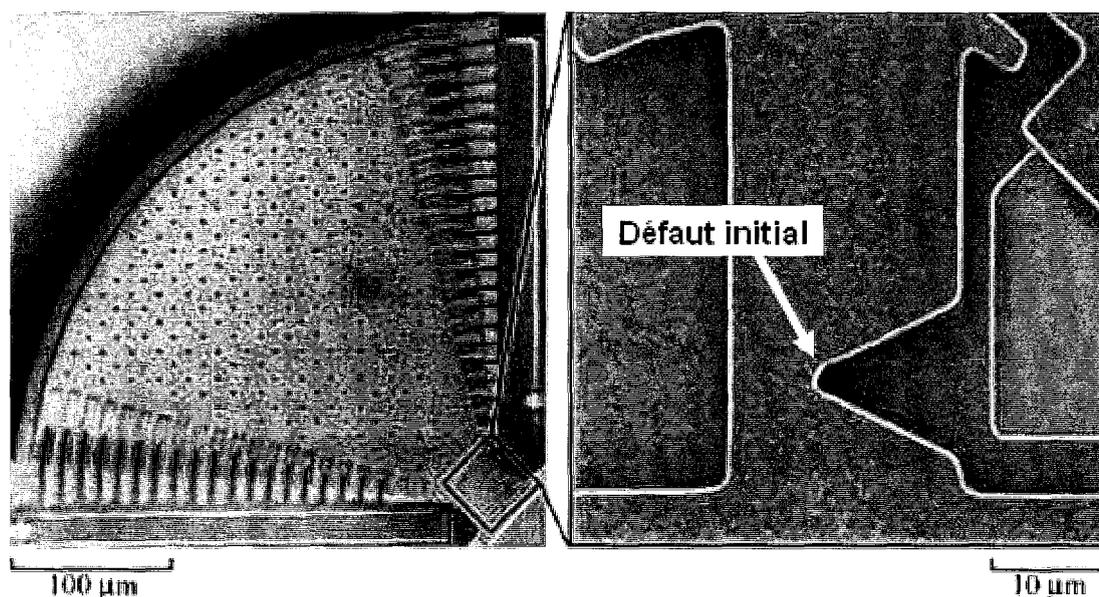


Figure I-1 . Structure de type « comb drive » en silicium polycristallin utilisée pour étudier la propagation d'une fissure à partir d'un défaut initial quand le système est soumis à un actionnement cyclique

¹⁴ MUMPsTM : Multi User MEMS Processes (MUMPs). Filière technologique de type industrielle qui permet d'obtenir des procédés avec deux niveaux structurels en polysilicium et un niveau en métal.

¹⁵ SHiMMeRTM : Sandia High-volume Micromachine Measurement of Reliability, Instrument conçu et fabriqué pour le test des MEMS, consistant en une chambre environnementale en plexiglas équipé de systèmes d'enregistrement optique permettant d'observer les mécanismes de défaillance de 256 structures actionnées en même temps.

¹⁶ SUMMITTM. Sandia Ultra-planar, Multi-level MEMS Technology, filière technologique développée au laboratoire Sandia, basée sur le micro-usinage de surface de silicium, avec la possibilité d'avoir jusqu'à 3 niveaux structurels grâce à l'utilisation d'étapes de planarisation. SUMMIT VTM permet 4 niveaux structurels.

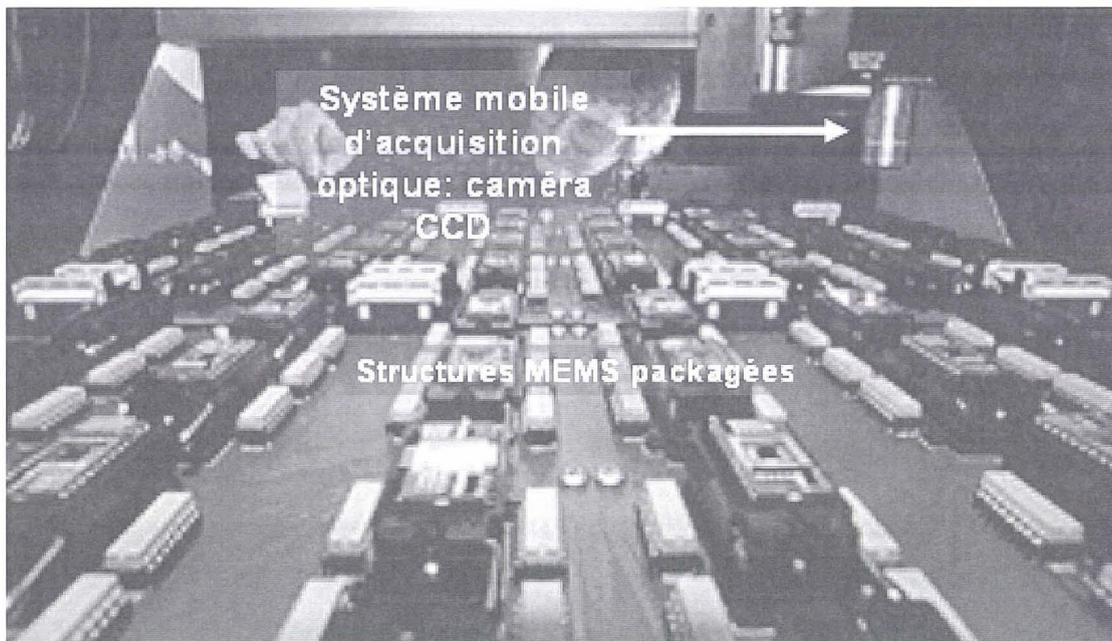


Figure I-2. *Chambre environnementale SHiMMeR permettant simultanément le test d'actionnement cyclique de 256 structures MEMS packagées, avec une observation optique des dégradations des systèmes via une caméra CCD¹⁷ mobile.*

Le but du travail présenté est d'apporter plus d'informations sur les mécanismes d'endommagement qui apparaissent naturellement lorsqu'une sollicitation élémentaire est appliquée de manière cyclique à une structure élémentaire, en tenant compte de l'influence des paramètres extérieurs. Le phénomène de fatigue induit des modifications du matériau sollicité, celles-ci ont été quantifiées et modélisées dans le cadre du micro-usinage de surface. Pour ceci, des éprouvettes en polysilicium et en or ont ainsi été conçues à partir des structures M-test développées par Senturia [13, 45] et des principes de la caractérisation *in situ* de Najafi [46-47], fabriquées, actionnées et caractérisées ; par la suite, les phénomènes observés ont été interprétés pour accéder à une meilleure compréhension des modes de défaillance.

¹⁷ Caméra CCD : (CCD Charge Coupled Device). Caméra de haute résolution permettant la numérisation automatique des observations sur ordinateur.

II. Principe des bancs de test *in situ*

II.1 Conception des bancs de test *in situ*

Plusieurs paramètres sont à prendre en compte pour la conception des bancs de test *in situ* ; certains de ces points ont été abordés en introduction (I.) et sont développés dans cette partie. Tout d'abord, quelles que soient les avancées technologiques, le choix des matériaux utilisés pour les niveaux structurels reste limité¹⁸. Le silicium polycristallin et l'or étant actuellement les deux matériaux les plus couramment utilisés dans les dispositifs issus des fonderies industrielles (SUMMITTM, MUMPsTM, RaytheonTM¹⁹), les éprouvettes seront fabriqués avec ces deux matériaux. Deuxièmement, le micro-usinage de surface (III.1) est le procédé de fabrication le plus employé dans le domaine industriel car il est basé sur les acquis de la microélectronique et les coûts de production associés à cette technologie sont faibles ; pour cette raison, ce type de procédé de fabrication sera utilisé. Troisièmement, les éprouvettes permettront de tester des structures élémentaires, et plus particulièrement des poutres. Enfin, comme il a été expliqué précédemment (I.), chaque déplacement peut être décrit comme la résultante de sollicitations mécaniques élémentaires ; pour cette raison, il paraît intéressant d'analyser dans un souci de quantification du mécanismes d'endommagement l'évolution des propriétés mécaniques (raideur, etc.) de structures qui sont soumises à des contraintes dues à des sollicitations simples, et ceci en fonction du nombre de cycles de fonctionnement. De plus, les propriétés des matériaux (module d'Young, etc.) peuvent être déduites des essais de traction, torsion et flexion. Ainsi, les bancs de test *in situ* conçus combineront plusieurs fonctions : banc de caractérisation et banc de fatigue. Grâce à ce type de composants, nous pouvons caractériser le matériau tous les n cycles sans avoir à manipuler l'échantillon. Par ailleurs, les forces électrostatiques sont le principal mode d'actionnement exploité dans le domaine des microsystèmes : elles seront utilisées pour actionner les bancs de test.

Le micro-usinage de surface présente l'inconvénient d'offrir peu d'amplitude de déplacement dans la direction normale au plan ; si une technique d'auto-assemblage tridimensionnel n'est pas utilisée, le maximum d'amplitude de déplacement équivaut à l'épaisseur de la couche

¹⁸ Polysilicium, or, aluminium, silicium monocristallin, polymères, etc.

¹⁹ RaytheonTM : Compagnie américaine spécialisée dans la commercialisation à grande échelle de technologies initialement élaborées pour le domaine militaire. Dans le domaine des microsystèmes, cette compagnie a développé des commutateurs RF et plus récemment des filtres RF.

sacrificielle (typiquement 2 μm). Pour les sollicitations en torsion, deux niveaux structurels seront donc nécessaires afin de parvenir à une amplitude maximale de 4 μm : le premier niveau structurel fera office de pilier et le second formera la structure de test.

Pour pouvoir examiner les effets des contraintes, différents types de structures peuvent être conçus. Par exemple, dans le cas d'un test en torsion, la sollicitation pourra être appliquée aux extrémités de la poutre ou au milieu de la poutre, permettant ainsi d'appliquer différents niveaux de contraintes sur une même structure élémentaire pour un même type de sollicitation. Par ailleurs, certaines structures seront conçues avec le but de pouvoir réaliser soit un test de torsion, soit un test de flexion, afin de comparer les effets de chaque sollicitation sur une même structure.

Enfin, des peignes interdigités pourront être utilisés comme capteurs afin de détecter les mouvements et les fréquences d'actionnement durant les essais. A partir des observations précédentes, des éprouvettes ont été conçues et simulées par éléments finis.

II.2 Descriptif des structures de test

II.2.1 Présentation des structures et simulations électromécaniques

Cette partie présente les bancs de test *in situ* conçus pour étudier le phénomène de fatigue des microsystèmes. Pour chacun d'entre eux, le fonctionnement et le principe d'actionnement sont expliqués. Par ailleurs, des simulations électromécaniques ont été réalisées via une analyse par éléments finis ; le logiciel CoventorwareTM a été utilisé pour mener à bien ces simulations. Les analyses numériques permettent d'obtenir les valeurs théoriques de la tension d'effondrement (tension de pull-in²⁰) des structures, de la fréquence de résonance et les contraintes induites en configuration de pull-in. Quatre hypothèses sont faites : les contraintes résiduelles sont considérées négligeables dans les structures libérées même si c'est rarement le cas dans des structures microponts -on s'intéresse principalement à la déformation de la structure- , le module d'Young du polysilicium est de 200 GPa -bibliographie donnant des valeurs entre 170 GPa et 220 GPa- et celui de l'or est de 91,5 GPa (IV.1.3.b), le coefficient de Poisson des matériaux est 0,22, et toutes les structures respectent

²⁰ Tension de pull-in : Potentiel appliqué entre une structure et une électrode qui induit des forces électrostatiques causant l'effondrement de la structure sur l'électrode, les forces de rappel élastiques de la structure n'étant plus suffisantes pour compenser ces forces électrostatiques.

les hypothèses de Bernoulli-Euler (longueur des poutres bien supérieure à l'épaisseur et à la largeur), permettant de négliger les contraintes de cisaillement aux encastremets et de supposer une contrainte en tension purement uniaxiale le long de la poutre [13]. L'élément de maillage utilisé pour obtenir la convergence du calcul est la brique 3D 'Manhattan' proposée par CoventorwareTM (8 nœuds), la longueur de l'élément (x) est $10\ \mu\text{m}$, la largeur (y) est w et l'épaisseur (z) est $\frac{e}{2}$; w est la largeur de la poutre et e son épaisseur. Enfin, ces simulations permettent de vérifier si la sollicitation générée par l'actionnement correspond à celle initialement prévue. *Les valeurs numériques présentées (résultats de simulation) sont celles obtenues dans le cas de structure en polysilicium avec une épaisseur de $2\ \mu\text{m}$.*

Type de structure : ***Poutre bi-encastree avec une électrode enterrée pour un actionnement électrostatique (Figure I-3).***

Sollicitation prévue : Flexion dans la direction normale au plan.

Sollicitation obtenue : Flexion dans la direction normale au plan (Figure I-3).

Couche sacrificielle : $2\ \mu\text{m}$.

Longueur : 200 à $500\ \mu\text{m}$ par pas de $50\ \mu\text{m}$.

Largeur : $50\ \mu\text{m}$.

Épaisseur : Dépend du matériau.

Actionnement : Electrostatique.

Résonance : Tableau I-1.

Tension de pull-in: Tableau I-2.

Contraintes: Tableau I-3.

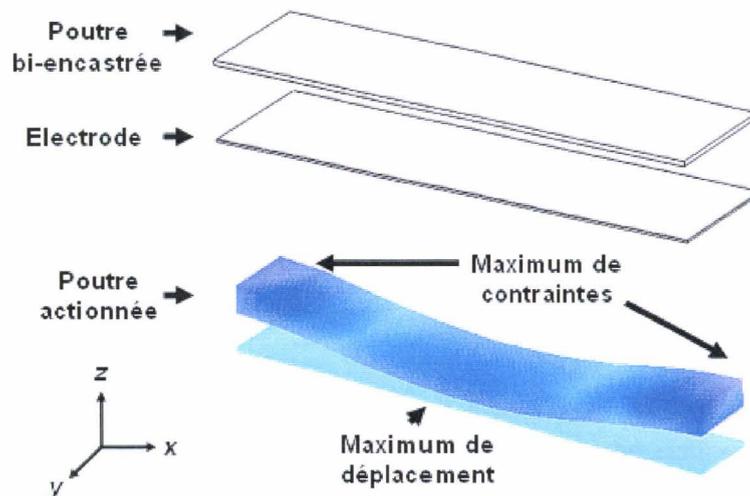


Figure I-3. Configuration de la structure de test consistant en une poutre mobile bi-encastree et une électrode enterrée ; présentation de la déformée de la poutre en configuration de pull-in avec localisation des zones les plus contraintes.

Longueur de la structure (μm)	Fréquence de résonance (kHz)
200	477,436
250	305,559
300	212,193
350	155,897
400	119,359
450	94,309
500	76,389

Tableau I-1. Résultats de simulation par éléments finis de la fréquence de résonance de poutres bi-encastrées en polysilicium. Le module d'Young considéré est 200 GPa, le coefficient de Poisson est 0,22, la largeur est 50 μm et l'épaisseur est 2 μm .

Longueur de la structure (μm)	Valeur simulée de la tension de pull-in (V)
200	145,0
250	93,3
300	64,8
350	47,6
400	36,4
450	28,8
500	23,3

Tableau I-2. Résultats de simulation par éléments finis de la tension d'effondrement (tension de pull-in) de poutres bi-encastrées en polysilicium. Le module d'Young considéré est de 200 GPa, le coefficient de Poisson est 0,22, la largeur est 50 μm et l'épaisseur est 2 μm , l'espacement poutre mobile/électrode est 2,35 μm .

Longueur de la structure (μm)	Valeur des contraintes (MPa)
200	250
250	131,9
300	82,3
350	67,1
400	52,8
450	42,6
500	29,3

Tableau I-3. Résultats de simulation par éléments finis du niveau maximum de contraintes généré dans des poutres bi-encastrées en polysilicium en configuration de pull-in. Le module d'Young considéré est de 200 GPa, le coefficient de Poisson est 0,22, la largeur est 50 μm et l'épaisseur est 2 μm , l'espacement poutre mobile/électrode est 2,35 μm et l'espacement poutre mobile/ substrat est 2 μm .

La valeur de la tension de pull-in V_{PI} pour des structures de type poutre bi-encastrée est définie [13] et est donnée en (1).

$$V_{PI} = \frac{4\sqrt{2}}{27L^2} \sqrt{\frac{432.E.h^3.e^3}{\epsilon_0}} \quad (1)$$

E est le module d'Young du matériau, ϵ_0 est la permittivité du vide ($\epsilon_0 = 8,854.10^{-6} \text{ F/m}$), h est la distance poutre/électrode égale à 2,35 μm dans les simulations (2 μm de vide et 0,35 μm de matériau diélectrique recouvrant l'électrode enterrée), e est l'épaisseur de la poutre et L est la longueur de la poutre bi-encastrée. Une comparaison entre les valeurs issues des simulations par éléments finis et les valeurs calculées analytiquement est réalisée et reportée dans le tableau (I-4). L'erreur moyenne et constante d'environ 11,8 % peut être expliquée par la qualité du maillage utilisé lors des simulations.

Longueur	Simulations par éléments finis	Théorie	Erreur (%)
200	145,0	130,2	11,36
250	93,3	83,4	11,87
300	64,8	57,9	11,91
350	47,6	42,5	12
400	36,4	32,6	11,65
450	28,8	25,7	12,06
500	23,3	20,8	12,01

Tableau I-4. Comparaison de la valeur de tension de pull-in pour des poutres bi-encastrées, obtenue dans le cadre de simulations par éléments finis ou par méthode analytique. Le module d'Young considéré est de 200 GPa, le coefficient de Poisson est 0,22, la largeur est 50 μm et l'épaisseur est 2 μm , l'espacement poutre mobile/électrode est 2,35 μm .

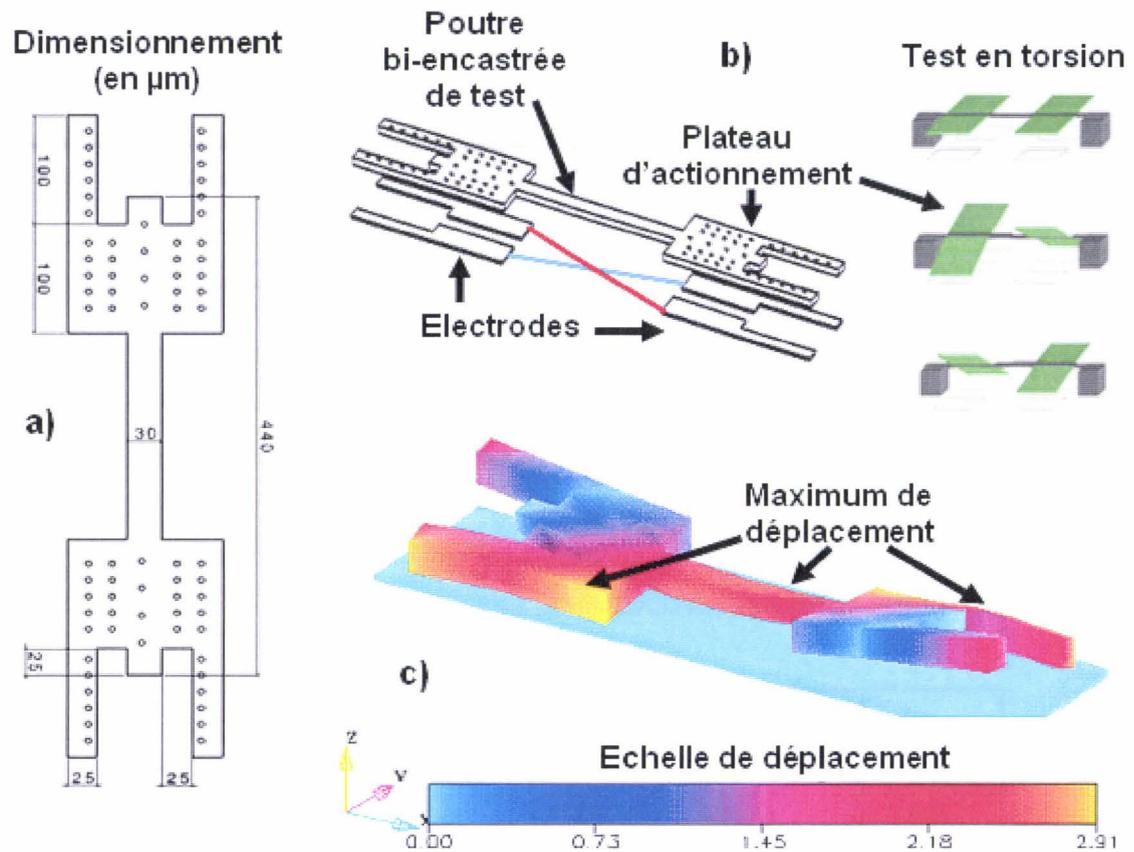


Figure I-4 : Poutre bi-encastree avec des plateaux d'actionnement aux extrémités pour un test de torsion. a) Dimensionnement de la structure de test ; b) Topologie du système de test avec la connexion des électrodes polarisées simultanément et le schéma de principe du test de torsion ; c) Simulation par éléments finis de la structure avec observation d'une sollicitation en torsion couplée à de la flexion.

Type de structure : ***Poutre bi-encastree avec des plateaux d'actionnement aux extrémités (Figure I-4).***

Sollicitation prévue : Torsion autour de l'axe neutre de la poutre.

Sollicitation obtenue : Sollicitation multiaxiale, torsion autour de l'axe neutre de la poutre et flexion au milieu de la poutre dans la direction normale au plan (Figure I-4).

Couche sacrificielle : 4 μm , mais uniquement 3 μm de déplacement en raison des bushings²¹.

Longueur : 440 μm .

Largeur : 30 μm .

Epaisseur : Dépend du matériau.

Actionnement : Electrostatique.

Résonance : 69600 Hz.

Tension de pull-in : 260V

Contraintes induites : 865 MPa (Von Mises)

²¹ Bushing : Gravure partielle de la couche sacrificielle pour la formation de tranchées. Il apparaît ainsi des nervures dans le niveau structurel permettant de rigidifier mécaniquement les structures en épaisseur.

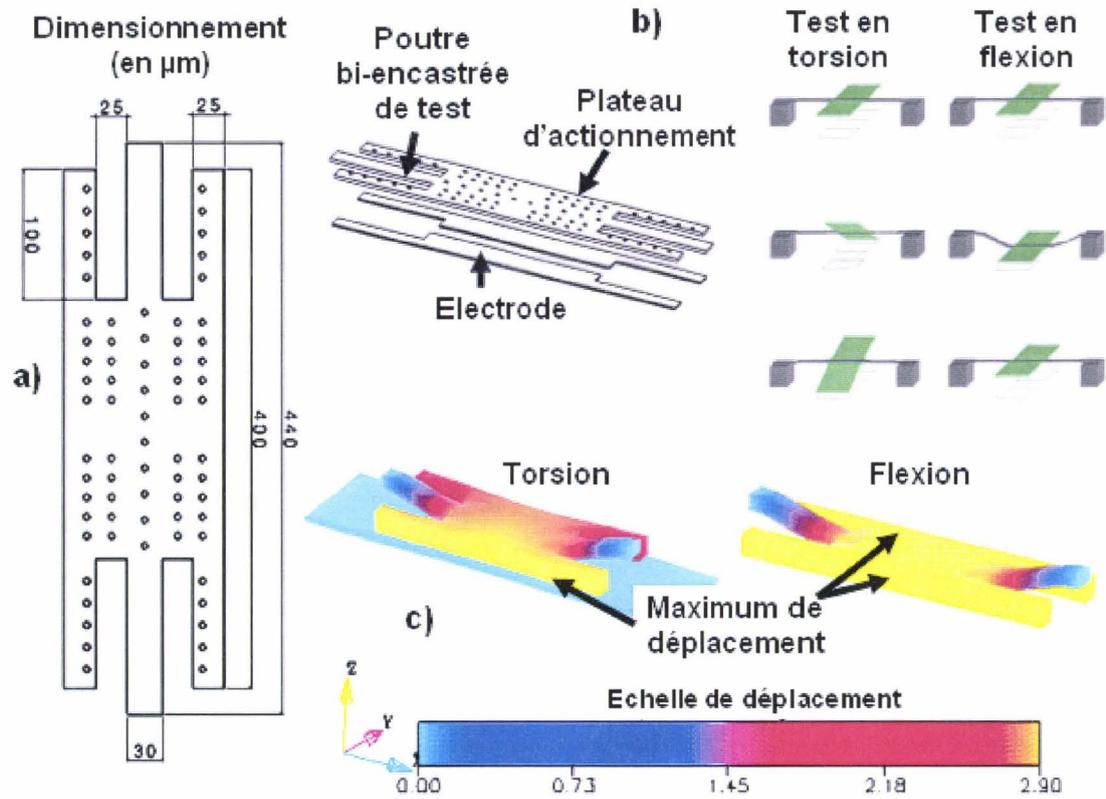


Figure I-5 : Poutre bi-encastree avec des plateaux d'actionnement au milieu pour un test de torsion ou en flexion. a) Dimensionnement de la structure de test ; b) Topologie du système de test les électrodes de polarisation et le schéma de principe du test de torsion ou de flexion ; c) Simulation par éléments finis de la structure avec observation d'une sollicitation en torsion couplée à de la flexion et d'une pure sollicitation en flexion.

Type de structure : **Poutre bi-encastree avec un plateau d'actionnement au milieu (Figure I-5).**

Sollicitation prévue : Double configuration :- Torsion autour de l'axe neutre de la poutre.
- Flexion dans la direction normale au plan.

Sollicitation obtenue :- Sollicitation multiaxiale en configuration torsion : torsion autour de l'axe neutre et flexion dans la direction normale au plan au milieu de la poutre (Figure I-5).
- Flexion dans la direction normale au plan en configuration flexion.

Couche sacrificielle : 4 μm , mais uniquement 3 μm de déplacement en raison des bushings.

Longueur : 440 μm .

Largeur : 30 μm .

Epaisseur : Dépend du matériau.

Actionnement : Electrostatique.

Résonance : 44517 KHz.

Tension de pull-in : Torsion/110V ; Flexion/160V

Contraintes induites : Torsion/191 MPa ; Flexion /216 MPa (Von Mises)

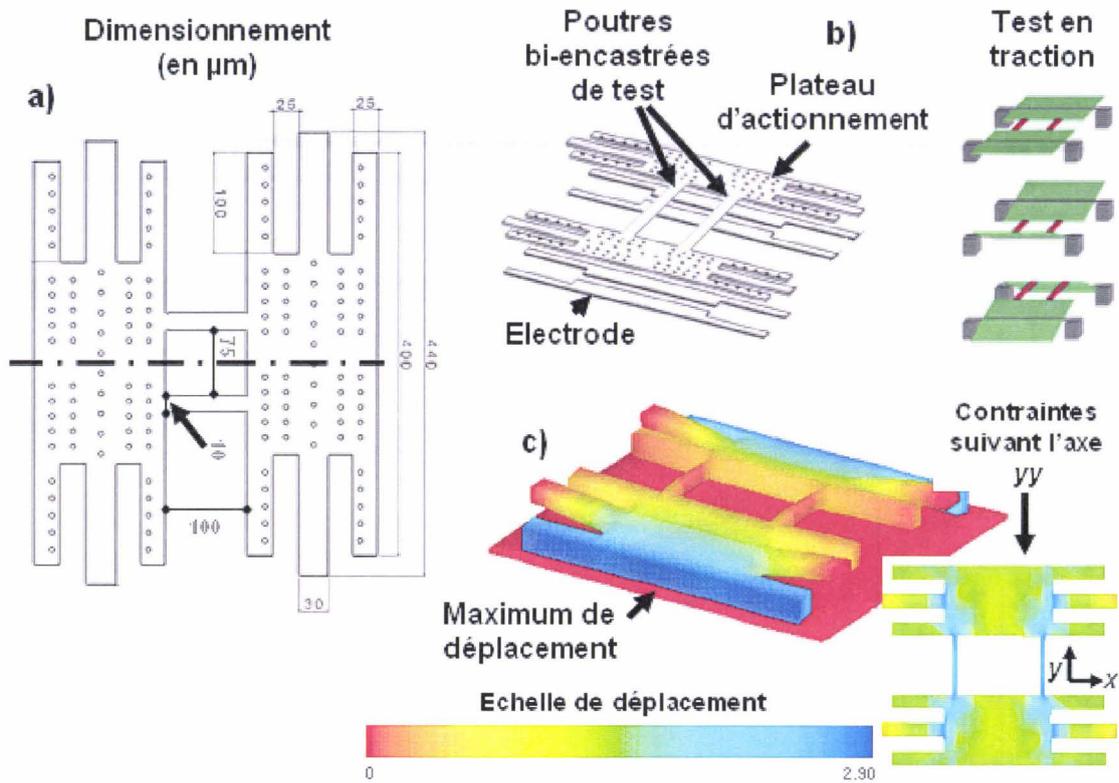


Figure I-6 : Poutres ‘bi-encastree’ liee à deux systèmes sollicités en torsion pour un test en traction. a) Dimensionnement de la structure de test ; b) Topologie du système de test les électrodes de polarisation et le schéma de principe du test de traction ; c) Simulation par éléments finis de la structure avec observation des déplacements et apparition des contraintes le long des poutres sollicités en traction.

Type de structure : **Poutres ‘bi-encastree’ liee à deux systèmes sollicités en torsion.**

Sollicitation prévue : Traction dans le plan du substrat (Figure I-6).

Sollicitation obtenue : Traction dans le plan du substrat avec une très légère flexion dans la direction normale au substrat.

Couche sacrificielle : 4 μm , mais uniquement 3 μm de déplacement en raison des bushings.

Longueur : 100 μm .

Largeur : 10 μm .

Epaisseur : Dépend de la nature du matériau.

Actionnement : Mécanique.

Résonance : Non simulée.

Tension de pull-in : Actionnement mécanique.

Contraintes induites : 32,6 MPa.

Type de structure : ***Poutre encastrée-libre.***
Sollicitation prévue : Aucune, l'objectif étant l'étude du phénomène de stiction.
Sollicitation obtenue : Aucune.
Couche sacrificielle : 2 μm .
Longueur variable : 10 μm
Largeur : De 50 μm à 1 mm par pas de 20 μm
Epaisseur : Dépend de la nature du matériau.
Actionnement : Mécanique.
Résonance : Non simulées.
Tension de pull-in : Non simulées.
Contraintes induites : Non simulées.

Les simulations électromécaniques ont mis en avant l'aspect multiaxial des sollicitations mécaniques. En effet, hormis la sollicitation en flexion, les sollicitations élémentaires ne peuvent pas être appliquées indépendamment à des structures élémentaires en raison des choix technologiques qui ont été faits (micro-usinage de surface, actionnement électrostatique, etc.) ; il apparaît que les sollicitations en torsion ou en traction génèrent une sollicitation en flexion des structures élémentaires testées. Cet aspect sera à prendre en compte lors de l'analyse des résultats de caractérisation afin de ne négliger aucune des composantes du mouvement pour comprendre au mieux les mécanismes d'endommagement, et plus particulièrement lors de la comparaison de l'influence de chaque sollicitation sur le phénomène de fatigue en régime dynamique.

II.2.2 Comparaison des résultats de simulations faites à l'aide de CoventorwareTM et ANSYSTM

In fine, un des principaux objectifs de l'étude des mécanismes d'endommagement des microdispositifs mécaniques sera de créer un modèle permettant de prévoir les modifications observées lors de l'expérimentation, ce modèle apparaissant sous la forme d'un module intégré dans un simulateur à éléments finis [16]. L'objectif final serait de proposer un outil permettant de simuler un dispositif complet et de déterminer d'une part quelle sera l'évolution de ses paramètres propres (rigidité, etc.) en régime dynamique après n cycles d'actionnement, et d'autre part quels mécanismes d'endommagement pourront apparaître. CoventorwareTM est un simulateur à éléments finis conçu spécifiquement pour les microsystèmes afin de conforter l'étape de conception d'un système électromécanique. Pour la suite, *i.e.* la création d'un module intégré dans un simulateur à éléments finis, le choix du logiciel de simulation s'est porté sur le simulateur ANSYSTM car de nouveaux modules peuvent être facilement

implémentés. Une des premières étapes de ce projet à long terme est d'accorder les résultats de simulations sur les deux logiciels, et plus particulièrement, cette partie de l'étude tend à corroborer les résultats de simulations sur les deux logiciels lorsqu'il n'y a pas d'étape de remaillage de la structure entreprise entre deux pas de calcul successifs.

La comparaison entre les simulateurs ANSYSTM et CoventorwareTM sera faite sur des structures simples de type poutre encastree-libre et bi-encastree d'une épaisseur de 2 μm , d'une largeur de 50 μm , de longueur variable (200 à 500 μm par intervalle de 50 μm) et avec un espace initial structure/électrode égal à 2 μm ; le matériau choisi est du silicium polycristallin ayant un module d'Young de 200 GPa et un coefficient de poisson de 0,22. Ainsi, dans le cadre d'un actionnement électrostatique, *i.e.* une électrode est placée sous la structure mécanique afin d'appliquer un potentiel entre la structure polarisée et l'électrode, l'objectif de cette partie de l'étude est de comparer les déplacements des structures obtenus pour différents potentiels avec les simulateur ANSYSTM et CoventorwareTM.

La première phase consiste à modéliser chacune des structures à l'aide du code de calcul en éléments finis CoventorwareTM, en ne prenant pas compte du remaillage entre deux étapes de calcul, contrairement à ce qui a été fait dans le cas des structures simulées précédemment (II.2.1). Le principe de CoventorwareTM est de générer intuitivement un modèle tridimensionnel de la structure à simuler en se basant sur la génération de masques ('layouts') et la description du procédé de fabrication. Les étapes suivantes de la conception sont communes à tous les logiciels de simulation par éléments finis, il s'agit de la visualisation du volume, du maillage de celui-ci et de la résolution des différentes équations permettant de modéliser les comportements électrostatiques, mécaniques, fréquentiels, et thermiques des microdispositifs.

La démarche de modélisation est la suivante:

- *Edition du jeu de masques :*

Définition du jeu de masques structure et électrodes.

- *Edition du procédé de fabrication :*

Définition des dépôts (matériau, type de dépôt) et des gravures (profondeur, masque correspondant, etc.).

- *Maillage :*

Détermination de l'élément de maille (élément de type Brique 3D 'Manhattan' -8 nœuds-) et de sa dimension.

- *Sélection des surfaces d'application :*

Les conditions initiales seront imposées sur les surfaces définies.

- *Solveur MEMCAP :*

Partie du solveur dédiée au calcul électrostatique. Application du chargement électrostatique (potentiel, etc.).

- *Solveur MEMMECH :*

Partie du solveur dédiée au calcul structurel. Application des conditions aux limites (encastrement, etc.).

- *Routine Cosolve et lancement de la simulation:*

Solveur intégrant le couplage électromécanique, et prenant donc en compte les solveurs MEMCAP et MEMMECH.

Pour comparer les deux logiciels de calcul, un programme est implémenté sur ANSYSTM. L'implémentation du programme a été réalisée lors d'une coopération EUDIL²²/IEMN courant 2003 dans le cadre des stages ingénieurs de Jérôme Robert et Mickael Rodrigues sous la direction de Moussa Naït Abdelaziz, Lionel Buchillot et Olivier Millet [48]. Le programme se caractérise par un découplage entre la résolution électrostatique et le calcul mécanique, les deux opérations étant effectuées l'une après l'autre. Les premières opérations de simulation concernent la modélisation et le maillage de la structure.

- *Modélisation :*

Intégration des paramètres géométriques de la structure, des électrodes mais aussi de l'espace entre ces derniers pour représenter le vide.

- *Maillage :*

Eléments de type PLANE 82 (2D) ou SOLID 92 (3D) pour le niveau structurel, et de type PLANE 121 (2D) ou SOLID 123 (3D) pour le vide. Les électrodes ne sont pas maillées (Figure I-7).

²² EUDIL : Ecole Universitaire d'Ingénieur de Lille. Avenue Paul Langevin. Cité scientifique. 59650 Villeneuve d'Ascq. France.

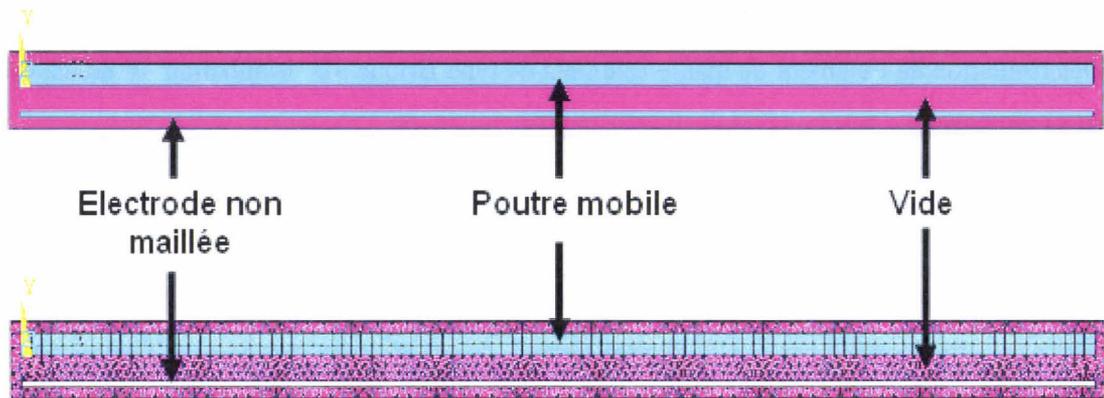


Figure I-7. Modélisation et maillage sur deux dimensions dans le cas des poutres bi-encastées et encastée-libre.

Ensuite, les principales étapes de simulation du programme sont le calcul électrostatique et la récupération des forces électrostatiques résultantes, l'application de ces forces sur la structure et le calcul structural afin d'obtenir les déplacements générés par le potentiel. L'algorithme de calcul est fourni en annexe. Hormis le découplage de la résolution électrostatique et du calcul mécanique, une des principales caractéristiques du programme implémenté réside dans le fait qu'aucun remaillage de la structure n'est opéré entre deux déformations successives dans le programme implémenté: les forces électrostatiques sont à chaque fois appliquées à la structure non déformée.

Le programme implémenté est utilisé pour simuler les structures encastée-libre et bi-encastées et l'évolution des déplacements en fonction du potentiel électrode/structure est relevée. Les résultats sont répertoriés dans la figure (I-8).

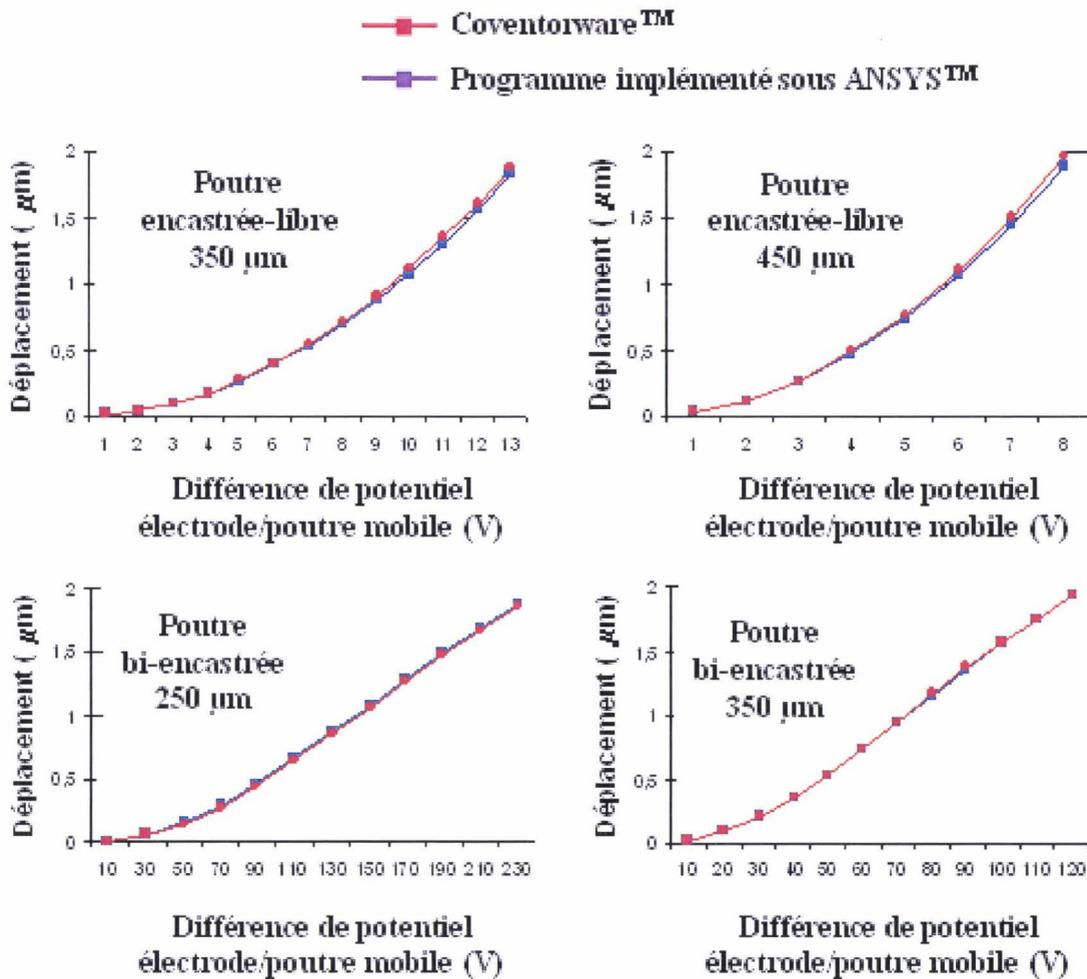


Figure I-8. Comparaison entre les résultats de simulations par éléments finis issus de Coventorware™ et du programme implémenté sous ANSYS™, sans prise en compte de phase de remaillage entre les étapes de calcul successives.

Il apparaît que les résultats obtenus par le programme implémenté sous ANSYS™ et par le biais de Coventorware™ coïncident. Ainsi, les deux logiciels sont dorénavant accordés dans le cas où le remaillage de la structure n'est pas pris en compte. Cette partie de l'étude permet de comprendre partiellement le fonctionnement du logiciel Coventorware™ dont le code de calcul n'est pas accessible. Par ailleurs, pour ce qui est de la détermination des fréquences de résonance, les simulations sur ANSYS™ et Coventorware™ mènent aux mêmes résultats.

II.3 Conclusion partielle

Cette partie de l'étude a donné les lignes directrices dans la conception de structures de test pour l'étude du phénomène de fatigue dans le cas de microsystèmes en régime dynamique. Ces structures ont été conçues et une étude préliminaire consistant en une analyse par éléments finis via l'utilisation du logiciel CoventorwareTM a permis d'avoir une approximation des propriétés des structures (tension de pull-in, fréquence de résonance) et de connaître quel serait leur réel comportement lors de l'actionnement. Enfin, dans le cadre d'un projet à plus long terme, les résultats de simulations sur les logiciels CoventorwareTM et ANSYSTM ont été confrontés et accordés avec l'objectif de pouvoir implémenter par la suite une routine permettant de simuler le phénomène de fatigue dans le cadre des microsystèmes. Ces travaux mènent à plusieurs conclusions.

D'un point de vue technologique, le fait d'utiliser des structures en or et en polysilicium pour les niveaux structurels nécessitera la mise au point de procédés de fabrication. En effet, le procédé de fabrication basé sur l'utilisation d'or en niveau structurel et de polymère en tant que couche sacrificielle n'est, à ce point de l'étude, pas totalement maîtrisé et demandera une phase de développement. De même pour le procédé multi-niveaux structurels, le procédé sera à développer quelle que soit la technologie utilisée.

Les simulations via l'utilisation des éléments finis ont non seulement permis de déterminer des propriétés relatives aux bancs de test *in situ* (approximations des tensions de pull-in, de la fréquence de résonance, etc.), mais aussi de pouvoir apprécier le comportement en régime dynamique. Il apparaît que hormis la sollicitation en flexion, les sollicitations élémentaires ne peuvent être appliquées indépendamment ; en effet, dans le cas des bancs de test *in situ* conçus pour les essais de traction et de torsion, les simulations font état d'une sollicitation multi-axiale qui se présente sous la forme d'une combinaison de la sollicitation voulue et de flexion. L'explication de ce phénomène réside dans la faible distance (épaisseur de la couche sacrificielle) entre les électrodes et les structures libérées totalement dopées, synonyme de couplage électrostatique avec des parties du dispositif ne devant pas être actionnées. Par ailleurs, les résultats de simulation devront être affinés lorsque le module d'Young des matériaux utilisés sera mesuré expérimentalement, afin de déterminer les fréquences de résonance et les tensions de pull-in des structures de test.

Enfin, un premier pas a été marqué dans la mise en place d'une routine sous ANSYSTM servant à la prédiction des mécanismes de défaillance dans les microsystemes. En effet, les résultats de simulations issus des logiciels CoventorwareTM et ANSYSTM ont été comparés avec succès sur la détermination de la déformée d'une poutre mobile (encastree-libre et bi-encastree) soumise à des forces électrostatiques créées entre cette dernière et une électrode enterrée. Ce résultat est toutefois restreint car le remaillage des structures entre deux incréments de calcul n'a pas été considéré. De nombreuses avancées restent à faire dans l'élaboration d'un programme complétant la Conception Assistée par Ordinateur de microsystemes performants et fiables.

L'étape suivante consiste à mettre en place les procédés technologiques afin d'obtenir les bancs de test *in situ* conçus et simulés dans cette partie.

III. Procédé de micro-usinage de surface

III.1 Micro-usinage de surface : procédés 'haute température' et 'basse température'

Dans le domaine de la microélectronique et des microsystèmes, beaucoup de procédés de microfabrication sont basés sur la technologie planaire ; il s'agit de l'élaboration de composants microélectroniques et de systèmes MEMS sur (ou dans) des substrats initialement plats. Pratiquement, deux types d'usinage sont identifiés : le *micro-usinage de volume* où des étapes du procédé consistent en une gravure profonde dans le substrat [49], et le *micro-usinage de surface* qui se caractérise par la suppression d'une couche sacrificielle se trouvant en dessous de structures à l'état de film mince, libérant ainsi les structures d'un point de vue mécanique (niveau structurel) [50]. D'autres approches ont été explorées pour répondre à certains problèmes (augmentation de l'amplitude d'un mouvement dans une direction hors plan, etc.) ; ainsi, le LIGA²³ [51] et la stéréolithographie [52] sont des technologies dédiées à la fabrication de structures tridimensionnelles. Dans la technologie LIGA, il est possible par électroformage de fabriquer en masse des microstructures à grand rapport d'aspect, tandis que pour la stéréolithographie, l'avantage est de réaliser des microdispositifs à partir de plastiques qui sont usinés dans les trois dimensions. Actuellement, le micro-usinage de surface est plus répandu en raison de son efficacité en terme de coût pour la production de masse, mais aussi parce qu'il peut s'appuyer sur les procédés technologiques 'sur tranche' développés dans le domaine de la microélectronique²⁴.

Dans le domaine des microtechnologies, les différents types de substrats utilisés sont les tranches de silicium monocristallin, de quartz monocristallin, de verre, de quartz à l'état amorphe et d'arséniure de gallium. Le choix du substrat dépend de la finalité du microdispositif : verre pour les biotechnologie, arséniure de gallium pour les applications hyperfréquences, etc. Or, ces matériaux ne sont pas toujours compatibles avec l'ensemble des procédés technologiques disponibles, et ce en raison des contraintes en température imposées lors du dépôt des films minces formant les niveaux structurels et les couches sacrificielles dans le cadre du micro-usinage de surface. Par exemple, l'arséniure de gallium ne peut

²³ LIGA : Lithographie Galvanoformung Abformung : Technique de formage de structure basée sur la réalisation d'un moule de nickel à partir d'une résine épaisse.

²⁴ A noter que ces procédés technologiques ont nécessités d'énormes investissements lors de leurs développements.

supporter des dépôts LPCVD²⁵ (polysilicium, etc.) qui induisent une température minimale de 500°C ; il est alors nécessaire d'utiliser des métaux, des polymères et des dépôts PECVD²⁶ (dioxyde de silicium, etc.) pour assurer une température maximale induite allant de 200°C à 400°C lors des dépôts des films minces. Des dépôts à haute température peuvent par ailleurs générer des phénomènes de diffusion dans le substrat ou dans les autres couches. Ces deux gammes de température induisent les notions de *procédé de fabrication 'haute température'* (>450°C) et de *procédé de fabrication 'basse température'* (<450°C). Dans le cas de la fabrication d'un dispositif nécessitant à la fois ces deux types de procédés, il est impératif de réaliser toutes les étapes 'haute température' avant les étapes 'basse température'²⁷ (ex : procédé MUMPS).

III.2 Description du procédé de fabrication 'haute température'

Le procédé 'haute température' est basé sur le micro-usinage de surface du polysilicium avec l'utilisation d'un oxyde de silicium pour constituer la couche sacrificielle. Dans sa forme la plus simple (*i.e.* un seul niveau structurel), ce procédé est rapidement mis en oeuvre car il ne requiert que deux niveaux de polysilicium (électrodes enterrées et structures mobiles). Quatre étapes de lithographies sont nécessaires : délimitation des électrodes enterrées, gravure des bushings, définition des contacts pour les connexions entre le niveau structurel et le niveau enterré, et délimitation du niveau structurel. La technologie utilisée dans cette étude est basée sur les travaux de Quévy *et al.* [53].

Le substrat utilisé est du silicium (Figure I-9a). La première étape consiste en une oxydation sèche de 0,35 µm (Figure I-9b), suivie par un dépôt de 0,35 µm de polysilicium dopé obtenu par un procédé LPCVD. Le procédé de dopage sera expliqué par la suite (III.3.2.a). Après la délimitation des électrodes enterrées via une gravure RIE²⁸ isotrope à l'hexafluorure de soufre SF₆ (Figure I-9c), le polysilicium est oxydé avec une épaisseur de 0,3 µm pour isoler électriquement les électrodes enterrées (Figure I-9d). Du nitrure de silicium Si₃N₄ LPCVD (0,45 µm) est ensuite utilisé pour recouvrir l'oxyde d'isolation afin de protéger ce dernier de

²⁵ LPCVD : Low Pressure Chemical Vapor Deposition réfère à un type de déposition dans lequel les matériaux constituants (gaz) sont introduits dans un four chauffé et à basse pression (100-200 mTorr).

²⁶ PECVD : Plasma-Enhanced Chemical Vapor Deposition réfère à un type de déposition dans lequel les matériaux constituants (gaz) sont introduits dans un plasma rayonnant afin de former des matériaux diélectriques.

²⁷ Cf. procédé MUMPS.

²⁸ RIE : Reaction Ion Etching, ou gravure ionique réactive. Technique de gravure des films minces par plasma. Appliquée aux couches épaisses en générant un plasma haute densité, on l'appelle RIE profonde.

l'acide fluorhydrique (HF) lors de l'attaque chimique de la couche sacrificielle (Figure I-9e). L'étape suivante consiste à déposer un oxyde de silicium de type LTO²⁹ d'une épaisseur de 2 μm pour former la couche sacrificielle (Figure I-9f), suivie par la gravure des bushings et des contacts (Figure I-9g). Le premier niveau structural de polysilicium LPCVD est déposé, avec une épaisseur de 2 μm guidée par le recouvrement des contacts et des bushings, et dopé *n*. Ce niveau est délimité par un procédé de gravure anisotrope expliqué par la suite (Figure I-9h). A ce niveau, une gravure RIE isotrope au SF₆ peut être intégrée au procédé de fabrication pour amincir le niveau structural afin de diminuer la raideur mécanique des structures libérées. Les structures sont recuites à 1000°C pendant 60 min afin de diminuer les contraintes résiduelles. Finalement, les structures sont libérées par une gravure humide au HF concentré à 50% (Figure I-9i). Après rinçages successifs avec agitation dans l'eau DI³⁰ et dans l'alcool isopropylique (IPA), les structures sont séchées sur une plaque chauffante à 80°C pendant 15 min. La configuration finale est représentée sur la figure.

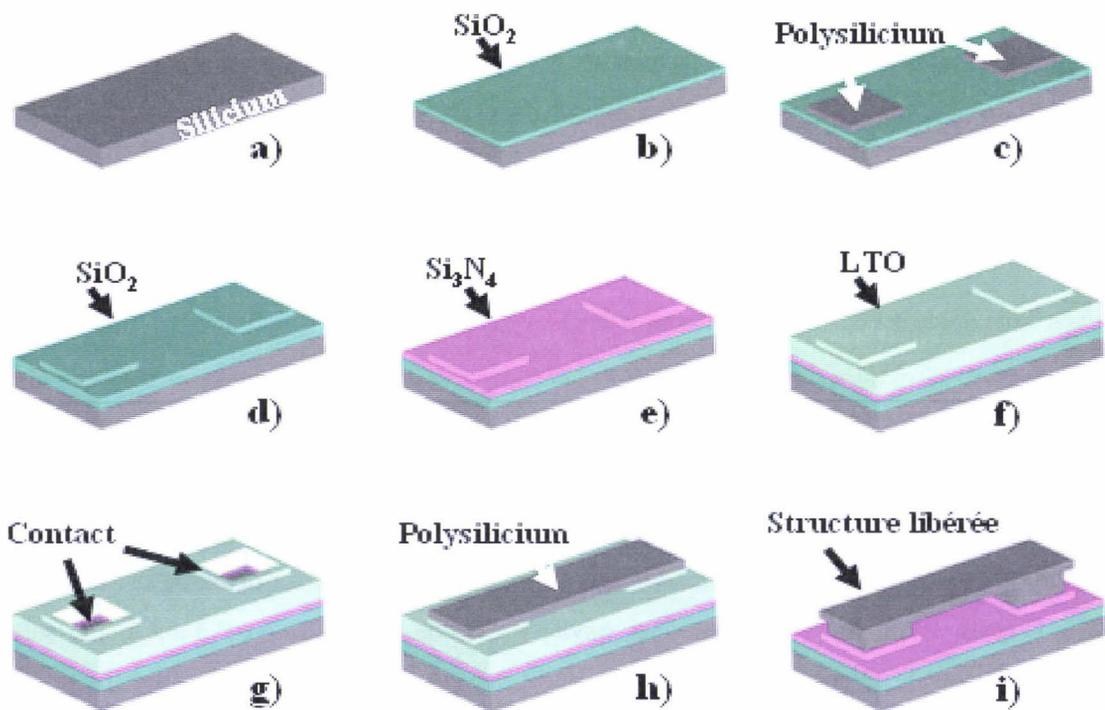


Figure I-9. Usinage de surface pour la fabrication de structure avec un niveau structural en technologie 'haute température'.

²⁹ LTO : Low Temperature Oxide ou oxyde de silicium basse température. Il s'agit d'un oxyde déposé à 400°C présentant un profil idéal en tant que couche sacrificielle : bon aspect de surface pour des dépôt d'épaisseur importante (2 μm)

³⁰ Eau DI : Eau Dé-Ionisée.

III.3 Optimisation du procédé de fabrication

III.3.1 La nécessité de l'optimisation

Le procédé de fabrication 'haute température' est fonctionnel mais présente des déficiences qui influent sur la durée de vie du dispositif et sur le comportement mécanique en régime dynamique. L'optimisation du procédé de fabrication apparaît nécessaire pour l'étude du phénomène de fatigue en régime dynamique, afin uniquement de cibler les modes de défaillances dus à l'actionnement cyclique. L'optimisation porte autant sur le procédé de dépôts des films minces que sur les étapes de fabrication (ordre des dépôts, usinage, etc.) ; dans cette étude, le but affiché est d'une part de parfaitement protéger les électrodes enterrées du HF lors de la libération des niveaux structurels pour éviter le flottement des ancrages mécaniques, et d'autre part de diminuer la fragilité mécanique des structures. Ces objectifs ont été atteints par le biais d'une amélioration de la qualité structurale du polysilicium, de la diminution des contraintes résiduelles dans le nitrure de silicium, d'une encapsulation complète des électrodes enterrées dans du nitrure de silicium et d'une diminution de la fragilité mécanique des structures libérées au niveau des contacts.

III.3.2 Dépôt des matériaux à l'état de film mince

III.3.2.a Dépôt de la couche structurale

Une des principales difficultés dans le procédé de fabrication basé sur le micro-usinage de surface réside dans le contrôle des contraintes résiduelles qui sont dues en grande partie à la cinétique de dépôt du film mince, aux différents traitements thermiques appliqués, au dopage du matériau, etc. En fin du procédé de fabrication, le niveau des contraintes résiduelles présent dans le film de matériau constituant la couche structurale peut avoir des effets importants sur les microstructures tels que l'allongement ou le rétrécissement d'une poutre dans le cas de contrainte moyenne extensive ou compressive, et le fléchissement hors plan d'une poutre bi-encastree ou encastree-libre soumise respectivement à une contrainte compressive ou un gradient de contrainte [54].

Dans le cadre d'un procédé 'haute température' basé sur le micro-usinage de surface, le matériau structurel est du silicium polycristallin. Afin de le rendre conducteur, trois procédés de dopage peuvent être utilisés : l'injection des dopants pendant le dépôt en LPCVD, la

diffusion des dopants après le dépôt et l'implantation de dopants après le dépôt [55-56]. Chacune de ces méthodes va influencer sur la qualité structurale du matériau (taille des grains), sur le niveau des contraintes résiduelles, sur la rugosité, sur la résistivité électrique et sur le coût du dépôt [57-63]. En terme de coût, le dopage par implantation apparaît comme le plus désavantageux à l'IEMN en raison des frais de maintenance et d'utilisation de l'implanteur ionique, alors que les deux autres techniques ne nécessitent que l'utilisation des fours LPCVD (MUMPs); par voie de conséquence, le polysilicium dopé par implantation ne sera pas étudié dans cette étude. Par la suite, les procédés de dépôt des deux types de silicium polycristallin disponibles au laboratoire IEMN (dopage *in situ*, dopage par diffusion) seront décrits, ainsi que leurs avantages et inconvénients.

Le polysilicium dopé *in situ*, *i.e.* dopé durant le dépôt LPCVD, est obtenu à partir d'une réaction entre du silane ($\text{SiH}_4/50\text{sccm}$) et de la phosphine (PH_3 , H_2 -1%/10sccm), le tout à une température de 700°C et une pression de 200 mTorr, la vitesse de croissance étant 5,7 nm/min [55, 64]. L'ajout de phosphine à la réaction, contrairement au dibore, provoque une dégradation de l'uniformité. Il est nécessaire de travailler à température élevée pour compenser le ralentissement de la réaction dû au fait que les molécules de phosphine absorbent plus facilement que celles de silane et forment une barrière de diffusion. Après l'activation des dopants est réalisée sous la forme d'un recuit à 1000°C sous azote pendant 1 heure.

Le polysilicium dopé par diffusion est obtenu après trois étapes. Tout d'abord, un polysilicium non dopé est déposé à partir de silane (80 sccm) à une température de 585°C pour une pression de 200 mTorr, la vitesse de croissance étant 4,87 nm/min [55, 64]. La deuxième phase consiste à déposer un oxyde PSG³¹ à partir de silane et de phosphine (intégration des dopants) sur une fine épaisseur [64]. La dernière étape consiste à recuire longuement afin que les atomes de phosphore du PSG diffusent dans le polysilicium. Le PSG peut alors être enlevé dans un bain de HF ou alors être utilisé comme masque pour la gravure du polysilicium

Les tests préliminaires (observation de la taille des grains et détermination de la résistivité) sont appliqués aux deux matériaux déposés (IV.1). On observe ainsi une petite taille de grains

³¹ PSG : Phospho Silicate Glass

pour le polysilicium dopé par diffusion (diamètre moyen : 0,2-0,5 μ m) et une taille plus importante pour le polysilicium dopé *in situ* (diamètre moyen 0,5-1 μ m), (IV.1.3.b) ; concernant la résistance carrée, on obtient pour une épaisseur de 2 μ m une valeur de 18 Ω/\square pour le polysilicium dopé *in situ* et 1142 Ω/\square pour le polysilicium dopé par diffusion (IV.1.3.c). Les tests de dépôts et les observations préliminaires laissent supposer deux points : le polysilicium dopé par diffusion semble présenter les meilleures aptitudes en comportement mécanique (petite taille des grains induisant plus de rigidité et moins de rugosité), et le polysilicium dopé *in situ* convient parfaitement (résistivité) pour les interconnexions afin de diminuer les résistances d'accès dans le cadre d'un composant électronique (filtre RF, etc.). Ainsi, dans le cadre d'une optimisation, l'utilisation de polysilicium dopé *in situ* pour le niveau enterré et de polysilicium dopé par diffusion pour les niveaux structurels apparaît être la meilleure solution. Néanmoins, des structures de test en polysilicium dopé *in situ* et par diffusion seront réalisées pour comparer le comportement mécanique de ces deux matériaux en régime dynamique et déterminer le niveau de contraintes résiduelles des matériaux.

Remarque : Une gravure RIE a été mise au point pour l'attaque du polysilicium afin d'obtenir la plus grande anisotropie possible sans l'utilisation de gaz chlorés ou de puissance ICP³², et ce avec l'objectif d'obtenir une gravure d'une anisotropie convenant parfaitement à des systèmes purement mécaniques (liaison pivot, structures mobiles), mais non adaptée à des systèmes électroniques (résonateur RF nécessitant des flancs de gravures parfaitement droit). Les gaz utilisés sont de l'hexafluorure de soufre SF₆ pour la gravure du polysilicium, et du tétrafluorure de carbone CF₄ en réaction à de l'oxygène O₂. Les paramètres du procédé de gravure sont regroupés dans le tableau I-5.

Paramètres	Valeurs
<i>SF₆</i>	<i>25 sccm</i>
<i>CF₄</i>	<i>25 sccm</i>
<i>O₂</i>	<i>2 sccm</i>
<i>Pression</i>	<i>30 mTorr</i>
<i>Puissance</i>	<i>125 W</i>
<i>Vitesse de gravure</i>	<i>133 nm/min</i>

Tableau I-5 : Paramètres de gravure RIE anisotropique du polysilicium à l'état de film mince (épaisseur inférieure à 2 μ m).

³² ICP : Inductive Coupled Plasma. Plasma activé par champs magnétique à l'aide d'une bobine.

Les observations au microscope à balayage électronique montrent le résultat obtenu après gravure (Figure I-10). Ce procédé convient uniquement pour des épaisseurs inférieures à 2 μm en raison de la sous-gravure non négligeable du polysilicium et de l'attaque de la résine par l'oxygène et le fluor.

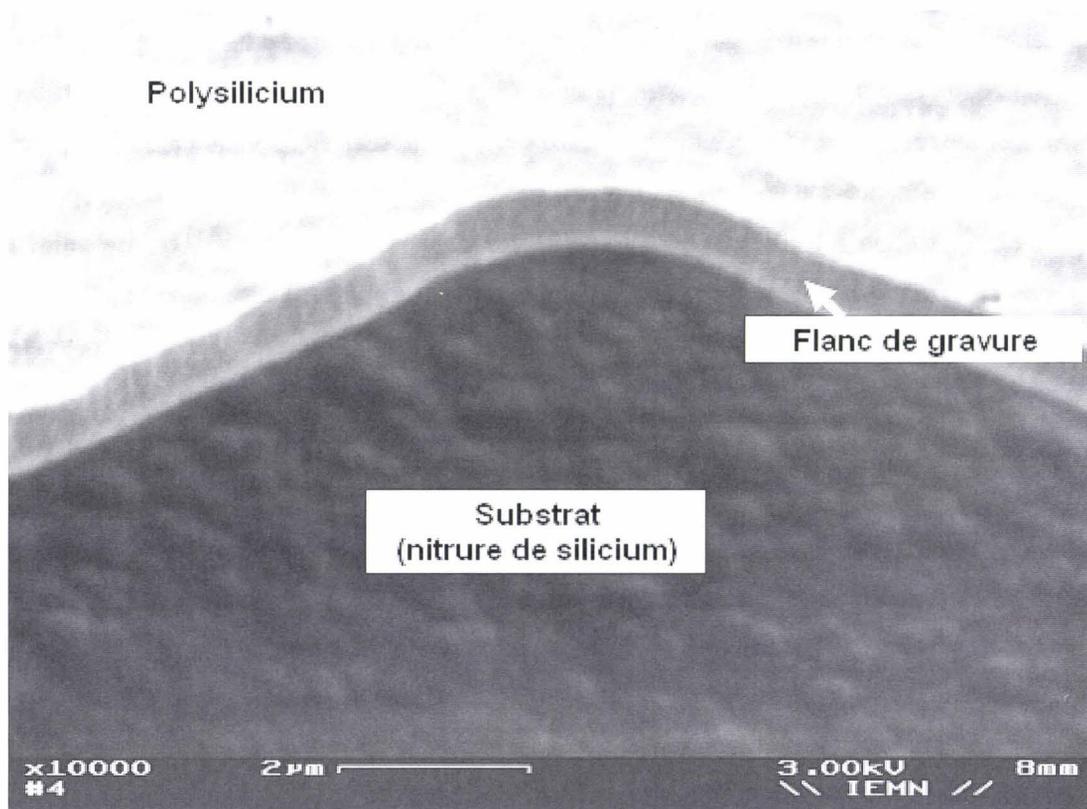


Figure I-10. Observation au microscope à balayage électronique des flancs de gravure anisotropique de polysilicium dopé in situ usiné par le procédé RIE (Tableau I-5).

III.3.2.b Diminution des contraintes résiduelles du nitrure de silicium et application

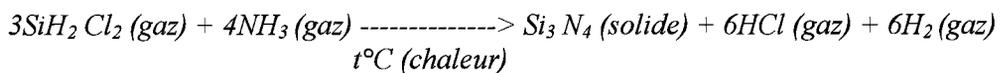
La fonction du nitrure de silicium est d'éviter toute pénétration de HF au niveau des électrodes enterrées lors de la libération des niveaux structurels. Suite à cette étape, cette couche de protection constitue l'interface entre les structures mécaniques mobiles et le substrat. En conséquence, l'état de surface de ce matériau doit rester en permanence de bonne qualité et avoir une durée de vie au moins égale à celle du microdispositif. Or, les contraintes résiduelles du nitrure de silicium stoechiométrique à l'état de film mince sont de l'ordre du

GPa, induisant l'apparition et la propagation de fissures à court terme après la destruction de la couche sacrificielle. La diminution des contraintes résiduelles du nitrure de silicium peut être obtenue par deux techniques : l'utilisation d'un bicouche dioxyde de silicium/nitrure de silicium [65-66] ou la modification du ratio des gaz lors du dépôt du diélectrique [67-69].

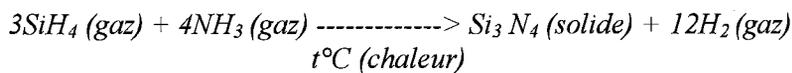
Le principe du bicouche dioxyde de silicium/nitrure de silicium est de superposer un matériau ayant des contraintes résiduelles négatives (dioxyde de silicium en compression) et un matériau présentant des contraintes résiduelles positives (nitrure de silicium en tension) afin que celles-ci s'annulent. Pour obtenir cet équilibre, il est nécessaire de faire varier l'épaisseur respective de chacune des deux couches sachant qu'une épaisseur disproportionnée d'une couche par rapport à l'autre peut induire des fissures dans le bicouche. Une étude a démontré qu'un rapport des épaisseurs dioxyde de silicium/nitrure de silicium égal à 4/3 est optimal et permet de maintenir une légère tension (environ 100 MPa) à la surface du bicouche [66].

Par ailleurs, le nitrure de silicium est obtenu par un procédé LPCVD suivant deux réactions possibles [55]:

- Dichlorosilane (SiH_2Cl_2) + ammoniac (NH_3)



- Silane (SiH_4) + ammoniac (NH_3)



Le nitrure de silicium fabriqué à base de dichlorosilane est beaucoup plus contraint que s'il est obtenu à partir de silane ; seul la filière dichlorosilane a été explorée pour les dépôts LPCVD de nitrure de silicium au laboratoire IEMN. Pour diminuer le surplus de contraintes dues à l'utilisation de ce gaz, un recuit de 4h à 1100°C est effectué après la création du bicouche, la nature chimique des éléments présents pendant le recuit n'étant pas modifiée.

La seconde méthode pour éviter la fissuration du nitrure de silicium consiste à modifier les paramètres de dépôt LPCVD du matériau : le débit total de gaz, le ratio entre l'ammoniac et le dichlorosilane, la température et la pression dans le four. Le ratio ammoniac/dichlorosilane est le facteur le plus significatif du dépôt. De précédentes études ont démontrées qu'en modifiant

ce ratio, les propriétés intrinsèques du film mince de nitrure de silicium pouvaient être radicalement changées [68]. Ainsi, ces expérimentations ont mis en évidence qu'un enrichissement du matériau en silicium diminuait le niveau de contraintes résiduelles en raison de la cinétique de croissance. Un nitrure de silicium non stoechiométrique enrichi en silicium et de formule $\text{Si}_{3,2}\text{N}_4$ permet d'obtenir un minimum de contraintes résiduelles (environ 100MPa). Par la suite, ce nitrure sera dénommé Si_xN_y .

Différents types de membranes diélectriques de 600 nm d'épaisseur ont été fabriqués via des dépôts LPCVD sur un substrat en silicium : nitrure stoechiométrique Si_3N_4 , bicouche oxyde SiO_2 /nitrure Si_3N_4 avec un ratio des épaisseurs respectives égal à 4/3 et nitrure non stoechiométrique Si_xN_y (Figure I-11). Les principales étapes du procédé de fabrication de ces membranes sont décrites par la suite (Figure I-13 hormis l'étape c) utilisée pour percer la membrane). Les observations au microscope optique mettent en évidence la fissuration du diélectrique et du substrat lorsque les deux méthodes de réduction des contraintes résiduelles ne sont pas appliquées.

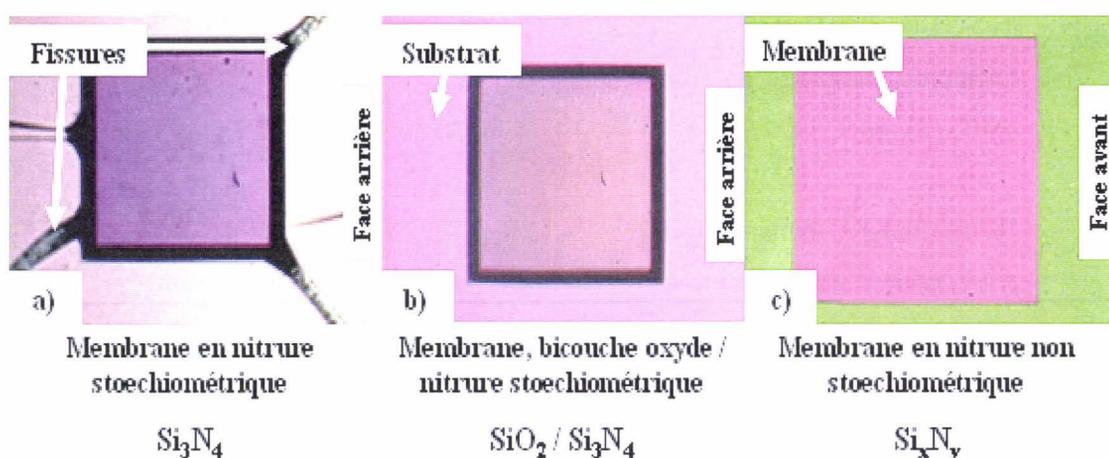


Figure I-11. a) Membrane en nitrure de silicium stoechiométrique Si_3N_4 (épaisseur $0,6 \mu\text{m}$) présentant des fissures qui se sont propagées dans le silicium ; b) Membrane faite d'une bicouche dioxyde de silicium SiO_2 / nitrure stoechiométrique Si_3N_4 avec un rapport des épaisseurs oxyde/nitrure égal à 4/3 et une épaisseur totale de $1 \mu\text{m}$; c) Membrane en nitrure de silicium non stoechiométrique Si_xN_y (épaisseur $0,6 \mu\text{m}$).

En comparaison au nitrure stoechiométrique Si_3N_4 , le bicouche $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{SiO}_2$ requiert une épaisseur plus importante pour obtenir un même temps de résistance à une attaque humide au HF, et ce à cause du niveau de dioxyde de silicium nécessaire à l'équilibre des contraintes

résiduelles. Cette augmentation de l'épaisseur de la couche diélectrique induit une élévation des tensions dans le cadre d'un actionnement électrostatique. Le nitrure non stoechiométrique Si_xN_y présente quant à lui l'avantage d'une meilleure tenue au HF en raison de l'enrichissement en atomes de silicium ; cette propriété physique du Si_xN_y permet de réduire l'épaisseur de la couche diélectrique dans les procédés 'haute température' et donc les tensions d'actionnement en mode électrostatique. D'autres comparaisons sont relatées dans le tableau I-6.

Matériaux / Caractéristiques	Bicouche $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{SiO}_2$	Nitrure de silicium stoechiométrique Si_3N_4	Nitrure de silicium non stoechiométrique Si_xN_y
Contraintes résiduelles intrinsèques	+	--	+
Tensions d'actionnement induites	-	+	+
Temps d'usinage (dépôt + gravure)	-	+	+
Résistance à l'attaque KOH^{33}	+	+	-

Tableau I-6. Comparaison entre les trois types de film mince en nitrure de silicium utilisés dans des procédés de fabrication 'haute température', tant en usinage de surface qu'en usinage de volume.

Les résultats obtenus sur les membranes diélectriques en nitrure ont été exploités pour la réalisation de filtre en milieu liquide. Cette application répond aux besoins d'une société spécialisée dans la fabrication de pulvérisateurs buccaux pour le domaine médical³⁴. Le rôle du filtre est de calibrer à 5 μm la taille de gouttelettes éjectées par un pulvérisateur. Les spécifications imposées sont une membrane de l'ordre de 8×8 mm^2 , en tension, percée tous les 25 μm de trous circulaires de 5 μm de diamètre, et fine (0,6 μm) pour éviter le frottement des gouttelettes lors du passage; aucune indication n'a été donnée sur la pression appliquée à la membrane (Figure I-12).

³³ KOH : Hydroxyde de Potassium ; utilisé pour la gravure chimique du silicium, et plus particulièrement dans le cadre d'usinage de volume. A 80°C, la vitesse d'attaque du silicium orienté (100) est de 1 $\mu\text{m}/\text{min}$.

³⁴ Société SINAPTEC : 7 avenue Pierre et Marie Curie, 59260 Lezennes, France.

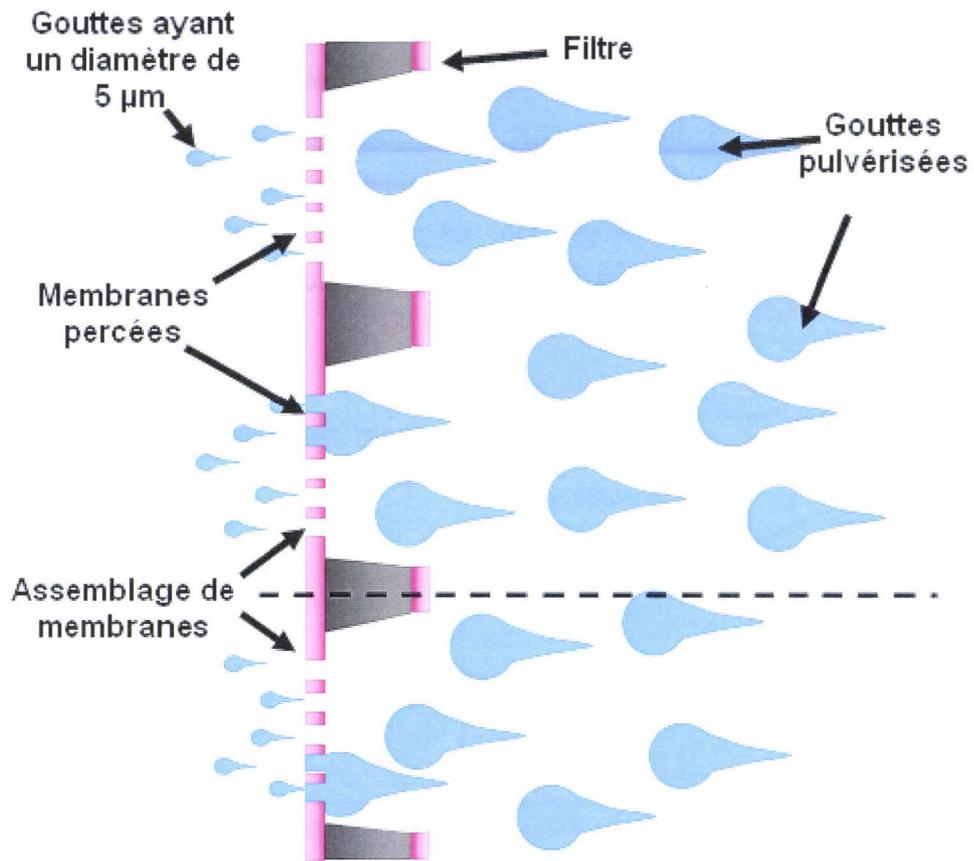


Figure I-12. Schéma de principe du filtre biologique : des gouttes de diamètre quelconque d'un produit sont pulvérisées sur le filtre qui impose le diamètre maximal de la goutte ou ne laisse passer que les gouttes de taille inférieure au diamètre imposé par les spécifications de l'industriel. Dans ce cas, le filtre est un assemblage de plusieurs membranes afin d'augmenter la surface de traitement.

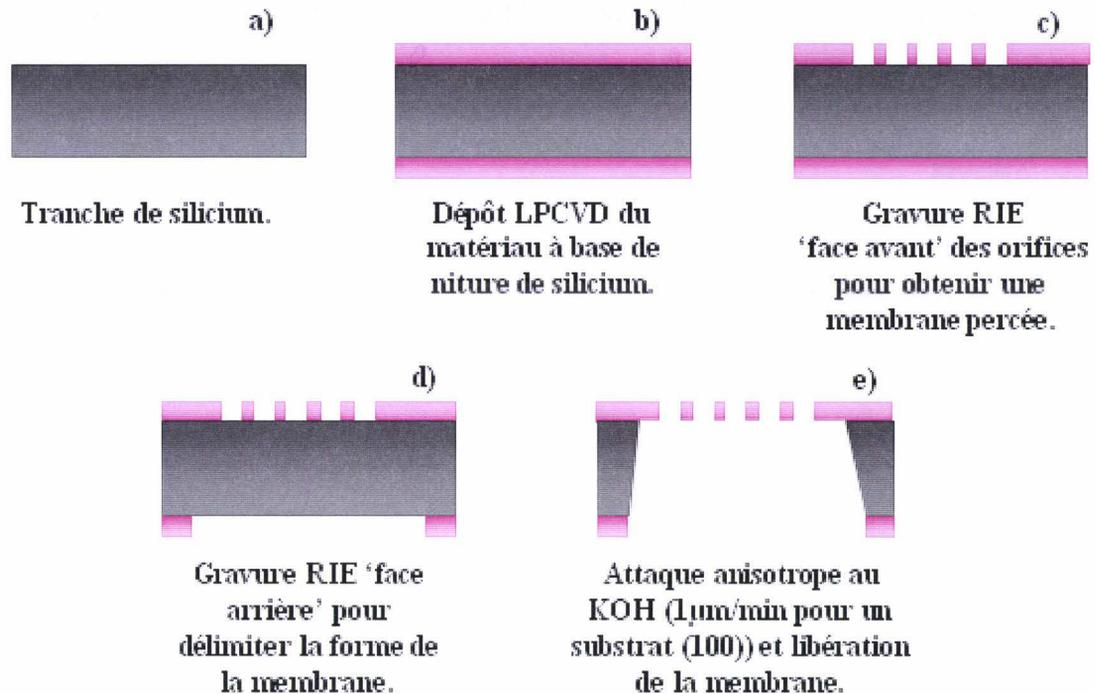


Figure I-13. Procédé de fabrication de membrane à base de nitrure de silicium via l'usinage de volume du substrat de silicium lors d'une attaque au KOH. L'orientation cristalline du substrat détermine l'anisotropie de la gravure et la forme des motifs à obtenir. L'étape c) est uniquement à exécuter si une membrane percée doit être obtenue.

La réalisation technologique de ce filtre se fait à travers la libération d'une membrane percée en nitrure de silicium peu contraint via l'usinage de volume d'un substrat de silicium. Le filtre est fabriqué avec les technologies conventionnelles d'usinage de surface (pour les trous) et de volume (pour la libération de la membrane). Deux masques optiques sont nécessaires pour les étapes de lithographie. Un substrat en silicium, orienté (100) (Figure I-13a), poli double-face, est utilisé. La première étape consiste en un dépôt de nitrure de silicium LPCVD ($0,6 \mu\text{m}$) (Figure I-13b). Les trous de $5 \mu\text{m}$ de diamètre en face avant (Figure I-13c) et les ouvertures (rectangles de $8 \times 8 \text{mm}^2$) en face arrière (Figure I-13d) sont alors délimités par une gravure RIE anisotropique en utilisant les gaz suivants : CHF_3 et CF_4 . Le substrat est alors plongé dans un bain d'hydroxyde de potassium (KOH) à 80°C afin de réaliser une attaque humide du silicium (100) menant à la libération de la membrane en nitrure (Figure I-13e). Lors d'une attaque chimique, l'orientation cristalline du substrat influe énormément sur la vitesse d'attaque du silicium ($1 \mu\text{m}/\text{min}$ pour un substrat orienté (100)), et donc sur l'anisotropie de l'attaque ; pour cette même raison, les zones attaquées par le KOH (ouvertures en face arrière) doivent être délimitées en tenant compte des paramètres cristallographiques du substrat de

silicium utilisé. Enfin, le nitrure non stoechiométrique étant enrichi en silicium, son épaisseur est légèrement diminuée après l'attaque KOH.

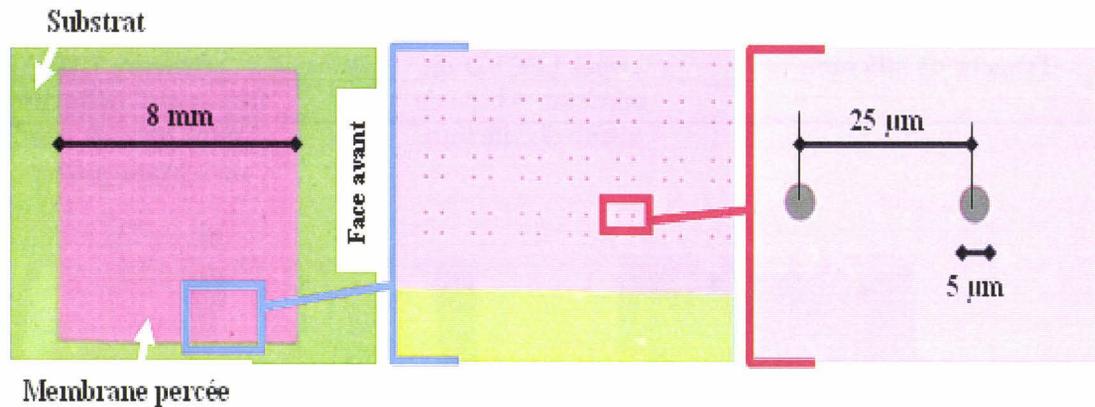


Figure I-14. Observations optiques en face avant de la membrane percée en nitrure faiblement contraint. Aucune fissure n'apparaît quelle que soit l'échelle considérée.

III.3.3 Etapes de fabrication

III.3.3.a Protection des électrodes enterrées

Le procédé 'haute température' initial consiste en une encapsulation globale des électrodes enterrées dans un oxyde afin d'équilibrer le niveau de contraintes avec le nitrure de silicium stoechiométrique recouvrant les couches enterrées (III.2). Cette méthode d'équilibrage des contraintes résiduelles est efficace mais présente un inconvénient majeur : une possible pénétration du HF sous la barrière de nitrure de silicium, induisant la libération partielle ou totale des électrodes enterrées et des ancres mécaniques des structures libérées, générant ainsi la destruction du dispositif ou un flottement mécanique des structures. Cette pénétration peut être due à des grains de polysilicium trop gros (et donc poreux) ou/et à une gravure RIE peu anisotrope du film de nitrure pour joindre le niveau enterré (Figure I-15).

Profil d'un contact

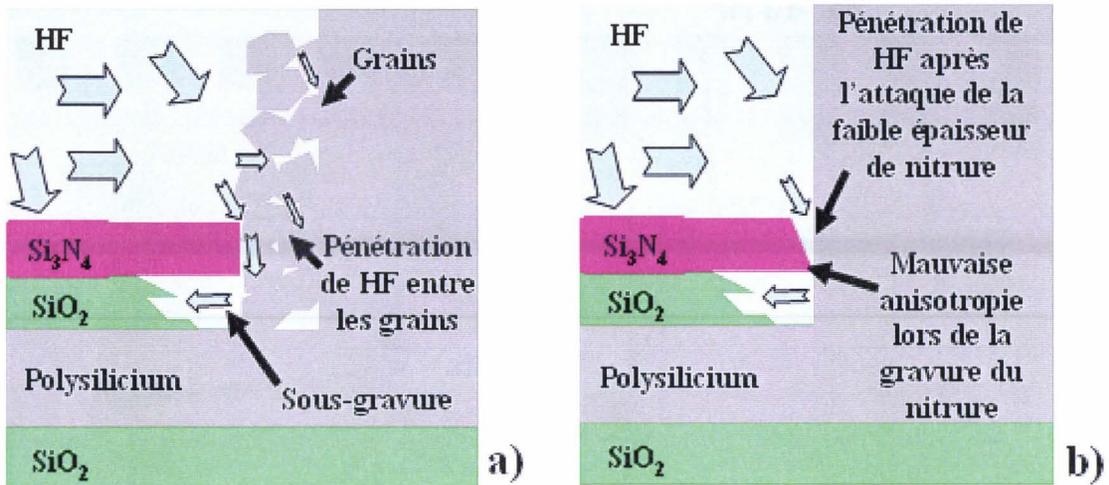


Figure I-15. Profil d'un contact - technologique 'haute température' - plongé dans du HF lors de l'étape de libération des structures mobiles avec apparition d'une sous-gravure de l'oxyde enterré. a) La pénétration de HF est due à un polysilicium poreux (taille de grain importante) ; b) La pénétration de HF est due à une mauvaise anisotropie de la gravure RIE du film de nitrure, qui oppose alors au niveau des contacts une faible résistance à la pénétration du HF.

L'optimisation du nitrure de silicium (III.3.2.b) a permis d'envisager une nouvelle voie : l'encapsulation totale du niveau enterré de polysilicium dans du nitrure de silicium peu contraint. Ainsi, dans le cas d'une pénétration de HF lors de l'étape de libération, le niveau enterré ne serait pas désolidarisé du substrat en raison de la lenteur de l'attaque chimique du nitrure de silicium peu contraint. La figure (I-16) permet de comparer les deux procédés : les substrats ont été plongés 25 minutes dans du HF et il peut être observé que la protection des électrodes enterrées s'avère efficace.

Sous-gravure de l'oxyde enterré par du HF

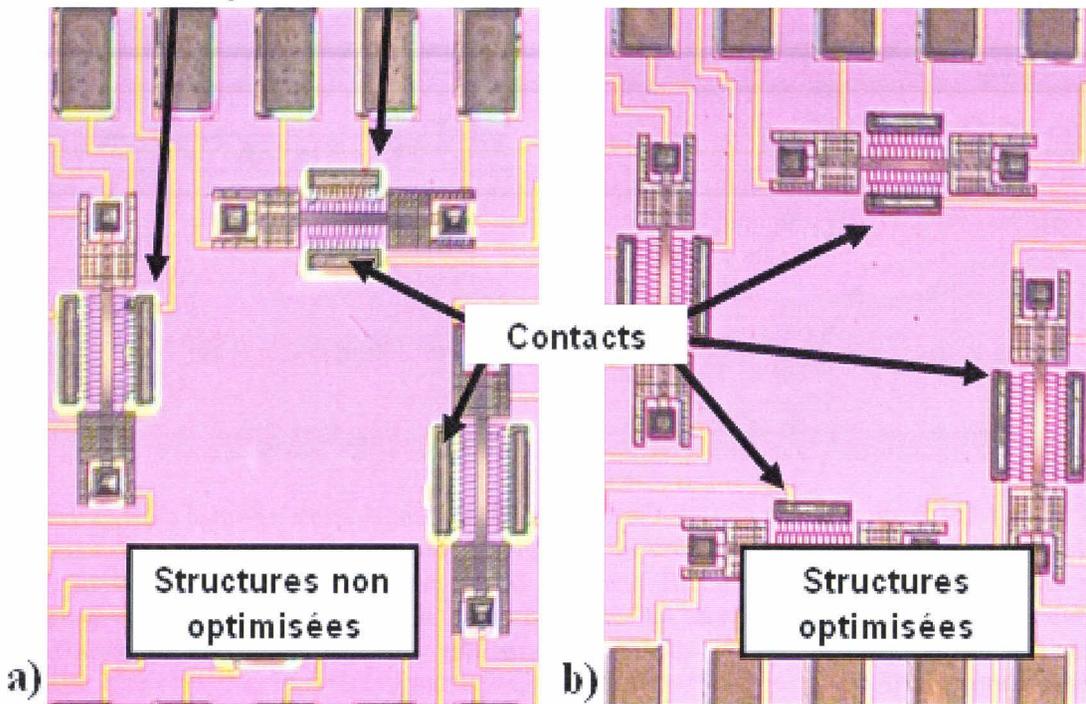


Figure I-16. Observation de la zone des contacts en polysilicium après une attaque chimique au HF d'une durée de 25 min. a) Les électrodes enterrées sont encapsulées dans de l'oxyde de silicium, une pénétration de HF et une sous-gravure de l'oxyde enterré est observée (irisation) ; b) Les électrodes enterrées sont encapsulées dans du nitrure de silicium peu contraint et aucune sous-gravure n'est observée.

III.3.3.b Diminution des fragilités mécaniques au niveau des contacts

La réalisation de certains systèmes nécessite un premier niveau structurel de faible épaisseur afin d'obtenir les constantes de raideur souhaitées. Ainsi, après l'ouverture des contacts vers les électrodes enterrées, une épaisseur de 2 μm de polysilicium est déposée afin d'avoir un excellent recouvrement des couches préexistantes ; la dernière étape consiste à amincir ce niveau par une attaque physiochimique isotrope au plasma SF_6 . Cette opération crée des zones de grande fragilité en induisant un amincissement plus important aux niveaux des angles dans le plan normal au substrat, à la liaison entre l'ancre mécanique et le début de la structure libérée (Figure I-17). Fragilisé de la sorte, le dispositif présentera une tendance à casser sous les flux des liquides lors de la phase de libération des structures ou à rompre lors d'un actionnement cyclique conséquent (de l'ordre de 10^6 cycles).

Afin de se protéger de cette fragilisation, une étape de lithographie a été ajoutée au procédé 'haute température' ; celle-ci consiste à masquer les contacts et les liaisons ancre/structures avec une résine photosensible. Cette étape est réalisée entre la destruction de l'oxyde chargé en dopant, et l'amincissement du niveau structurel au plasma SF₆. Suite à ce dernier, la résine est simplement enlevée à l'aide d'un plasma O₂. Ainsi, il n'y a plus de zones de fragilisation dans les angles ; le matériau structurel garde l'épaisseur initiale au niveau du contact quelque soit l'amincissement (Figure I-17) et les éléments structuraux ont de meilleures propriétés mécaniques aux encastremets.

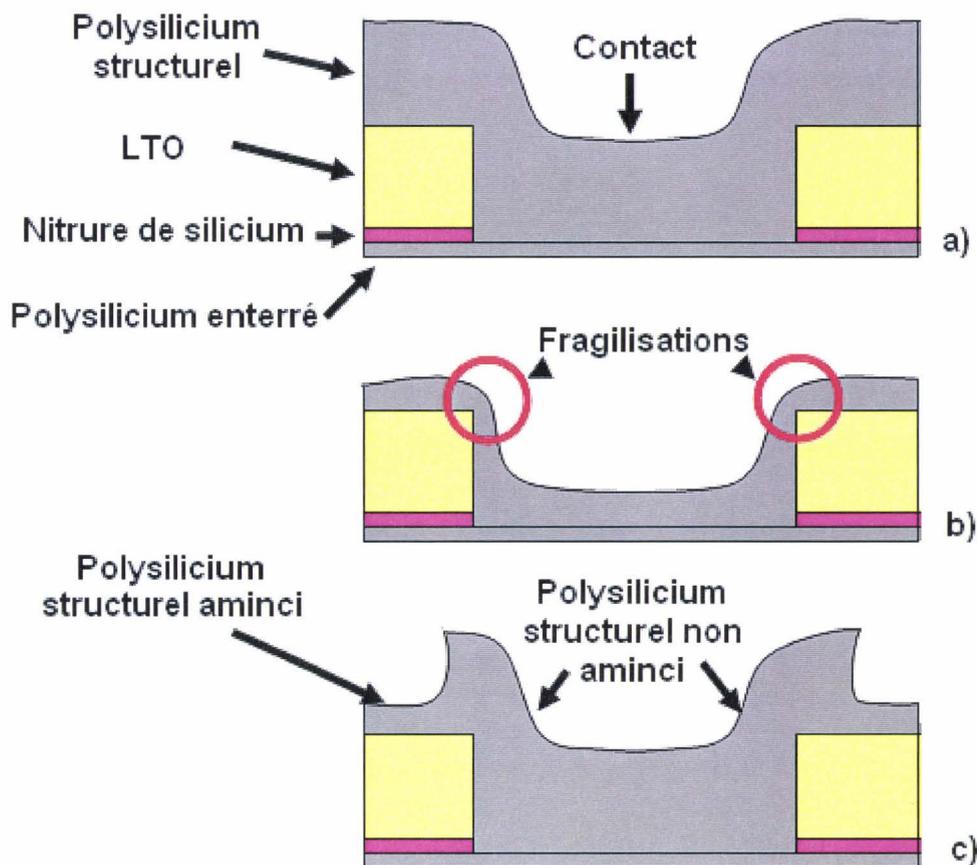


Figure I-17. a) Profil d'un contact en technologie 'haute température' après le dépôt de 2 μm de matériau structurel (polysilicium) avec un parfait recouvrement du relief ; b) Profil du contact après une étape d'amincissement via une gravure RIE SF₆ isotrope, sans protection des contacts et avec apparition de fragilisations au niveau des angles ; c) Profil du contact après une étape d'amincissement via une gravure RIE SF₆ isotrope, avec protection des contacts par de la résine : il n'y a pas de fragilisation de la structure mécanique.

III.4 Procédé de fabrication multi-niveaux

III.4.1 Intérêts et challenges des procédés multi-niveaux

La complexité des composants créés en utilisant l'usinage de surface est gouvernée par le nombre de niveaux structurels. Par exemple, avec une électrode enterrée et un niveau structurel (appelé 'procédé de fabrication à deux niveaux'), une structure de peignes interdigités peut être fabriquée (Figure I-18a); avec deux niveaux structurels, un mécanisme tel qu'un moteur tournant autour d'un axe fixe est réalisable (Figure I-18b) ; enfin, avec trois niveaux structurels, des liaisons pivots mobiles et une multitude de systèmes peuvent être envisagés lors de la conception (Figure I-18c).

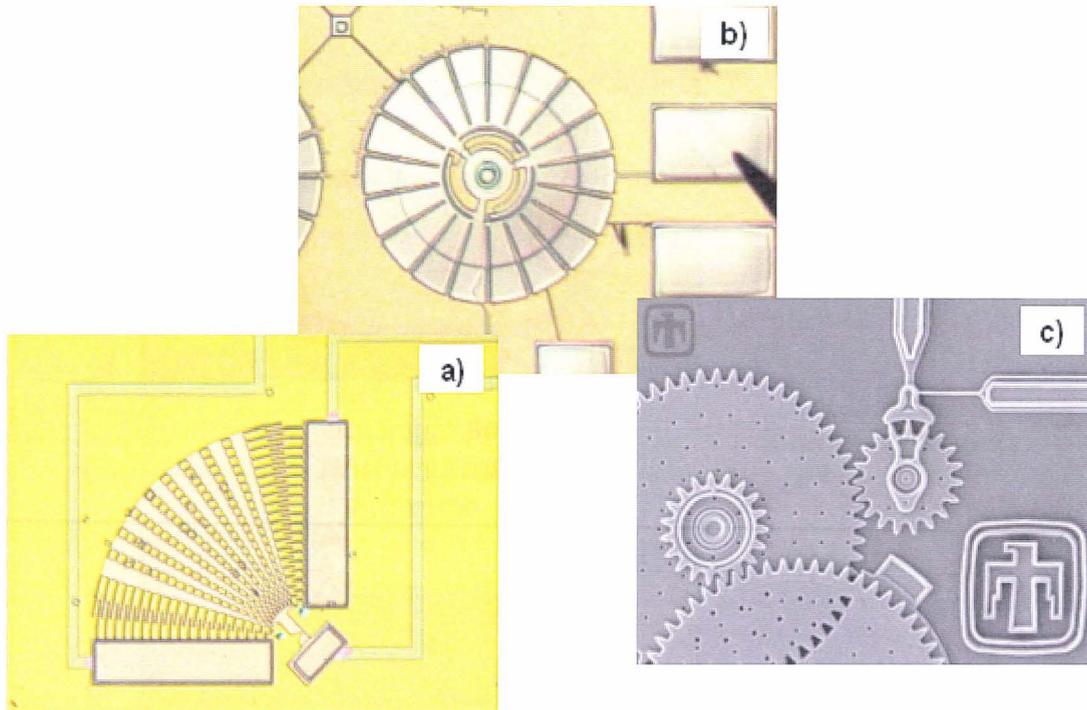


Figure I-18. Exemples de systèmes multi-niveaux. a) Système à un seul niveau structurel : structure de type 'comb drive' pour des test en fatigue -IEMN- ; b) Système à deux niveaux structurels : moteur électrostatique tournant librement autour d'un axe (niveau 1) avec un chapeau (niveau 2) pour maintenir la structure sur le substrat -BSAC- ; c) Système à trois niveaux structurels : engrenages sur différents niveaux (niveau 1 et 2) avec des chapeaux de maintien (niveau 2 et 3) -Sandia Lab.-.

Les challenges associés à l'augmentation du nombre de niveaux structurels dans un procédé de micro-usinage de surface sont importants, et sont principalement liés aux contraintes

résiduelles dans les films minces et la topographie du composant. Les problèmes associés aux contraintes résiduelles ont déjà été résolus lors de l'optimisation du niveau structurel (III.3.2.a) ; ainsi, seules les difficultés induites par la topographie du composant sont à résoudre.

La topographie peut rendre difficile les étapes successives de délimitation et de gravure des niveaux structurels. De plus, la topographie peut résulter en des artefacts structurels qui limitent sévèrement le nombre des projets multi-niveaux qui peuvent être implémenté avec succès. Ces défauts sont plus particulièrement dus à la non uniformité du dépôt de résine (accumulation dans les contacts et bushings, mauvais étalage en raison du relief existant, etc.). Le phénomène de non uniformité induit des compromis au niveau du temps d'insolation et de développement de la résine : plus il y a de niveaux, plus les difficultés s'accroissent. Par exemple, un contact d'une profondeur de 6 μm posera plus de problème qu'un contact de 2 μm à cause d'une plus grande accumulation de résine : ce changement de configuration va impliquer un temps d'exposition plus long pour insoler sur toute la profondeur et un temps de développement plus important pour détruire la résine profondément déposée, ce qui va considérablement amoindrir la précision sur la délimitation et la qualité surfacique de la résine en dehors des contacts. Le principal challenge réside donc dans le bon paramétrage de dépôt, d'insolation et de développement des résines lors des étapes de lithographie. Le nettoyage post-gravure (attaque chimique 'piranha'³⁵, plasma oxygène, etc.) est aussi un facteur critique car il ne doit pas rester d'agglomérats dans les contacts de résine avant le dépôt suivant sous peine de contamination.

Pour atténuer les problèmes causés par la topographie, des méthodes de planarisation tel que le CMP³⁶ sont utilisées. Ces méthodes s'appliquent après chaque dépôt afin d'obtenir un dernier niveau déposé parfaitement planaire avant de réaliser le dépôt de résine pour l'étape de lithographie. Cette technologie n'est pas fonctionnelle au laboratoire IEMN.

³⁵ Piranha : Appellation du mélange $\text{H}_2\text{SO}_4+\text{H}_2\text{O}_2$, utilisée pour détruire les matériaux organiques pour les procédés 'haute température'. Il s'agit d'une attaque humide exothermique.

³⁶ CMP : Chemical-Mechanical Polishing ou polissage mécano-chimique. Méthode de planarisation basée sur l'alternance de polissage mécanique et de traitement chimique pour diminuer la rugosité du au polissage.

III.4.2 Fabrication des structures de banc de test *in situ*

Les structures de banc de test *in situ* ont été fabriquées et ont nécessité trois niveaux de polysilicium (une électrode enterrée et deux niveaux structurels). Le procédé de fabrication ‘haute température’ a été utilisé en ajoutant une couche structurelle et un niveau structurel supplémentaire. Comme attendu, les phases critiques sont le paramétrage du dépôt de résine et l’étape de lithographie.

Tout d’abord, pareillement à ce qui se fait pour un procédé ‘haute température’ habituel, un promoteur HMDS³⁷ est déposé sur l’ensemble du substrat pour assurer la bonne adhérence de la résine photosensible sur le substrat, suivi par le dépôt du polymère. La technique habituelle de dépôt de résine consiste à déposer à l’aide d’une pipette 50 ml de polymère photosensible au centre du substrat, l’étape de centrifugation assurant l’étalement homogène de la résine sur tout le substrat. Dans le procédé multi-niveaux, afin de limiter le mauvais étalement dû au relief existant, la résine est déposée sur tout le substrat et flue pendant 3 min pour pouvoir parfaitement remplir les contacts. L’étape de spinning³⁸ est ensuite effectuée et une bonne homogénéité du dépôt est observée ; par ailleurs, il est à noter que le fait de déposer de la résine sur tout le substrat en phase pré-spinning augmente l’épaisseur finale de polymère.

Concernant l’étape de lithographie, l’augmentation de l’épaisseur de résine et l’accumulation de celle-ci dans les contacts induit un temps d’exposition et de développement plus long. Pour une même résine (Shipley S1818), en utilisant les mêmes paramètres de spinning et en déposant la résine comme expliquée auparavant, une augmentation de 1 seconde pour l’insolation et de 10 secondes pour le développement est nécessaire à chaque niveau supplémentaire. Par exemple, un temps d’insolation de 10,2 s a été paramétré pour l’insolation du premier niveau structurel avec un développement de 50 s dans du développeur MF319 ; pour le second niveau structurel, un temps d’insolation de 12,2 s est nécessaire avec un temps de développement de 70 s. Il doit être spécifié que lors de la phase de développement, le substrat doit être en agitation permanente afin d’une part de faciliter l’accès du révélateur dans les contacts et d’autre part d’éviter les amas de débris dans les contacts. Par ailleurs, le paramétrage a été fait dans le cadre des structures de test *in situ* avec

³⁷ HMDS : Hexamethyldisilazane, promoteur d’adhérence de la résine sur d’autres matériaux utilisés en microtechnologie.

³⁸ Etape de spinning : étape d’étalement de la résine dans une tournette par centrifugation. Les paramètres significatifs sont la vitesse de rotation, l’accélération et le temps de rotation.

une taille minimale de motif de 5 μm (trous pour faciliter le passage du HF lors de l'étape de libération); pour des structures de type pivot où l'espace entre l'axe de rotation et la structure rotative est de l'ordre de 2-3 μm , les paramètres doivent à nouveau être déterminés. Enfin, cette augmentation de l'épaisseur de résine ne serait pas utile si une étape de planarisation était réalisée.

Les différentes structures de test ont été fabriquées suivant un procédé de fabrication 'haute température' avec deux types de matériau pour le niveau structurel : polysilicium dopé *in situ* et polysilicium dopé par diffusion (Figure I-19). Quel que soit le matériau structurel utilisé, les électrodes enterrées sont en polysilicium dopé *in situ* en raison de la basse résistivité qu'il présente, idéale pour les interconnexions (III.3.2.a).

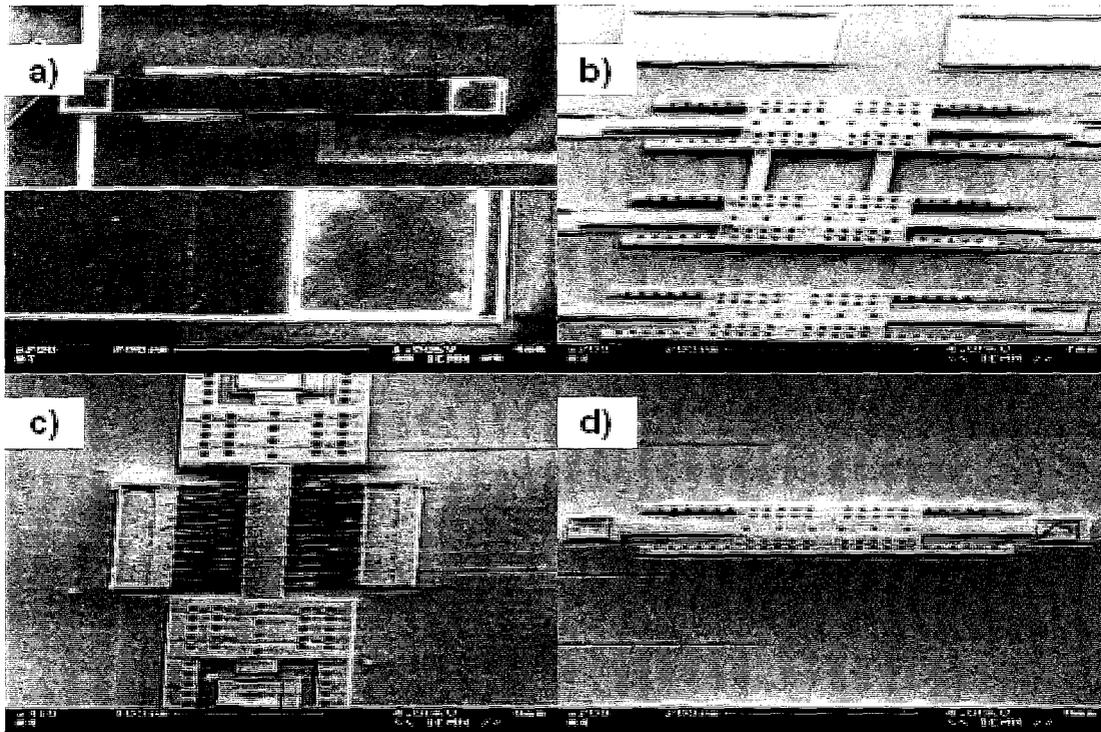


Figure I-19. Vue au microscope MEB³⁹ des structures de test étudiées dans ce travail. a) Poutre bi-encastree avec une électrode enterrée pour un actionnement en flexion ; b) Système de deux poutres actionnées en torsion pour induire de la traction sur les poutres centrales ; c) Poutre bi-encastree avec des plateaux d'actionnement sur les extrémités pour un test en torsion ; d) Poutre bi-encastree avec des plateaux d'actionnement au milieu pour des tests en torsion et en flexion.

³⁹ MEB : Microscope à Balayage Electronique basé sur l'utilisation d'un faisceau d'électrons sous vide pour observer les structures avec une grande définition.

Quelques observations peuvent être faites. La première concerne le niveau des contraintes résiduelles. Les observations au microscope optique mettent en évidence que les contraintes résiduelles du polysilicium dopé *in situ* sont très importantes : les structures encastree-libre sont en effet hors du plan et les structures bi-encastrees sont flambées (Figure I-20). Ces déformations initiales laissent prévoir une augmentation considérable des tensions d'actionnement. Dans le cas du polysilicium dopé par diffusion, les poutres encastree-libre et bi-encastrees (de 50 à 500 μm) présentent une flèche nulle au repos, indiquant de contraintes résiduelles peu importantes (Figure I-19a). Les structures de test en polysilicium dopé *in situ* pourront tout de même être caractérisées en mode dynamique (cf. IV.1.3.a)

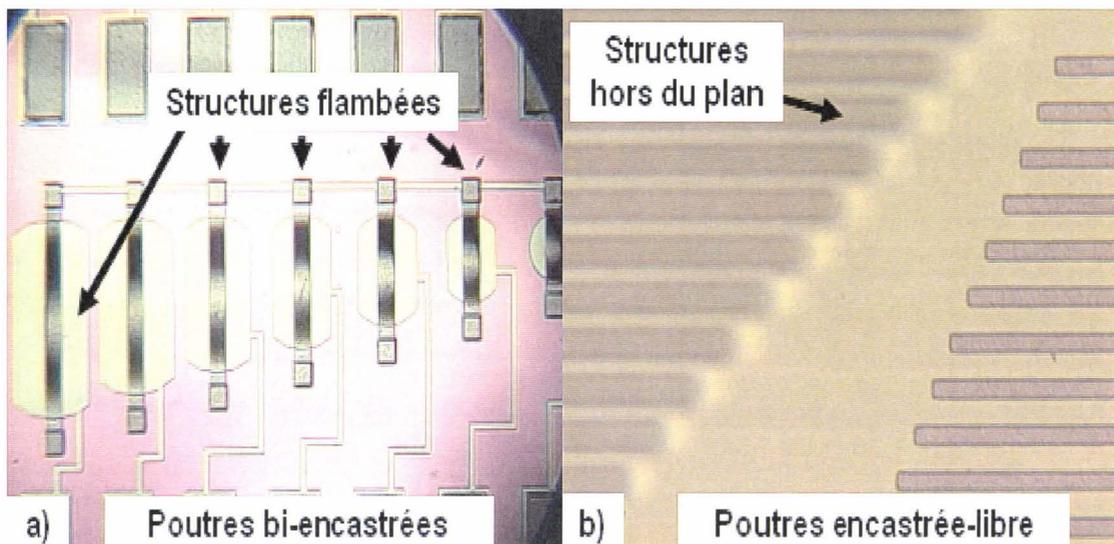


Figure I-20. Structures libérées de type poutre bi-encastree et encastree-libre en polysilicium dopé *in situ* avec un niveau de contraintes résiduelles élevé. a) Les poutres bi-encastrees sont en flambement ; b) Les poutres encastree-libre sont hors du plan.

Deuxièmement, le polysilicium dopé *in situ* présente une rugosité plus grande que celle du polysilicium dopé par diffusion (Figure I-21), le polysilicium dopé *in situ* semblant poreux. En raison du recouvrement, cette rugosité est imposée aux niveaux structurels superposant les électrodes enterrées. Ainsi, il peut être observé sur les structures en polysilicium dopé par diffusion une discontinuité au niveau de la rugosité (Figure I-21a). Les conséquences de cette discontinuité sont difficilement prévisibles ; seule une légère augmentation de la rigidité ou une zone de fragilité (zone de transition entre la partie rugueuse et la partie lisse) sont envisageables.

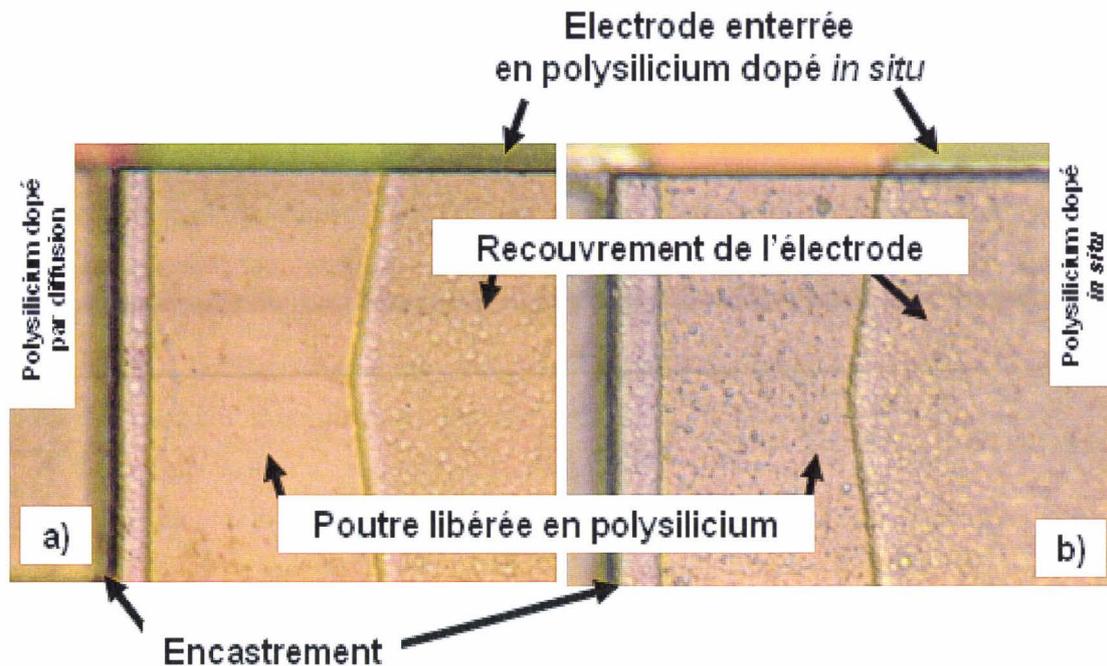


Figure I-21. Poutres bi-encastées libérées avec une électrode enterrée en vis-à-vis de la partie structurale, le recouvrement de marche dû à la présence de l'électrode est observable. a) Le matériau structural est du polysilicium dopé par diffusion avec un état de surface lisse, mais rugueux là où la structure recouvre l'électrode enterrée en polysilicium dopé in situ ; b) Le matériau structural est du polysilicium dopé in situ, son état de surface est rugueux.

Enfin, dans le prolongement de l'observation précédente, les effets du recouvrement de marche sont constatés. En effet, le profil en z de chaque niveau dépend du relief préexistant, présageant des zones de fragilité, le phénomène étant observable sur la Figure (I-21) aux niveaux de l'électrode et des encastremets. L'influence de ces zones de fragilité sera analysée par la suite (V.3).

III.4.2 Application : conception et fabrication d'une micropince

Cette partie de l'étude présente une application directe des procédés de fabrication multi-niveaux ; il s'agit d'une micropince actionnée par un train de 16 SDAs⁴⁰, couplé à un mécanisme d'amplification. La fabrication de cette pince est basée sur le procédé multi-niveaux décrit précédemment ; ce dispositif est composé de 4 niveaux de polysilicium, dont un niveau enterré.

⁴⁰ SDA : Scratch Drive Actuator ou transducteur électromécanique capable de déplacement linéaire.

III.4.2.a Introduction

Les micromanipulations endoscopiques aussi bien que *in vitro* de tissus biologiques ou de composants électroniques exigent l'utilisation de préhenseurs miniaturisés et puissants. De tels dispositifs doivent être capables de saisir un micro-élément pendant qu'un autre dispositif l'analyse ou le sépare de son milieu (avec un scalpel ou un laser). Par ailleurs, une pince miniaturisée présente l'intérêt de réaliser le transport sécurisé de micro-objets [70]. Dans la dernière décennie, les microtechnologies ont déjà fourni des démonstrateurs de micropinces électrostatiques mais leur faible amplitude d'ouverture ne permet pas le transport de micro-objets. De plus, jusqu'à présent, les actionneurs électrostatiques n'étaient pas adaptés pour réaliser des mouvements quasi-statiques ; ils étaient en effet plus utiles pour générer des mouvements oscillatoires. Des actionneurs piézo-électriques ont aussi été réalisés pour parvenir au micropositionnement de haute précision [71]. Sinon, les alliages à mémoire de forme possèdent de grands avantages tels que de grandes amplitudes de déformation, une force de recouvrement élevée et une grande densité d'énergie ; la littérature rapporte des exemples de pinces microfabriquées ou de structures fermantes [72-73].

Pour cette application, 16 SDAs ont été utilisés en parallèle pour actionner un mécanisme d'amplification, augmentant ainsi le rapport du déplacement des bras de la pince sur la surface occupée par le dispositif. Les SDAs sont connus comme des transducteurs électromécaniques qui convertissent une source électrostatique d'énergie en une force mécanique à travers un mécanisme de friction ; ces éléments mobiles permettent de réaliser un positionnement de haute précision avec une vitesse ajustable [74]. Cette double précision est aussi utilisée dans le dispositif afin de parfaitement contrôler l'action de serrement de n'importe quel objet sans l'endommager. Enfin, l'utilisation des SDAs permet l'utilisation des forces électrostatiques pour réaliser un mouvement quasi-statique.

Dans cette partie, la description de la micropince avec ses trois étages (actionnement, amplification, mâchoires) est présentée et le principe du mécanisme d'amplification est expliqué. Afin d'optimiser le dispositif et modéliser le système, des analyses ont été menées en utilisant les éléments finis. En relation avec le LRP⁴¹, le logiciel CASTEM2000TM a

⁴¹ LRP : Laboratoire de Robotique de Paris. Plus précisément, un partenariat IEMN/LRP/CEA (Commissariat à l'Énergie Atomique) a permis de simuler la pince conçue et fabriquée à l'IEMN. Les principaux acteurs de cet échange étant P. Bernardoni, E. Tsitsiris, S. Regnier, et P. Bidaud.

permis une évaluation précise du système fonctionnel et a évité des erreurs de conception qui auraient impliqué des phénomènes tels que le flambage des bras. Enfin, des caractérisations cinématiques ont été établies : les résultats expérimentaux sont en concordance avec les simulations.

III.4.2.b Conception du microdispositif

Les dimensions de la micropince sont $1200 \times 800 \times 10 \mu\text{m}$. Le dispositif est la combinaison de trois étages : actionnement, mécanisme d'amplification et bras/mâchoires (Figure I-22). La partie actionnement consiste en un train de 16 SDAs. Les forces électrostatiques sont ainsi utilisées pour actionner le moteur linéaire couplé au mécanisme d'amplification. La tranche amplification est la combinaison de 2 liaisons pivot fixes, 7 liaisons pivot mouvantes et de trois parties mobiles qui sont liées à la fois aux mâchoires et au moteur linéaire. La topologie choisie augmente la rigidité de la structure (Figure I-22). Le dernier étage est composé de deux bras avec une mâchoire à chaque extrémité. La forme des mâchoires et des bras dépend de la nature et de la taille de l'objet à saisir (Figure I-22a, I-22b).

L'ensemble de la structure est attaché au substrat d'une part grâce à des ressorts flexibles entre le train de SDAs et les plots de contact, et d'autre part par les deux liaisons pivot fixes utilisées dans le mécanisme d'amplification. Le potentiel appliqué à la pince est nul tandis que des électrodes enterrées sont placées sous le train de SDAs (pour le déplacement des SDAs).

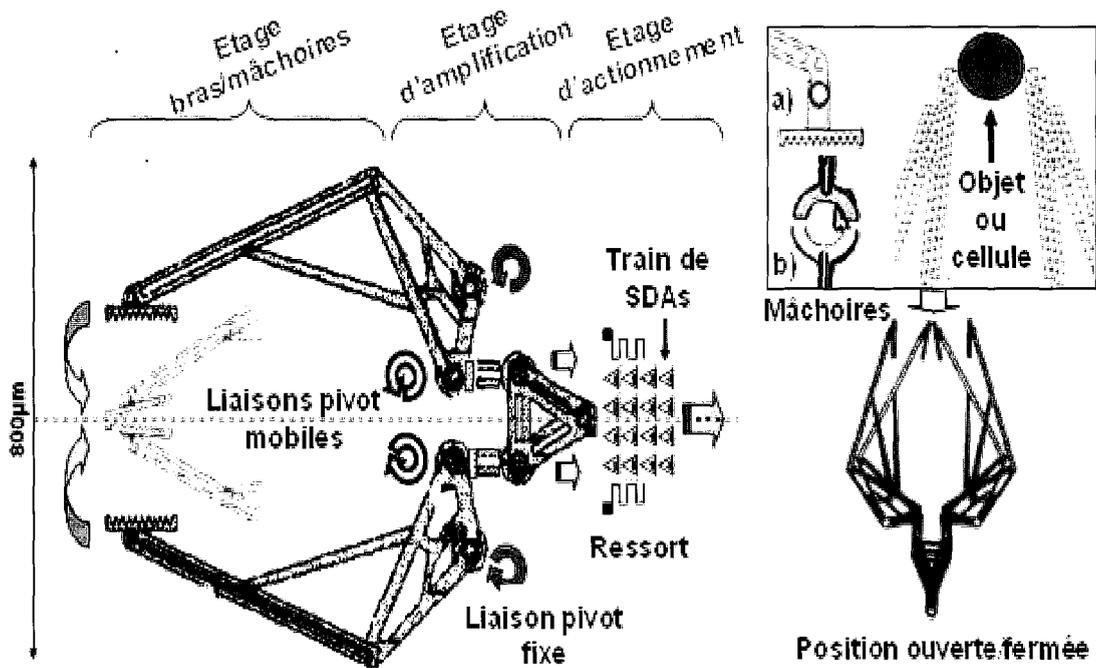


Figure I-22. Mécanisme d'actionnement de la micropince avec les trois étages : étage d'actionnement, l'étage d'amplification et l'étage bras/mâchoires avec différents types de mâchoires (a, b).

En appliquant un signal électrique sinusoïdal, les actionneurs SDAs avancent ; de ce mouvement résultent des forces qui induisent, via un phénomène de traction, le déplacement linéaire de l'étage d'amplification, permettant ainsi la rotation des bras de la pince autour des liaisons pivot fixes. Les SDAs sont des triangles de $70 \mu\text{m}$ de côté et la force développée par un SDA est de l'ordre de $50 \mu\text{N}$ environ. Des rangées de tels SDAs mis en parallèle sont assez puissantes durant l'actionnement pour passer outre les forces de collage et les forces de frottement à l'interface structure/nitride de silicium

La fabrication de la structure est basée sur la technologie 'haute température' et le procédé multi-niveaux (Figure I-23). Par ailleurs, la fabrication d'un réservoir en dessous de la pince a été faite pour réaliser des expérimentations biologiques comme la préhension d'une cellule dans une solution aqueuse (Figure I-24). Une conséquence positive de la gravure du réservoir est la diminution des interactions de surface entre les bras de la pince et le substrat, et donc la réduction des frottements durant le fonctionnement. La gravure du réservoir a été opérée juste avant la libération des structures (Figure I-24a). Une fenêtre a été définie via une attaque chimique au BE7-1 afin d'accéder au niveau du nitride de silicium (Figure I-24b). Le nitride

de silicium a été gravé par une gravure RIE, les gaz étant du CHF_3 et du CF_4 (Figure I-24c). Ainsi, durant la phase de libération des structures, le premier oxyde thermique est attaqué, permettant d'obtenir un réservoir ayant une profondeur de $0,9 \mu\text{m}$ (Figure I-24d).

Les ressorts flexibles liant le train de SDAs au substrat sont les seuls éléments du système qui pourraient forcer la pince à revenir à sa position initiale/ouverte après un serrage (Figure I-23), mais les forces de recouvrement développées par les ressorts sont petites par rapport aux forces de frottement. Ainsi, dans cette première version de conception, la micropince peut uniquement être utilisée une fois. L'avantage de cette topologie est que la préhension d'un objet est parfaitement contrôlée : l'actionnement de la pince peut être stoppée à tout instant, laissant ainsi la pince fermée dans la position désirée [75]. Ceci est utile pour réaliser un transport sécurisé ou pour immobiliser une cellule sans l'endommager.

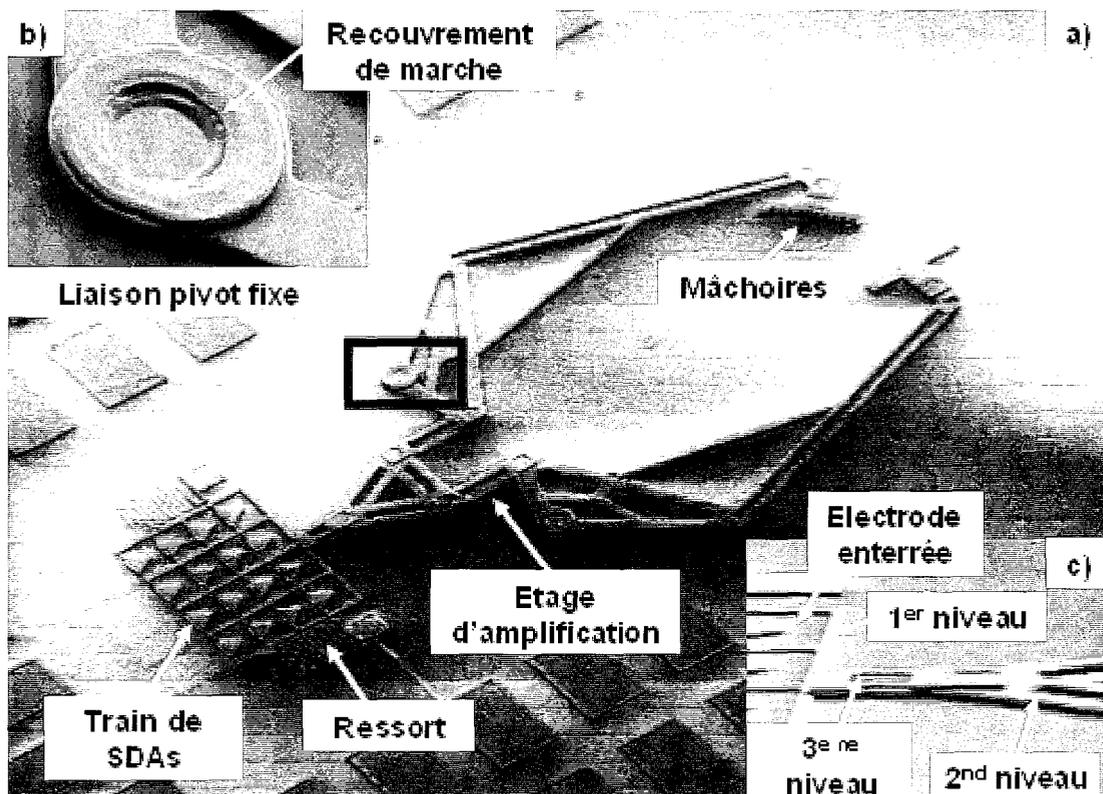


Figure I-23. Micropinça à actionnement électrostatique, combinaison d'un moteur linéaire, d'un mécanisme d'amplification et d'un étage 'mâchoire' (a), avec le détail d'une liaison pivot fixe (b) et l'observation visuelle des quatre niveaux de polysilicium (c) requis pour fabriquer la structure mécanique.

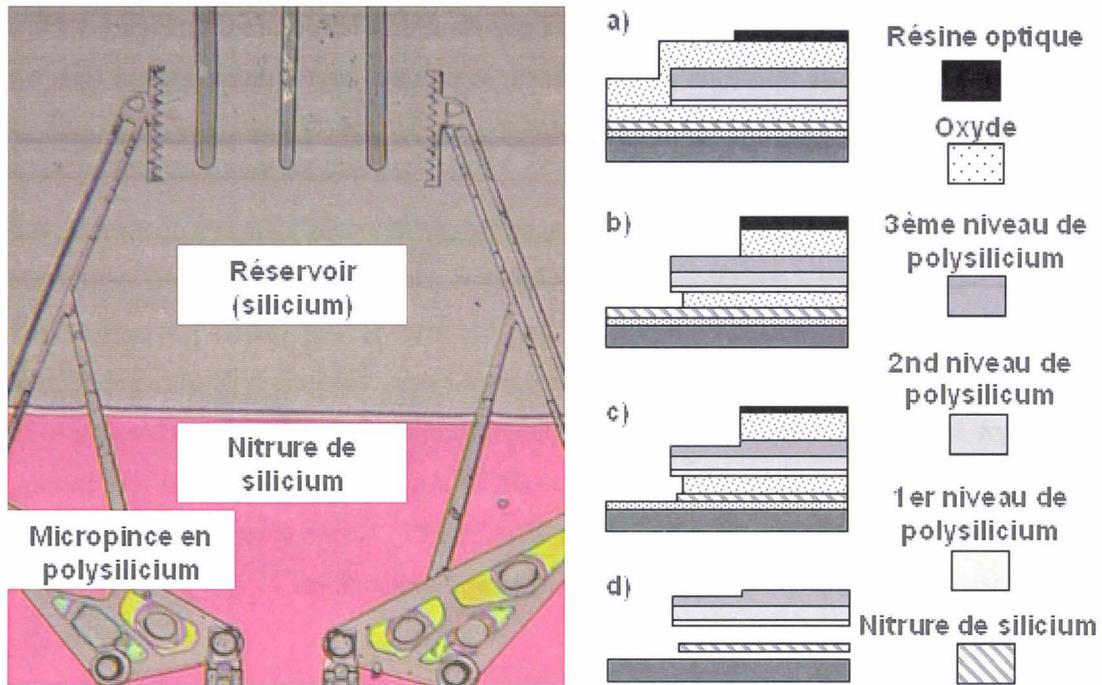


Figure I-24. Observation et procédé de fabrication d'un réservoir en dessous de la structure pour des applications biologiques et pour la diminution des interactions de surface entre la pince et le substrat.

III.4.2.b Simulations de la micropince

Les simulations de la pince ont été réalisées avec le logiciel CASTEM 2000TM⁴² qui est un simulateur utilisant un code par éléments finis. Deux approches ont été utilisées pour simuler la structure, consistant dans le choix d'éléments 'Shell' ou 'Beam' pour le maillage de la structure. Par la suite, les résultats de simulations obtenus dans les deux cas sont présentés. Pour les calculs, la force développée par un SDA est considérée égale à 50 μN [74]. La première étape a été de déterminer les paramètres critiques : la charge critique de flambage et le niveau de contraintes induit pendant le fonctionnement (Figure I-25). La charge critique de flambement est égale à 3040 μN dans le cas d'éléments 'Beam' et 1360 μN avec des éléments 'Shell', menant à un facteur minimum de sécurité de 1,7. Ainsi, le flambement est évité durant l'actionnement de la pince. Concernant le niveau de contraintes induit, le critère de Von Mises est présenté en Figure (I-25) et les concentrations de

⁴² CASTEM2000TM est un code informatique de calcul utilisant la méthode des éléments finis. Ce programme est largement utilisé en thermomécanique, en mécanique des fluides et dans la mécanique des milieux continus (flambage, rupture, élasticité, plasticité, etc.). Il intègre le solveur avec le pré et le post traitement. CASTEM2000TM est développé au Laboratoire de Mécanique de Systèmes et Simulation avec le Commissariat français à l'Energie Atomique (CEA).

contraintes les plus importantes sont trouvées dans la zone *S*, aux croisements des bras (Figure I-25b) (les autres parties de la pince ayant un niveau de contraintes faible) avec 3,5 MPa (éléments 'beam') et 129 MPa (éléments 'Shell'), ce qui est loin de la valeur à rupture du polysilicium (1,2-1,5 GPa); ainsi, aucune rupture ne peut apparaître durant le fonctionnement de la pince. Deuxièmement, l'évolution du rapport d'amplification en fonction de la raideur de l'objet saisi a été analysée (Figure I-26). Quel que soit l'élément de maillage, deux phases peuvent être observées : premièrement le rapport d'amplification est constant et ensuite il décroît. Pour les applications visées, *i.e.* la saisie d'objets en polymère ou de cellules, le rapport d'amplification est constant et égal à 5,19 (éléments 'dessous') ou 5,435 (éléments 'Shell'). Finalement, la sensibilité de la micropince dépend du déplacement du bras et la Figure (I-27) montre le déplacement d'un bras de la pince en fonction de la force générée par le train de SDAs suivant la raideur de l'objet à saisir ; la raideur de certain matériau est indiquée afin de donner des points de référence (Figure I-27). Les simulations mettent en avant que, dans le cas d'un objet à saisir de faible raideur, seulement 4 SDAs sont nécessaires pour actionner la pince ; mais, dans le but d'être sûr de surmonter les problèmes de stiction et de frottements, 16 SDAs composent le moteur linéaire.

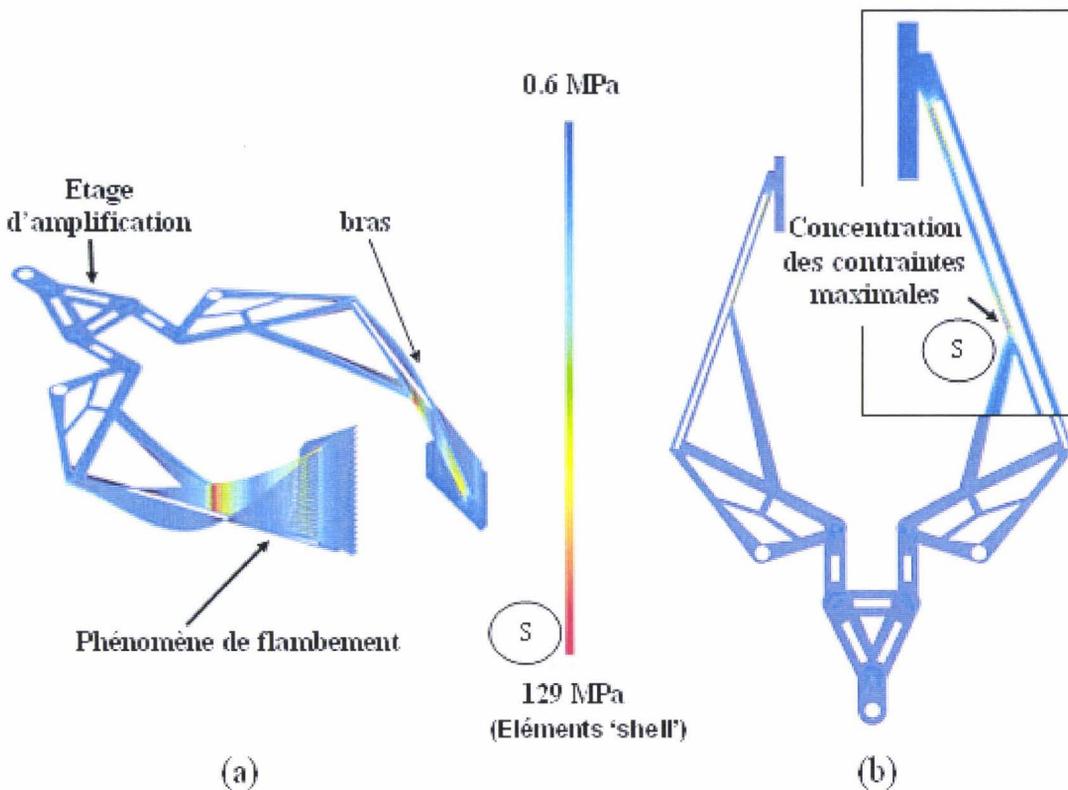


Figure I-25. Simulation par les éléments finis du phénomène de flambage (a) et analyse du critère de Von Mises dans la structure durant le fonctionnement (b).

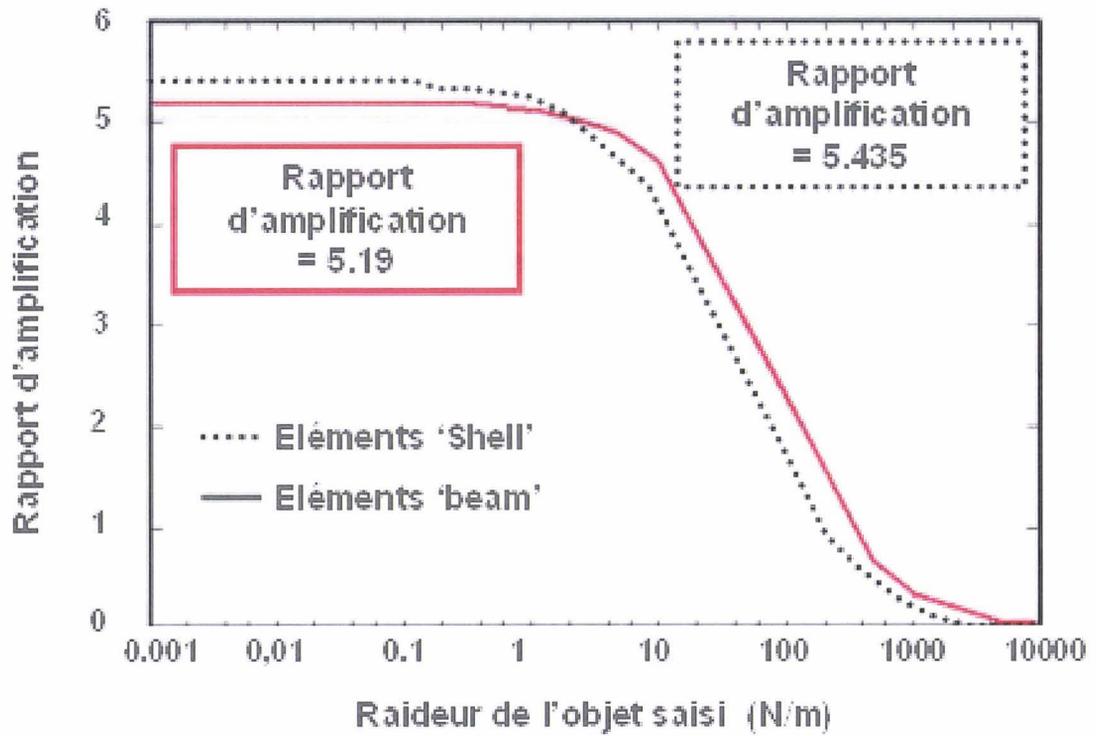
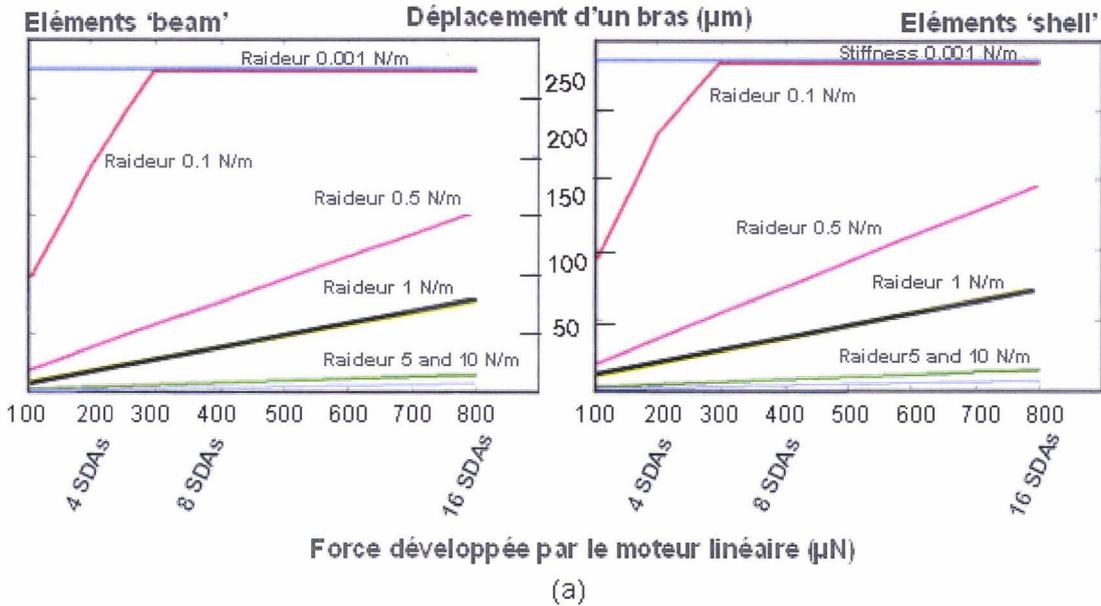


Figure I-26. Evolution du rapport d'amplification en fonction de la raideur de l'objet saisi suivant les éléments de maillage utilisés ('beam', 'Shell').



Matériau de l'objet saisi	Raideur N/m	Matériau de l'objet saisi	Raideur N/m
Acier	3,14E+05	Peau 2	47
Plomb	26650	Caoutchouc	15,7
nylon	4390	polymère gel	1,57E-02
polyethylene	314	chromosome	4,70E-04
Peau 1	172	Cellule endotheliale	2,04E-04
Molécule lysozyme	2,04	Molécule lysozyme 2	0,705

(b)

Figure I-27. Déplacement d'un bras de la pince versus la force générée par le train de SDAs en fonction de la raideur de l'objet à saisir et selon les éléments de maillage utilisés (éléments 'dessous' a), éléments 'Shell' b)).

III.4.2.c Expériences

Deux types de pince ont été actionnées : la première d'entre elles ayant pour objectif de transporter des objets en polymère (il s'agit de la pince simulée sur CASTEM2000TM) et la seconde a été conçue pour saisir des fibres optiques. Dans les deux cas, une tension alternative de ± 75 V pour l'actionnement des SDAs permet de surmonter les forces initiales d'adhésion, telles que la stiction ou le couplage électrostatique, et de tirer l'étage d'amplification. La fréquence d'actionnement des SDAs a été fixée à 45 Hz et les tests ont été réalisés dans l'air.

La figure (I-28) montre quelques observations durant le fonctionnement des deux pinces. Il peut être observé les restes du film de nitrure qui étaient masqués par la pince en polysilicium durant la gravure du réservoir (Figure I-24). Après l'actionnement, sans appliquer de tension, les pinces restent en position fermée.

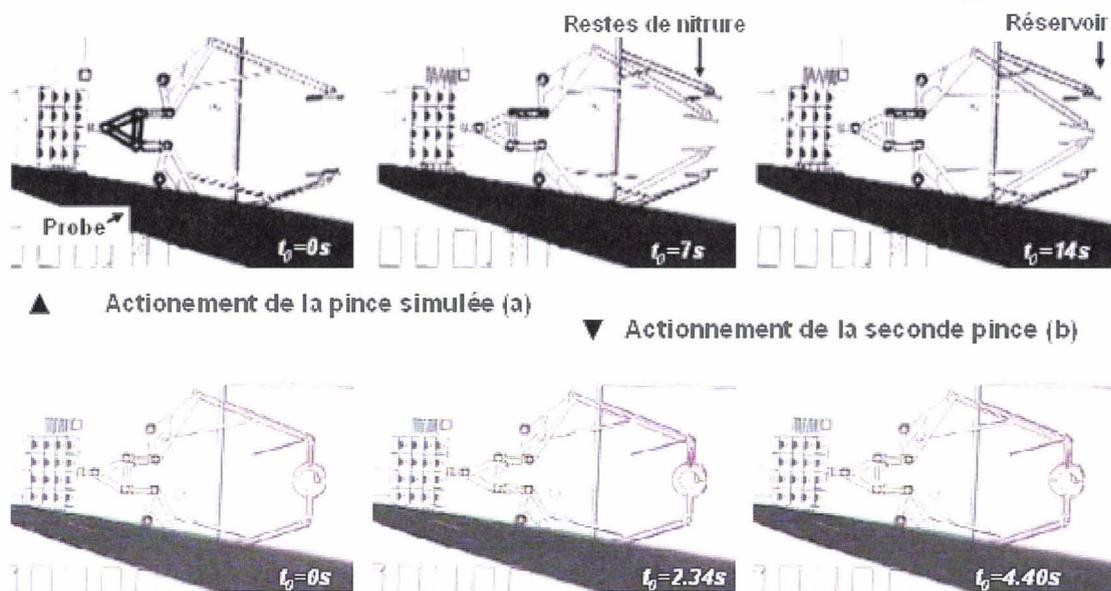


Figure I-28. Observations vidéo des deux micropinces durant l'actionnement. a) La pince simulée et utilisée pour le transport sécurisé d'objets en polymère ; b) pince pour la préhension de fibre optique.

La caractérisation cinématique a été réalisée à travers les observations vidéo et elle confirme les résultats donnés par les simulations en terme de déplacement et du rapport d'amplification dans le cas de la structure simulée : le rapport d'amplification a été déterminé égal à 5,9 (5,19 et 5,435 en théorie). La différence peut être expliquée par le fait que d'une part, le jeu mécanique entre les axes de rotation et les parties mobiles n'ont pas été pris en compte lors de la phase de simulation, et d'autre part que la forme des mâchoires est différente. Finalement, les éléments 'Shell' pour le maillage dans l'analyse par éléments finis semblent plus adaptés pour l'étape de simulation. Dans le cas de la pince non simulée, le rapport d'amplification est 2,5.

Prenant en compte que $t_0 = 0$ s correspond au début du mouvement de la pince, le déplacement d'un bras de la pince en fonction du temps est indiqué dans la figure (I-29) pour les deux pinces. Les résultats expérimentaux montrent que la pince simulée est fermée après

14 secondes et que la vitesse est constante ($19,64 \mu\text{m/s}$) dans le cas d'un déplacement de bras de $275 \mu\text{m}$. Dans le cas de la pince non simulée, la vitesse de fermeture est constante et égale à $4,625 \mu\text{m/s}$.

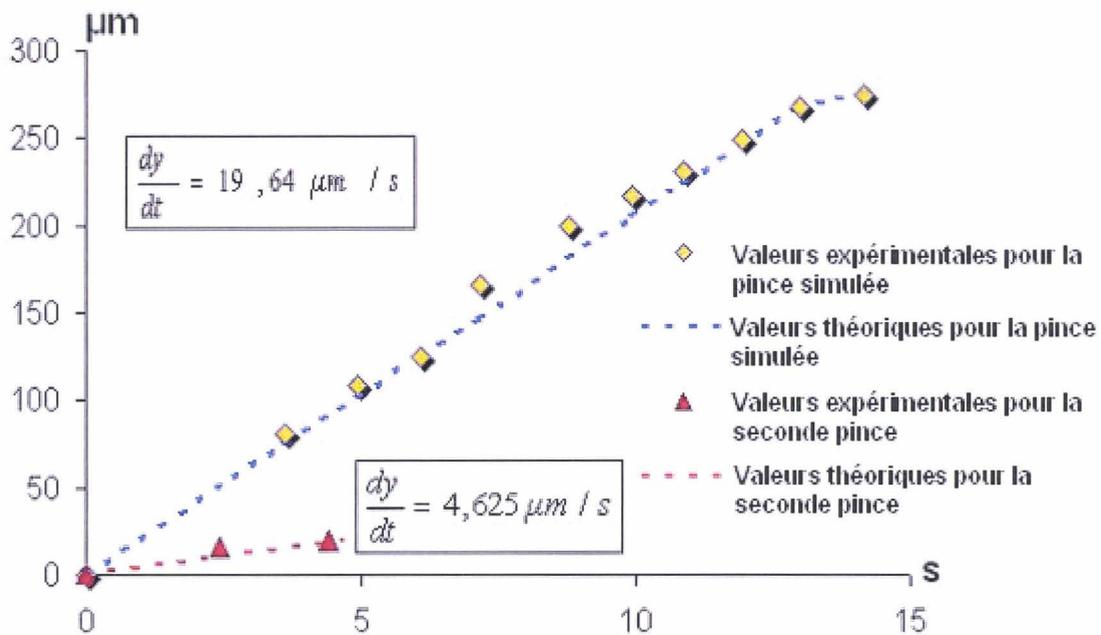


Figure I-29. Mesures expérimentales du déplacement d'un bras versus le temps dans le cas de chacune des pinces actionnées et détermination de la vitesse de fermeture.

Les expériences montrent que les paramètres cinématiques et le rapport d'amplification de la pince dépendent de la forme de l'étage bras/mâchoires ; ainsi, pour chaque nouveau design, des simulations doivent être réalisées pour déterminer le rapport d'amplification. Finalement, les paramètres d'actionnement du moteur linéaire (polarisation, excitation) sont exactement les mêmes.

III.4.2.c Conclusion

Une nouvelle technique de micropréhenseur a été démontrée. Le concept consiste en une combinaison d'un moteur linéaire et d'un étage d'amplification afin d'obtenir de grandes amplitudes de déplacement. L'actionnement électrostatique de la pince a été réalisé avec succès. Les déplacements en mode quasi-statique ont été obtenus via l'utilisation de SDAs qui permettent un positionnement très précis des mâchoires. Ces mâchoires restent en position fermée après la préhension de l'objet. De plus, des simulations ont permis de déterminer la

force générée en fonction de la raideur de l'objet serré. Le système complet a été réalisé avec succès via un procédé multi-niveaux et des caractérisations cinématiques ont été faites. Cette technique de haute précision, basse consommation et compatible avec les circuits intégrés ouvre de nouvelles possibilités, performances et applications pour les analyses biologiques et le transport sécurisé.

III.5 Mise en place du procédé froid

III.5.1 Enjeu de la technologie 'basse température'

Une des idées phares du concept des microsystemes est de pouvoir intégrer sur une même puce des capteurs, des actionneurs, et l'électronique de traitement du signal et de commande. Cet objectif a mené à la problématique de la co-intégration MEMS/circuits intégrés (IC⁴³) ; en effet, la plupart des microsystemes conçus sont basés sur une technologie 'haute température', non compatible avec les procédés de fabrication utilisés en microélectronique en raison du budget thermique⁴⁴ trop important. A titre d'exemple, les interconnexions en métal (aluminium, cuivre) ne supportent pas le budget thermique (500-800°C pendant 7 heures) imposé par le dépôt du polysilicium. Une technologie 'basse température' apparaît ici comme une solution au problème de l'intégration des microsystemes en phase 'Above IC'⁴⁵.

Des composants tels que les commutateurs RF ont déjà été fabriqués avec ce type de procédé afin de pouvoir utiliser des substrats en arséniure de gallium, mais la plupart des systèmes réalisés en technologie 'basse température' restent des structures élémentaires simples (poutre encastrée-libre, micropont) et sont limités en amplitude de déplacement (épaisseur de la couche sacrificielle). Or, des techniques telles que des antennes rotatives ou l'assemblage tridimensionnel pour élever hors du plan des inductances ont des applications dans le domaine industriel [76]. Pour répondre à cette demande, il est nécessaire de pouvoir disposer de micro-actionneurs capables de se déplacer et d'induire un mouvement à un système. Pour cette raison, la mise en place du procédé 'basse température' s'est faite autour du développement de transducteurs électromécaniques tels que les SDAs en technologie 'basse température' [77].

⁴³ IC : Integrated Circuit ou circuit intégré.

⁴⁴ Budget thermique : paramètre descriptif d'un procédé de fabrication prenant en compte les températures appliquées et le temps du procédé.

⁴⁵ Phase 'Above IC' : Correspond à une phase de fabrication qui se déroule après la réalisation de la partie microélectronique.

En plus de l'intégration directe d'un microsystème en 'Above IC' et la possibilité d'utiliser tous les types de substrats, la technologie 'basse température' présentent d'autres avantages. Tout d'abord, dans le cadre de micro-actionneurs, les frottements générés par les déplacements sont moins préjudiciables à long terme au matériau structurel ; en effet, la dureté d'un métal comme l'or est 6 fois plus important que celle du polysilicium, induisant moins d'usure et de débris pour des conditions d'utilisation similaires. Deuxièmement, les coûts de fabrication sont moins élevés : les frais générés par une pulvérisation de métal ou un dépôt de polymère sont bien moins importants qu'un seul dépôt LPCVD. Enfin, les microsystèmes fabriqués 'basse température' sont biocompatibles ; des matériaux tels que la résine SU-8 peuvent être facilement intégrés dans le procédé de fabrication quelle que soit l'avancée de la réalisation, contrairement au procédé 'haute température' où les métaux et polymères ne peuvent être déposés qu'en phase finale.

En conclusion, la technologie 'basse température' présente un fort potentiel pour le futur développement des microsystèmes, tant d'un point de vue commercialisation (co-intégration) que recherche (biotechnologie). Les parties suivantes décrivent le procédé de fabrication mis en place, les résultats expérimentaux obtenus, les difficultés rencontrées et les perspectives de recherche concernant la conception de micro-actionneurs de type SDAs en technologie 'basse température'.

III.5.2 Description du procédé de fabrication 'basse température'

Le procédé 'basse température' est basé sur le micro-usinage de surface de l'or avec l'utilisation d'un polymère PMGI⁴⁶ pour constituer la couche sacrificielle. Comme pour le procédé de fabrication 'haute température', ce procédé est rapidement mis en oeuvre. Cette rapidité est d'ailleurs nécessaire pour éviter le vieillissement (durcissement, polymérisation, fluage de résine) de la couche sacrificielle. Six étapes de lithographies sont nécessaires : délimitation des électrodes enterrées, gravure de la couche diélectrique pour accéder aux électrodes enterrées, gravure des bushings, définition des contacts, remplissage des contacts avec de l'or électrodéposé, et délimitation du niveau structurel. La température maximale atteinte lors de ce procédé est de 200°C.

⁴⁶ PMGI : Polymethylglutarimide ; résine optique dont la température de polymérisation est de 200°C et réagissant uniquement aux UV profonds (240 à 290 nm). Cette résine est couramment utilisée pour les étapes de lift-off.

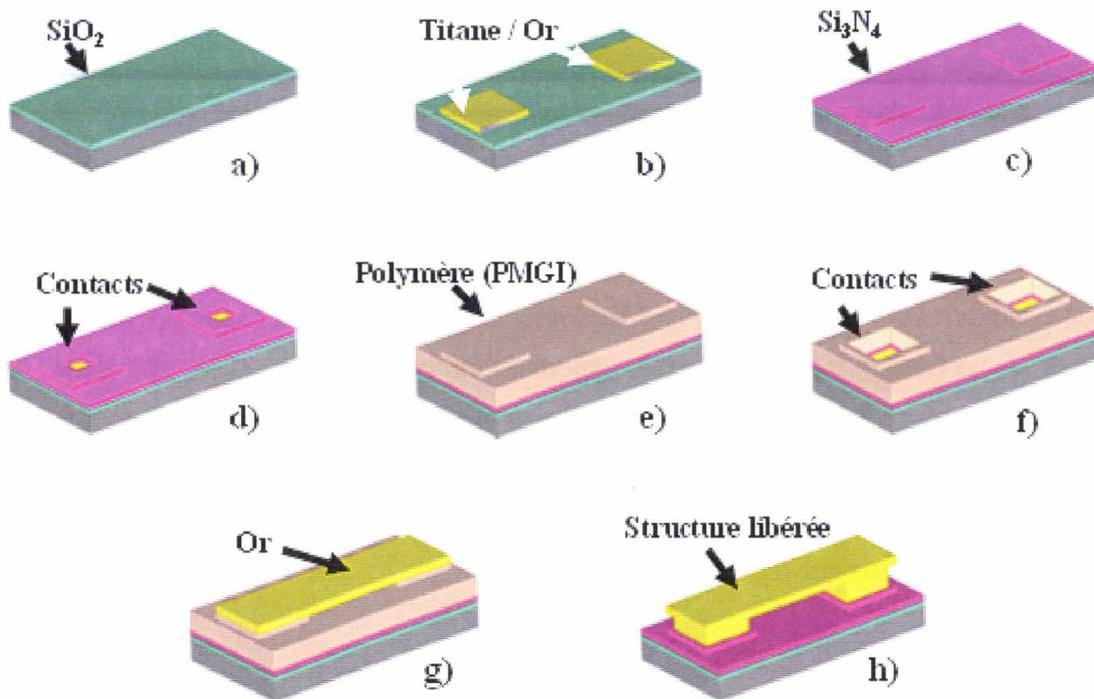


Figure I-30. Usinage de surface pour la fabrication de structure avec un niveau structurel en technologie 'basse température'.

Le substrat utilisé est un substrat de silicium. La première étape consiste à déposer à 200°C un oxyde de silicium PECVD de 0,35 μm (Figure I-30a), suivie par une évaporation de titane 0,1 μm , faisant office de couche d'adhérence, et d'une évaporation d'or 0,25 μm . Les électrodes sont délimitées par une attaque KI⁴⁷ isotrope pour l'or et une attaque isotrope au BE-7.1 dilué (évitant l'attaque trop rapide de l'oxyde d'isolation) pour graver le titane (Figure I-30b). Après cette délimitation, un nitrure de silicium Si₃N₄ est déposé en PECVD à 200°C avec une épaisseur de 0,3 μm pour isoler électriquement les électrodes enterrées (Figure I-30c). Une gravure RIE est alors nécessaire pour attaquer le matériau diélectrique au niveau des électrodes afin de pouvoir établir par la suite les connexions électrodes enterrées/niveau structurel (Figure I-30d). L'étape suivante consiste à déposer la couche sacrificielle PMGI avec une épaisseur de 2 μm (Figure I-30e). Ensuite, une pulvérisation d'aluminium 0,05 μm est réalisée pour servir de masque afin de réaliser la gravure RIE, anisotrope, et partielle de la couche sacrificielle (bushings). L'aluminium est enlevé via une attaque au BE-7.1. La gravure des contacts réside en une photolithographie de la couche

⁴⁷ KI : Iodure de potassium.

sacrificielle via l'utilisation d'une résine optique classique (Shipley S1818) comme masque et des UV⁴⁸ profonds pour insoler la PMGI. Après retrait du masque, un recuit à 190°C est alors imposé à la résine PMGI pour arrondir les angles dans le plan normal au plan avec l'objectif d'éviter de futures fragilisations au niveau des contacts (Figure I-30f). Une épaisseur de 0,6 µm d'or est obtenue par pulvérisation et est guidée par le recouvrement des contacts et des bushings. Une étape de masquage est ensuite utilisée pour protéger tout le niveau structural, hormis les contacts, pour électrodéposer de l'or afin de remplir les contacts ; cette partie du procédé n'est pas indispensable, mais permet d'assurer une meilleure rigidité mécanique des structures. Une gravure KI est réalisée pour délimiter le niveau structural (Figure I-30g). Finalement les structures sont libérées par une gravure humide au 'remover PG'⁴⁹, puis plongées dans un bain d'IPA et enfin séchées sur une plaque chauffante à 80°C pendant 15 min (Figure I-30h). Les structures de test fabriquées avec cette technologie sont montrées en Figure (I-31).

⁴⁸ UV : Ultra-Violet.

⁴⁹Remover PG : Mixture de solvant organique gravant de manière optimum les résines optiques, et couramment utilisé pour les étapes de lift-off. (Composition : N-Methyl Pyrrolidinone >99%).

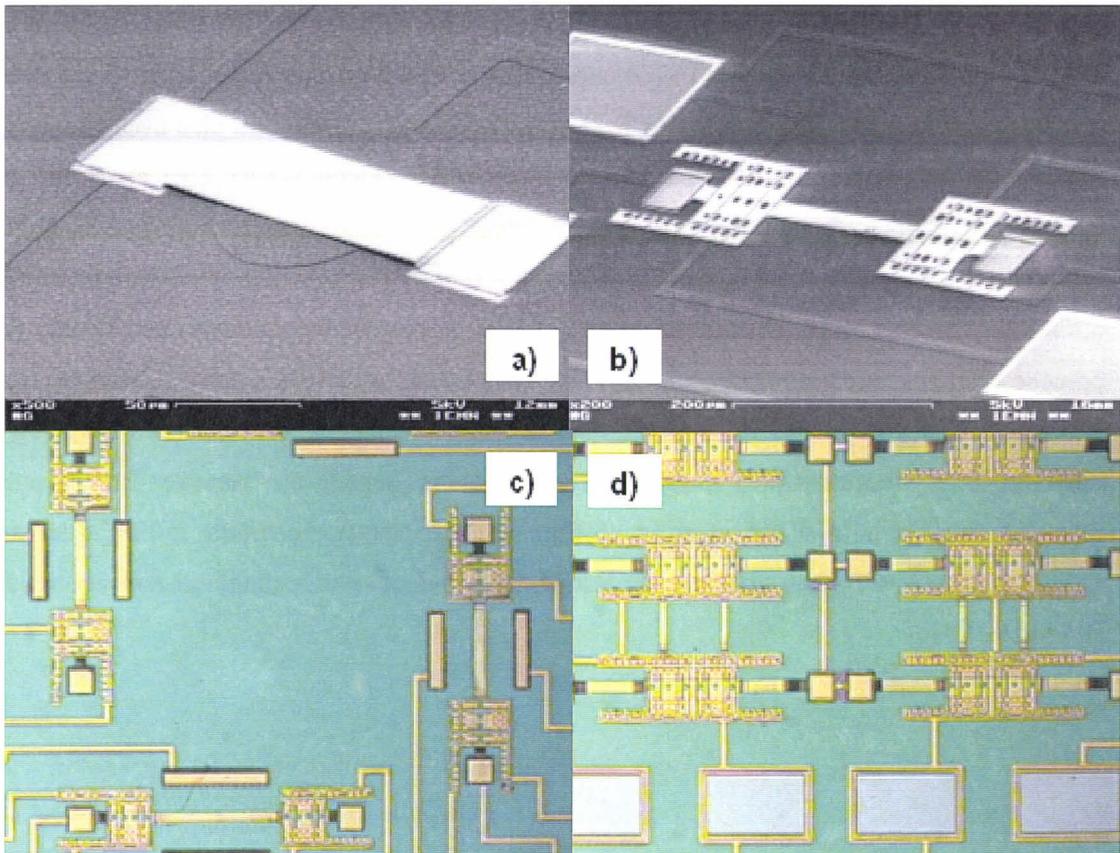


Figure I-31. *Vue au microscope MEB et optique des structures de test en or. a) Poutre bi-encastée avec une électrode enterrée pour un actionnement en flexion ; b) Poutre bi-encastée avec des plateaux d'actionnement sur les extrémités pour un test en torsion ; c) Ensemble de structures de test en torsion ; d) Tests de traction pour des poutres bi-encastées.*

III.5.3 Fabrication de micro-actionneurs mobiles et actionnement

Les structures fabriquées sont des trains de 16 SDAs (4 lignes de 4 SDAs). Les SDAs sont ici des triangles de 70 μm de côté (Figure I-32a). Les dispositifs ont été fabriqués suivant le procédé de fabrication 'basse température' décrit précédemment (III.5.2).

Les tests d'actionnement des structures mobiles ont lieu dans l'air. Quelle que soit la fréquence d'excitation ou la tension d'actionnement, les trains de SDAs ne se meuvent pas. Par contre, ces mêmes tests d'actionnement mettent en évidence que pour une tension sinusoïdale de ± 100 V, avec une tension de décalage de +100V et une fréquence d'excitation de 130 Hz, des soubresauts paraissent. L'hypothèse que des débris ou des forces de capillarité empêchent la progression des SDAs est émise. Pour vérifier cette théorie, un train de SDAs est détruit à l'aide d'une pointe en tungstène et les pistes de SDAs sont examinées au

microscope optique ; les observations montrent des agglomérats de débris (issus de la couche sacrificielle) placés préférentiellement en proximité des bushings des structures libérées (Figure I-32b).

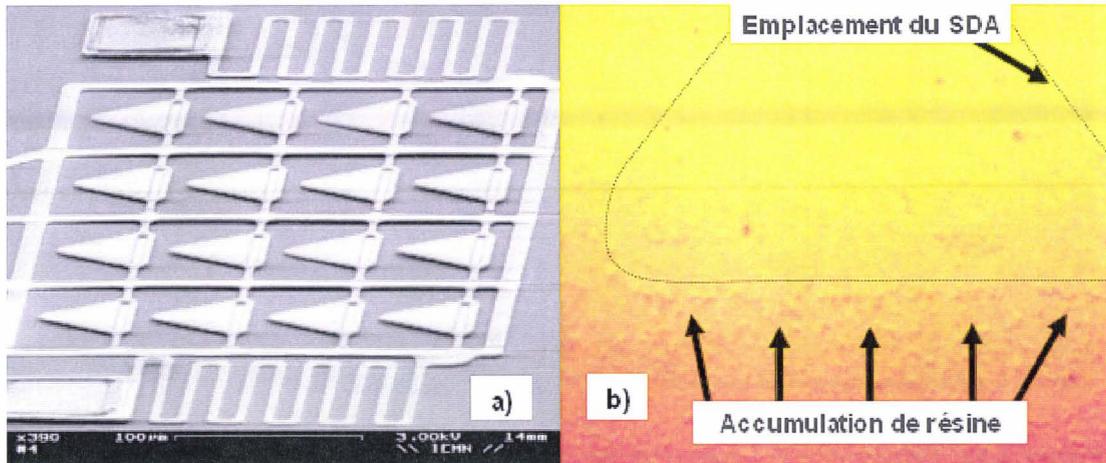


Figure I-32. a) Train de 16 SDAs en or connecté au substrat par des ressort ; b) Substrat (nitrure de silicium) après libération des structures à l'emplacement d'un SDA (détruit pour l'observation), avec accumulation de débris de résine au niveau du bushing.

Pour s'affranchir de cet obstacle, l'ensemble des structures libérées est soumis à un plasma d'oxygène pendant 1 heure à la suite duquel des observations au microscope valident la disparition de la fine couche de résidus. Les structures sont à nouveau testées dans les conditions de soubresauts (± 100 V avec un offset de +100 V, excitation de 130 Hz) et des soubresauts plus importants se manifestent. La nouvelle hypothèse est que le train de SDAs en or ne développe pas un travail mécanique suffisant pour vaincre les forces de rappel des deux ressorts.

Pour valider la théorie précédente, un ressort du train de SDAs est cassé à l'aide d'une pointe métallique. Dans les conditions d'actionnement obtenues pour les soubresauts, un déplacement du train de SDAs et la déformation du ressort restant sont observés (Figure I-33). L'expérience suivante consiste à détruire les deux ressorts et à polariser la structure avec une pointe en tungstène ; un déplacement pseudo linéaire (du à la gêne occasionnée par la pointe) a lieu tant que le train de SDAs reste polarisé. La figure (I-33) montre plus précisément les différentes expériences.

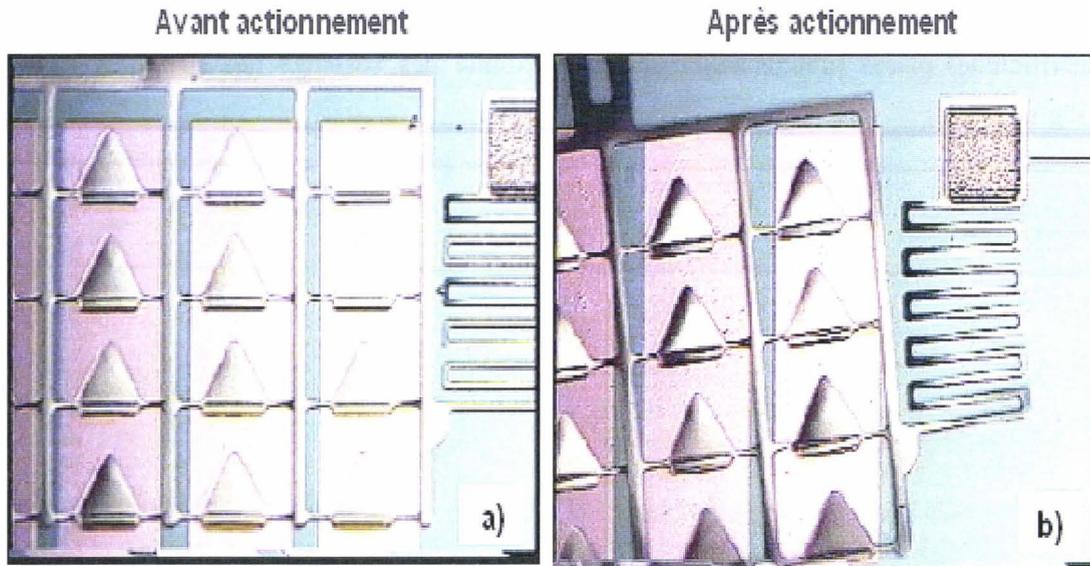


Figure I-33. Observation à l'aide d'un microscope optique du train de SDA en or avec un ressort cassé, avant (a) et après (b) actionnement.

III.5.4 Analyse des résultats expérimentaux

III.5.4.a Inconvénients du procédé de fabrication

Le procédé de fabrication 'basse température' présente l'avantage, outre ceux déjà énoncés, d'être facilement et rapidement mis en œuvre. Néanmoins, cette technologie exhibe au premier abord des inconvénients majeurs liés en grande partie à la nature de la couche sacrificielle (polymère).

Tout d'abord, lors de la gravure partielle des bushings à l'aide d'un plasma oxygène, il est difficile d'obtenir une gravure parfaitement anisotrope. Pour cette raison, des fragilités apparaissent au niveau des angles dans le plan normal au substrat (Figure I-34a). En effet, une gravure, même très légèrement isotrope, induit l'apparition de niches (au niveau des angles) dans lesquelles le matériau structural se dépose très peu lors de la pulvérisation de l'or. Ces zones de fragilités peuvent mener aisément à la destruction finale de la structure lors de la phase de libération des structures mobiles en milieu liquide ou d'un actionnement cyclique (Figure I-34b).

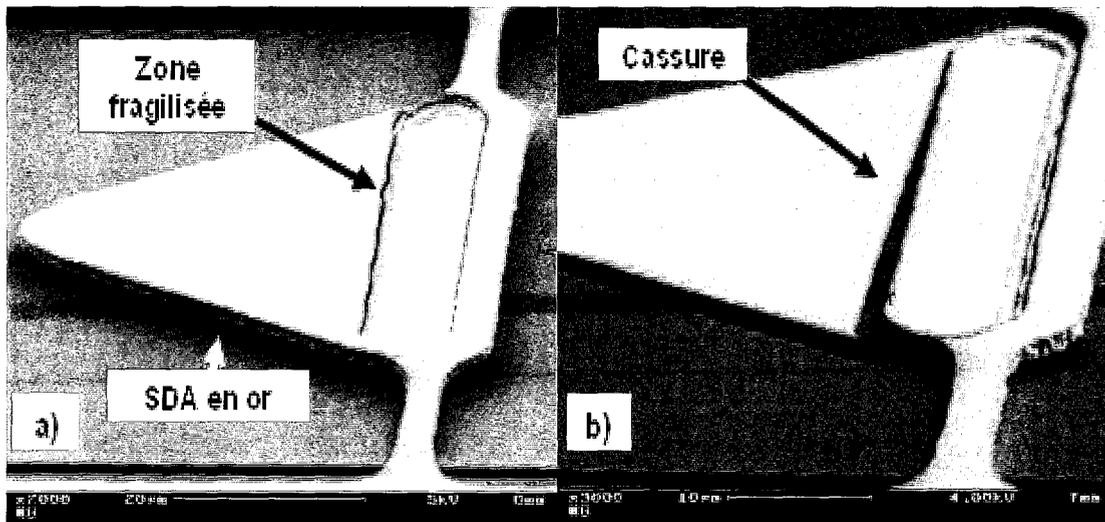


Figure I-34. a) SDA présentant une zone de fragilisation au niveau du bushing, due au dépôt d'or sur une couche sous-gravée (couche sacrificielle) ; b) Destruction d'un SDA suite à un actionnement cyclique, due à une cassure dans la zone fragilisée.

Deuxièmement, après l'attaque de la couche sacrificielle par le remover PG, des résidus d'une constitution chimique inconnue se déposent autour des bushings (III.5.3) (Figure I-32). Ce phénomène est dû au fait que les bushings correspondent à des passages étroits (distance structure/substrat égale à $0,5 \mu\text{m}$ contre au minimum $2 \mu\text{m}$ ailleurs) où les résidus sont freinés et s'accumulent lors de leurs fluctuations en milieu liquide (étape de libération). Les manipulations effectuées précédemment ont démontré que ce problème était facilement résolu via un plasma oxygène (III.5.3).

Troisièmement, la nature même de la couche sacrificielle (*i.e.* une résine optique non polymérisée) est un problème en soi. Effectivement, tout corps étranger entrant en contact avec la résine peut l'indenter au cours du procédé de fabrication. Ainsi, si une indentation est réalisée avant le dépôt du matériau structural, la forme finale prendra en compte cette modification du relief (Figure I-35) ; l'apparition d'un bushing inopportun ou d'un contact avec le nitrure de silicium peut rapidement mener à une mauvaise fonctionnalité du système. Il est tout de même nécessaire de remarquer qu'un tel problème présente une faible probabilité de se produire dans une fonderie industrielle.



Figure I-35. Observation au microscope à balayage électronique d'un défaut (sous la forme d'un bushing) dû à une indentation de la couche sacrificielle lors la fabrication des structures.

La dernière remarque concernant les inconvénients liés à la couche sacrificielle est la stabilité à long terme. En effet, une fois déposée, la PMGI doit être usinée dans un délai de 15-20 jours sous peine de se dégrader (durcissement, formation d'un film mince très résistant en surface, dégazage). Typiquement, lors de l'étape de libération des structures mécaniques, des films minces résistant aux attaques classiques adaptées au procédé 'basse température' (plasma oxygène, remover PG, acétone, etc.) s'attachent aux structures mécaniques ou se glissent entre les structures et le substrat (Figure I-36). Cette remarque est particulièrement pertinente dans le cas des fonderies industrielles où de longs laps de temps peuvent s'écouler entre le début et la fin d'un procédé technologique.

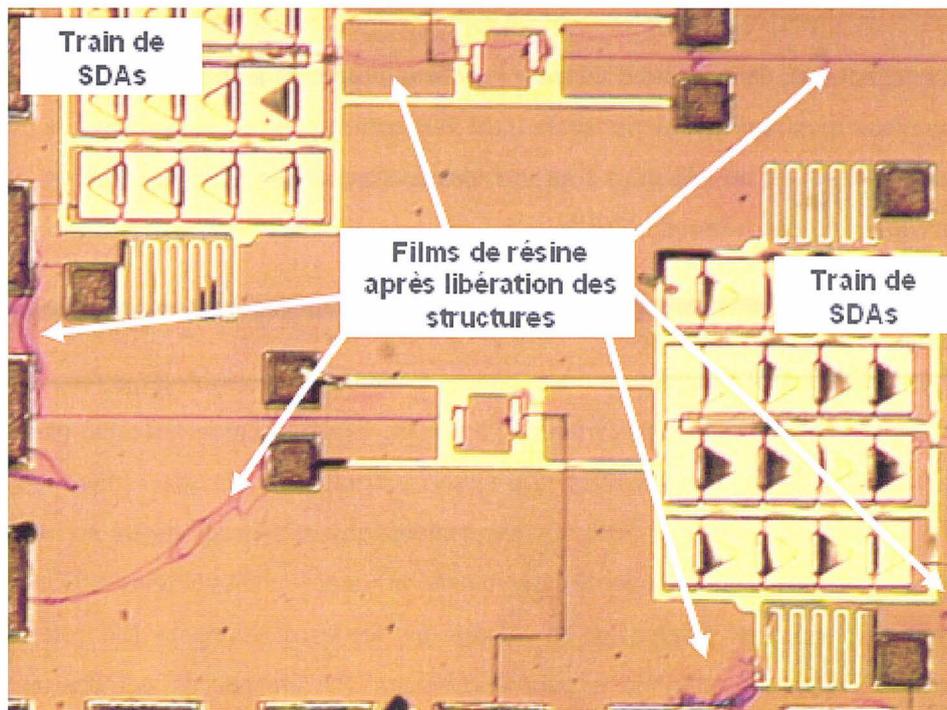


Figure I-36. Films de résine durcie s'étalant sur le relief existant après la phase de libération des structures mobiles, en raison du vieillissement de la résine (dépôt antérieur à 20 jours à l'étape de libération).

Enfin, l'adhérence du nitrure de silicium déposé à 200°C en PECVD sur l'or est critique. Deux exemples pratiques permettent d'arriver à cette conclusion : tout d'abord, un flux d'azote (durant une étape de séchage) peut mener au décollement du matériau diélectrique au niveau du recouvrement des électrodes enterrées ; d'autre part, des morceaux de nitrure recouvrant de l'or ont été arrachés lors du nettoyage dans de l'acétone d'une plaquette sur laquelle un dépôt de PMGI avait échoué.

La plupart des défauts mis en évidence dans cette partie possèdent des solutions ; celles-ci seront proposées par la suite (III.5.4.c).

III.5.4.b Les micro-actionneurs mobiles

La caractérisation des trains de SDA fabriqués en technologie 'basse température' est basée sur les vidéos réalisées durant les phases d'actionnement. Les observations visuelles nous permettent de déterminer la cinématique de la structure et d'estimer les forces générées lors du déplacement.

Pour la cinématique, dans le cas d'un train attaché uniquement à un seul ressort, les résultats expérimentaux montrent que la vitesse du train sans contraintes (*i.e.* sans avoir à pousser ou à tracter un système) est de $184 \mu\text{m/s}$ pour une tension sinusoïdale $\pm 100 \text{ V}$, un offset de $+100 \text{ V}$ et une fréquence d'excitation de 130 Hz .

La force générée par un train de SDAs en or est déterminée dans le cas où un ressort est cassé, l'autre polarisant la structure. La première étape de l'estimation de la force consiste à évaluer à partir des observations vidéo (Figure I-33) le déplacement effectué par quelques points du ressort (angles et extrémités). Le ressort à l'état de repos est ensuite modélisé sur ANSYSTM et les déplacements observés expérimentalement sont appliqués au modèle afin d'obtenir la déformation induite par le mouvement du train de SDAs (Figure I-37). L'analyse par élément finis permet finalement de calculer les forces développées sur le ressort pour induire la déformation observée expérimentalement. En prenant en compte un module d'Young de 80 GPa , la force totale est estimée à $42,4 \mu\text{N}$, soit $2,65 \mu\text{N}$ par SDA. Cette technique ne prend pas en compte le possible flambement des ressorts.

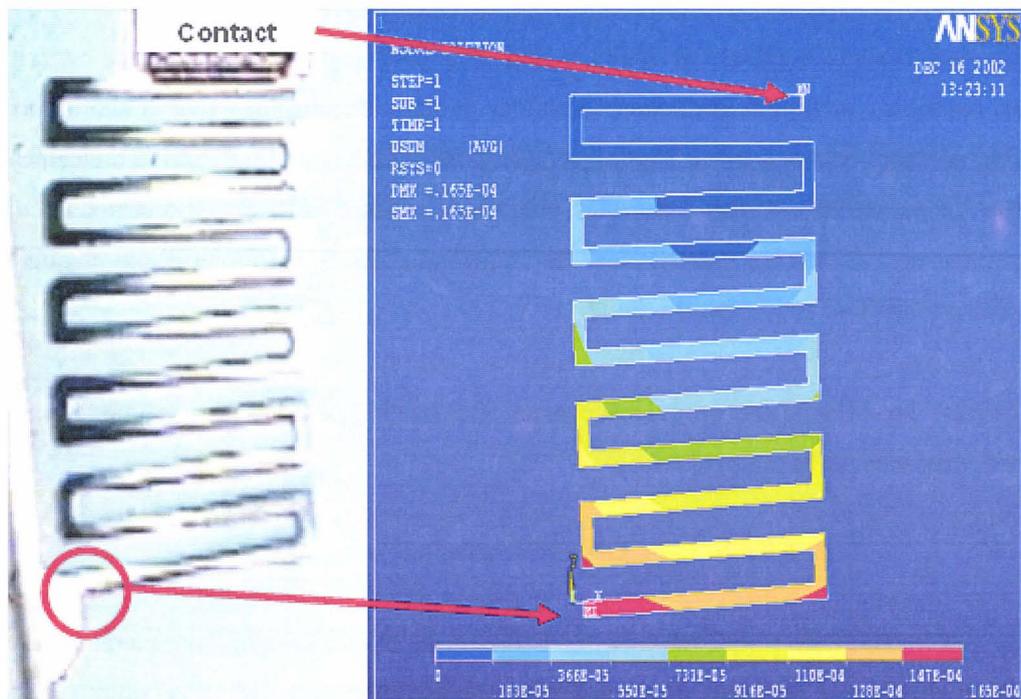


Figure I-37. Simulation par éléments finis d'un ressort déformé sous l'action d'un train de 16 SDAs relié à ce seul ressort.

Deux conclusions s'imposent : à fréquence d'excitation égale, le train de SDAs en or a un déplacement plus rapide (184 $\mu\text{m/s}$ contre 20 $\mu\text{m/s}$ dans le cas d'une structure en polysilicium) et développe une faible force (42,3 μN contre 800 μN pour un train de SDAs en polysilicium). Ces effets sont dus d'une part à la diminution de la raideur des structures (80 GPa pour l'or contre 198 GPa pour le polysilicium), et d'autre part à la faible adhérence de l'or sur le nitrure de silicium : le phénomène de glissement prend le pas sur le phénomène de friction, d'où la vitesse élevée du train. Quand le SDA est écrasé sur le substrat (tension sinusoïdale à son maximum), le bushing a fait un incrément de quelques dizaines de nanomètres vers l'avant : si l'adhérence est suffisante le contact bushing/substrat reste fixe durant le retour du SDA à sa position d'équilibre (tension sinusoïdale nulle), ce qui induit le déplacement de la structure ; si l'adhérence est faible, le bushing ne reste pas fixé au substrat, réalise un léger glissement vers l'arrière (déplacement inférieur à l'incrément généré par l'écrasement du SDA), induit plus de glissement que de friction, et donc ne permet pas au SDA de produire beaucoup de travail mécanique.

III.5.4.c Optimisation de la technologie 'basse température'

Les observations précédentes ont fait apparaître des défauts aux niveaux matériau et fonctionnel ; plusieurs voies sont explorées pour optimiser le procédé de fabrication 'basse température'.

Quelques modifications peuvent être apportées au matériau diélectrique servant d'isolant sur les électrodes enterrées. Actuellement, du nitrure de silicium déposé à 200°C en PECVD est utilisé, mais sa faible adhérence avec l'or pose problème sur deux points, qui sont le recouvrement des électrodes et le faible coefficient de friction avec l'or (actionnement des SDAs). Deux voies de recherche sont possibles.

La première voie consiste à conserver le nitrure de silicium comme matériau diélectrique. Dans ce cas, les électrodes enterrées seront uniquement constituées d'une couche de titane de 0,35 μm car l'adhérence titane/nitrure est de bonne qualité ; ainsi, le décollement du matériau diélectrique au niveau des électrodes enterrées sera évité. L'utilisation du titane peut soulever le problème de l'oxydation des électrodes enterrées. Par ailleurs, le niveau structurel devra être modifié pour augmenter l'adhérence des structures mobiles sur le substrat ; il est envisageable d'utiliser une bicouche titane/or dans le but de coupler les qualités d'adhérence du

titane et les propriétés mécaniques de l'or, avec une épaisseur d'or bien plus importante que celle du titane pour garder les propriétés de tension nécessaires pour le fonctionnement du niveau structurel.

La deuxième voie de recherche réside dans le changement du matériau diélectrique. Cette option permet de régler les deux problèmes posés en une seule opération. Ainsi, une fine couche de SU-8 peut être déposée et polymérisée pour faire office d'isolant électrique ; la polymérisation assure l'adhérence à l'or des électrodes et la résistance au remover PG utilisé lors de la phase de libération des structures, et la rugosité du polymère devrait augmenter de façon drastique le coefficient de friction avec l'or du niveau structurel.

Indépendamment des deux perspectives précédemment décrites, il est à noter que l'épaisseur du matériau diélectrique peut être radicalement diminuée (de 0,3 μm à 0,05-0,1 μm pour un recouvrement total) car la couche mince n'est pas attaquée lors de la libération des structures, contrairement à ce qui se passe dans un procédé de fabrication 'haute température' ; ainsi, en réduisant l'épaisseur, on diminue considérablement les tensions d'actionnement.

Enfin, une optimisation peut être envisagée au niveau système. En effet, les trains de SDAs testés ont été fabriqués à partir de masques optiques initialement prévus pour des SDAs en polysilicium. Connaissant maintenant le niveau de force développé par les SDAs en or, il est aisé de concevoir des ressorts ayant une force de rappel adaptée au déplacement des microstructures. De même, les paramètres géométriques de poutres utilisées pour de l'auto-assemblage tridimensionnel devront être estimés pour avoir une charge critique de flambage inférieure aux forces développées par les micro-actionneurs.

III.6 Traitement anti-stiction

III.6.1 Phénomène de stiction

Le phénomène de stiction est défini de différentes manières suivant la source d'information [18, 21, 22, 23, 45, 75]. La définition la plus commune est que la stiction correspond à une forte adhésion interfacique entre deux surfaces de microstructures pouvant être en contact. Mais la notion de stiction a évolué pour inclure les problèmes de collage tels que la contamination, les frottements menant à l'adhésion, l'humidité menant à des forces de

capillarité sur des surfaces oxydées, et bien d'autres. Plus simplement, le phénomène de stiction est l'adhésion non intentionnelle de surfaces de microstructures. Le but de cette partie est d'une part d'expliquer l'origine des problèmes d'adhésion (forces de capillarité, forces de Van Der Waals et les forces électrostatiques) et ensuite de proposer des solutions pour résoudre un temps soit peu ces problèmes. La figure (I-38) montre un exemple de stiction sur une structure de type SDA.

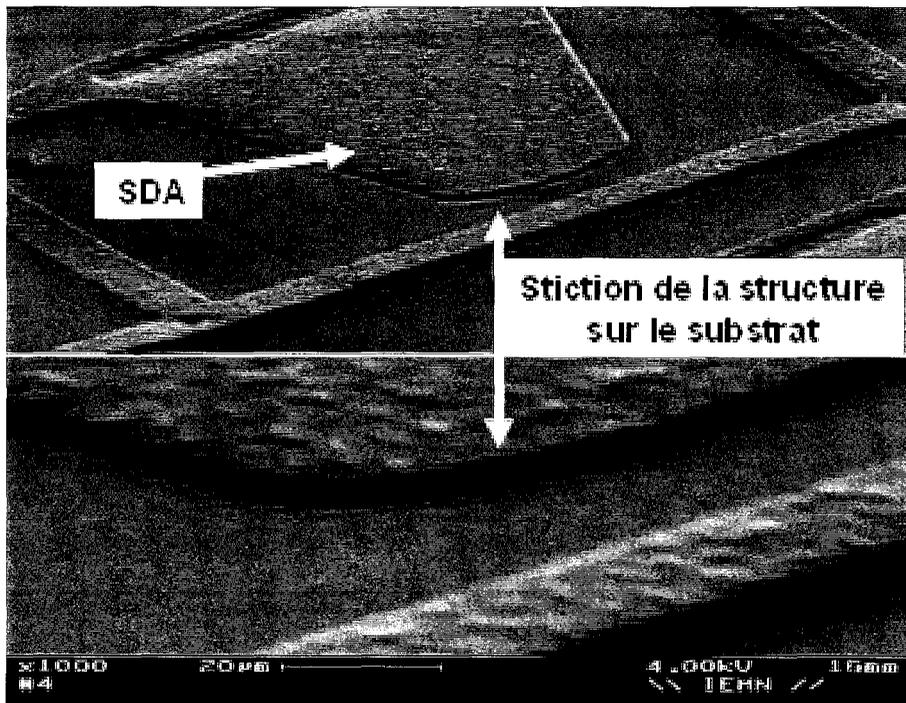


Figure I-38. Collage d'une structure de type SDA en polysilicium sur un niveau de nitrure de silicium, après l'étape de libération et sans traitements anti-stiction.

Les forces de capillarité constituent la majeure partie du problème d'adhésion entre deux surfaces. Ces forces résultent d'un corps liquide piégé qui, à cause des différences de pression de Laplace et des forces de tension de surface, produit une force d'attraction. La présence du corps liquide est d'ordinaire due au procédé de libération des structures en milieu liquide, mais peut aussi être induite par l'humidité ambiante. Alors que les forces de capillarité sont suffisantes à elles seules pour causer le collage de structures, un problème additionnel survient lorsque le liquide commence à s'évaporer. La réduction de volume provoquée par l'évaporation du liquide peut produire une force suffisante pour obtenir l'effondrement de structures suspendues à faible raideur mécanique sur le substrat. Ce phénomène endommage

couramment les composants et peut promouvoir l'adhésion résultant des forces de Van Der Waals et des forces électrostatiques.

Les forces de Van Der Walls et les forces électrostatiques sont des problèmes inhérents qui apparaissent lorsque des structures cristallines sont à très petite distance l'une de l'autre. Les forces de Van Der Walls sont des forces fondamentales basées sur les attractions interatomiques qui se manifestent lorsque des surfaces sont très proches l'une de l'autre. Dans le domaine des microsystèmes, le fait de travailler avec des surfaces cristallines très planes peut induire des forces de grandes amplitudes ; une fois qu'une surface est collée par les forces de Van Der Walls, la structure est inutilisable car elle ne peut se détacher même si elle est actionnée. Les forces électrostatiques sont le résultat de l'attraction de Coulomb causée par des charges électriques piégées. Dans le cas des bancs de test *in situ*, les forces de Van Der Walls seront plus importantes dans le cas d'un procédé de fabrication 'basse température', car l'or et le nitrure de silicium présentent des aspects de surface extrêmement peu rugueux ; dans le cas d'un procédé 'haute température', la rugosité du polysilicium limite le phénomène d'attraction.

Les solutions proposées par la suite (séchage au CO₂ supercritique, utilisation de couches hydrophobes) répondent uniquement aux problèmes de capillarité. En effet, les forces de Van Der Walls et les forces électrostatiques ne peuvent être évitées car elles sont en grande partie dues aux propriétés intrinsèques des matériaux utilisés.

III.6.2 Séchage au CO₂ supercritique

Une des solutions les plus communément utilisées pour réduire les forces de capillarité est la méthode de séchage au CO₂ supercritique. La technique de séchage au CO₂ supercritique est connue depuis trois décennies dans le domaine de la microscopie à balayage électronique pour la préparation des échantillons [78]. Cette technique est basée sur le fait qu'aucune tension de surface ne peut apparaître dans un fluide à l'état supercritique (dioxyde de carbone -CO₂-) ; le point supercritique du CO₂ est obtenu en augmentant fortement la pression (environ 100 bars) et la température (45°C). Ainsi, des structures libérées et plongées dans un liquide (alcool dilué du CO₂ amené à l'état supercritique) ne s'effondreront pas lors du séchage car aucun ménisque ne peut se former. Suite à cette étape de séchage supercritique,

si les composants sont stockés dans un environnement sec, les problèmes de capillarité peuvent être évités.

L'ensemble des bancs de test *in situ* a subi une étape de séchage au CO₂ supercritique juste après la libération des microstructures.

III.6.3 Utilisation des couches hydrophobes

Une technique utilisée pour répondre à la fois aux problèmes de capillarité et d'adhérence consiste à recouvrir les surfaces exposées avec une couche mono-moléculaire organique hydrophobe SAM⁵⁰[79, 80]. Le dépôt de cette couche a lieu après la libération des structures au cours d'un protocole dit de silanisation.

Le principe de répulsion de l'eau repose sur la modification de la tension de surface. Le paramètre significatif de la tension de surface est l'angle de contact entre les gouttelettes d'eau et le matériau solide : plus l'angle de contact est faible, plus la gouttelette est étalée et adhère au matériau. Les couches hydrophobes permettent de passer d'un angle de 30° à 115°.

Le protocole de silanisation OTS⁵¹ comporte plusieurs phases. La première étape réside dans le nettoyage du substrat via un simple rinçage à l'alcool (isopropanol) afin d'enlever les débris et les poussières présents à la surface. 50 µL d'OTS sont ensuite introduits dans un mélange d'héxadécane et de tetrachlorométhane CCl₄ (proportions 2/3 héxadécane, 1/3 tetrachlorométhane). Le substrat est ensuite plongé dans la préparation précédente durant un temps minimum de 1h30 afin que la couche s'auto-assemble (Figure I-39) sur quelques nanomètres à la surface des structures libérées. Après le greffage, le substrat est à nouveau rincé à l'alcool.

⁵⁰ SAM : Self-Assembled Monolayer ou monocouche auto-assemblée. Couche organique d'une épaisseur nanométrique se greffant à la surface d'un matériau afin de développer son caractère hydrophobe.

⁵¹ OTS : Octadecyl Trichloro Silane, ou « C18 ».

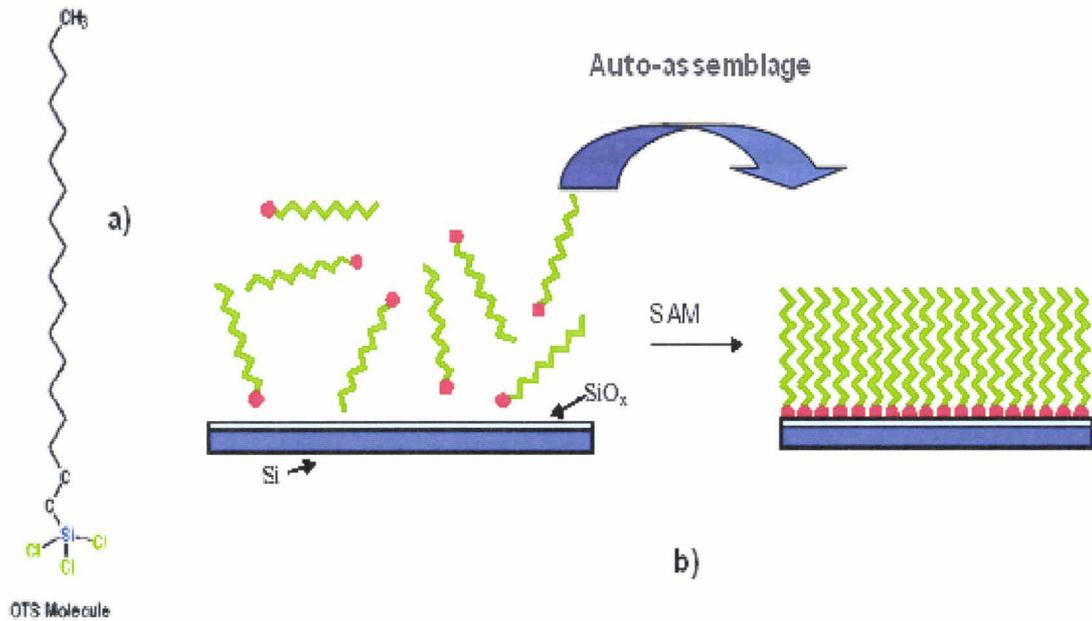


Figure I-39. a) Molécule d'Octadecyl Trichloro Silane ; b) Auto-assemblage des couches SAM sur l'oxyde natif.

Des bancs de test *in situ* (qui n'ont pas été séchés au CO₂ supercritique) ont été soumis au protocole de silanisation OTS pour parer aux problèmes de stiction. En remarque, des essais de dépôts de couches SAM sur des structures de type SDA (auparavant fonctionnelles) ont auparavant été entrepris et ont résulté à la stagnation des microtransducteurs électromécaniques à la surface du substrat durant la phase d'actionnement ; l'hypothèse émise est que la couche hydrophobe diminue le coefficient de frottement des matériaux en contact, induisant le glissement du bushing et l'immobilisation des SDAs.

IV. Caractérisation des dispositifs/échantillons à l'aide des bancs de test *in situ*

IV.1 Caractérisation des structures en mode statique

IV.1.1 Apport de la caractérisation en mode statique

L'étude du phénomène de fatigue des microsystèmes en régime dynamique requiert de connaître l'ensemble des propriétés des futures structures caractérisées avant tout actionnement, afin de mieux comprendre les mécanismes d'endommagement qui apparaîtront. La manipulation et l'observation en mode statique des structures permettent de déterminer des propriétés telles que le module d'Young et les contraintes résiduelles des matériaux utilisés pour les niveaux structurels. L'idée est de collecter le maximum d'informations sur les bancs de test *in situ* afin de ne négliger aucun aspect du problème lors de l'analyse des résultats.

Plusieurs outils de caractérisation vont être mis à contributions pour pouvoir obtenir une 'photographie' des structures juste après l'étape de libération : microscope optique, microscope à balayage électronique, microscope à force atomique, banc d'interférométrie, banc de vibrométrie et banc de mesures électriques. La caractérisation en mode statique va apporter les informations suivantes :

- Module d'Young via une caractérisation avec un microscope AFM (IV.1.2.a), un banc de vibrométrie (IV.1.2.b) ou la détermination de la tension d'effondrement (IV.1.2.c).
- Topographie des structures via le banc d'interférométrie (IV.1.2.b)
- Topologie de surface des structures via un microscope AFM (IV.1.2.a).
- Des informations sur le phénomène de stiction et la présence de défauts initiaux dans les structures via le microscope MEB (IV.1.2.d).
- Des informations sur la contamination et les éventuelles pénétrations de HF via les observations optiques (IV.1.2.d).
- La résistance électrique des structures avant tout actionnement (IV.1.2.c).

Dans cette partie, les différents instruments utilisés pour extraire les données physiques (module d'Young, etc.) sont décrits. Ces techniques expérimentales vont permettre de caractériser les structures et matériaux utilisés (polysilicium, or) en mode statique ; ces méthodes seront aussi, pour la plupart, utilisées lors de la caractérisation en mode dynamique.

IV.1.2 Moyens de caractérisation

IV.1.2.a Microscope à force atomique

Une pointe (généralement du silicium monocristallin) de 5-10 nm de diamètre à l'apex de la pointe, est placée au contact direct de l'échantillon à l'air libre ou sous flux d'azote sec. Cette pointe suit les dénivellations de la surface où elle est proménée. Son fonctionnement est basé sur la détection des forces inter-atomiques entre la pointe et l'échantillon. En mode topographique, trois forces s'équilibrent : force de Van der Waals attractive, force coulombienne répulsive, force exercée par la pointe. L'analyse des mouvements verticaux, amplifiés par un ressort très sensible et détectés par un dispositif optique (Figure I-40a), dessine une carte de la topographie à l'échelle nanométrique [81]. Dans le cadre de la caractérisation de microdispositifs mécaniques, le microscope à force atomique est utilisé pour l'extraction de deux types d'informations : la topologie de surface et la détermination de la raideur des microstructures.

L'imagerie de surface permet de déterminer la rugosité (Figure I-40a) d'un matériau et d'obtenir des renseignements sur la taille des grains dans le cas d'un matériau polycristallin tel que le polysilicium. Ainsi, des phénomènes tels que la densification, la recristallisation ou l'apparition de microfissures peuvent être détectés.

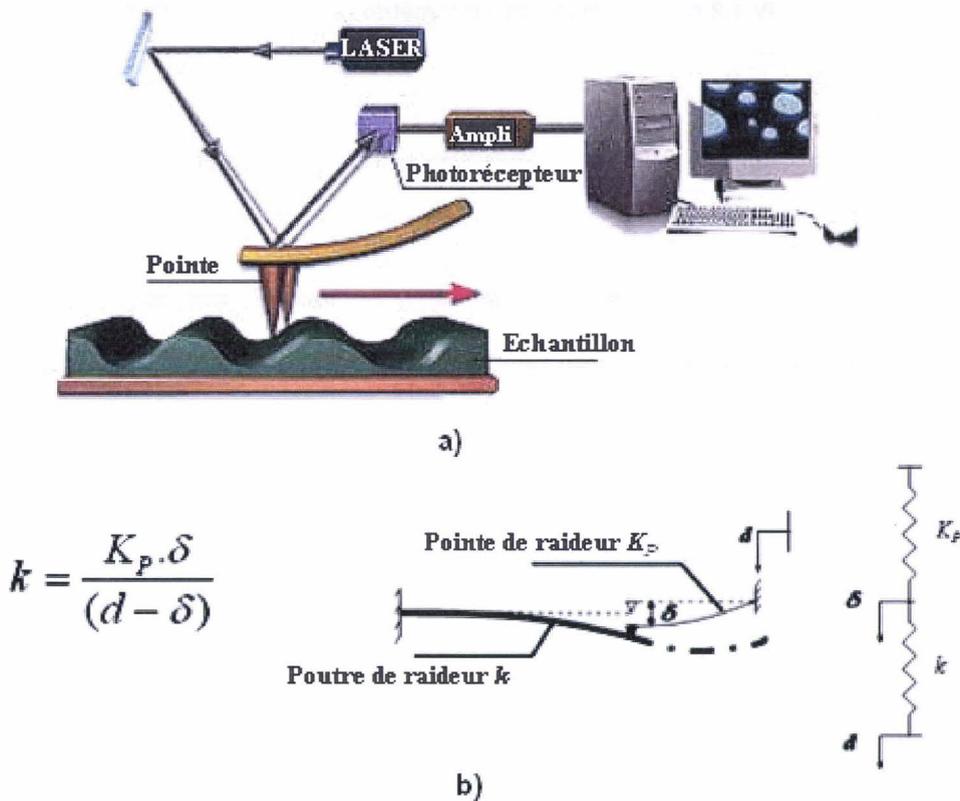


Figure I-40. Principe de fonctionnement du microscope AFM. a) Utilisation dans le cadre d'imagerie de surface ; b) Détermination de la raideur d'une structure à partir de la déformation et du déplacement de la pointe de l'AFM en contact avec la structure.

Les mesures mécaniques de la raideur d'une structure consistent à faire fléchir l'échantillon à l'aide de la pointe AFM. Le procédé de mesure est montré sur la figure (I-40b) [82-83]. En raison des petites déformations qui peuvent être appliquées par le microscope AFM, le comportement de l'échantillon et de la pointe reste dans le domaine élastique, et peut être simplement décrit comme la combinaison de deux ressorts en série. Connaissant la raideur de la pointe TESP⁵² K_p (40 N/m), la raideur de la structure k est directement obtenue à partir de la pente de la déformation curviligne de la pointe δ en approche en fonction du déplacement d de la pointe TESP. Selon l'échantillon, différents types de pointes TESP (ayant différentes raideurs, 20-100 N/m) doivent être utilisés pour parvenir à des conditions de mesure optimales. Par ailleurs, le module d'Young du matériau est facilement obtenu à partir de la valeur de la raideur.

⁵² TESP : Tapping mode Etched Silicon Probe, type de pointe utilisée pour l'AFM en mode 'tapping' et usinée dans du silicium monocristallin.

IV.1.2.b Banc de vibrométrie

L'utilisation d'un banc de vibrométrie permet de déterminer la fréquence de résonance d'une structure mécanique. Lors de la caractérisation, le substrat sur lequel se trouve l'échantillon est collé à une céramique piézoélectrique. L'excitation de la céramique piézoélectrique -et donc du substrat- est contrôlée par un analyseur de réseau. Différentes méthodes de détection décrites par la suite peuvent être utilisées afin de détecter les grandes amplitudes de vibrations de la structure lorsque celle-ci se trouve en résonance ; la détection aboutit à la génération d'un signal électrique de sortie qui est comparé par l'analyseur de réseau au signal d'excitation, menant à la valeur exacte des différents modes du système substrat/structure, la structure étant liée au substrat. Par voie de conséquence, cette technique de caractérisation doit être appliquée à la fois à la structure et au substrat seul, *i.e.* zone vierge de toutes structures, afin d'obtenir les modes propres de la structure via la soustraction des deux spectres fréquentiels. Enfin, le module d'Young peut être calculé à partir de la valeur de la fréquence de résonance de la structure ; la formule pour une poutre bi-encastree est donnée en (2) [13].

$$f_1 = \frac{22,4}{2.\pi} \sqrt{\frac{EI}{m.L^4}} \quad (2)$$

f_1 étant la fréquence de résonance de la structure, E est le module d'Young, I est le moment d'inertie, m est la masse linéique et L est la longueur de la poutre.

Trois méthodes de détection sont disponibles au laboratoire IEMN pour la détection des larges amplitudes de vibrations à la résonance : méthode optique OBD⁵³ [19], méthode optique basée sur l'interférométrie et méthode mécanique avec un microscope AFM. La première d'entre elles est la méthode optique OBD ; elle est non destructive et exploite la déflexion d'un faisceau Laser. Ainsi, un faisceau Laser est focalisé sur l'échantillon par le biais d'un objectif de microscope et le faisceau réfléchi atteint une photodiode quatre cadrans servant de détecteur de vibrations ; le signal sortant est celui qui est comparé à la fréquence d'excitation. Cette méthode est applicable dans le cadre des structures de test car l'état de surface et la nature des matériaux utilisés (polysilicium, or) offrent un niveau de réflexion optique suffisant [58-59]. Par ailleurs, il est recommandé de réaliser cette expérience dans le

⁵³ OBD : Optical Beam Deflection ou déflexion d'un faisceau optique. Méthode non destructive utilisée pour la détection de mouvements vibratoires ou pour la mesure de flèche (gonflement de membrane, etc.)

noir pour avoir une plus grande précision, car la lumière blanche induit un niveau de bruit important.

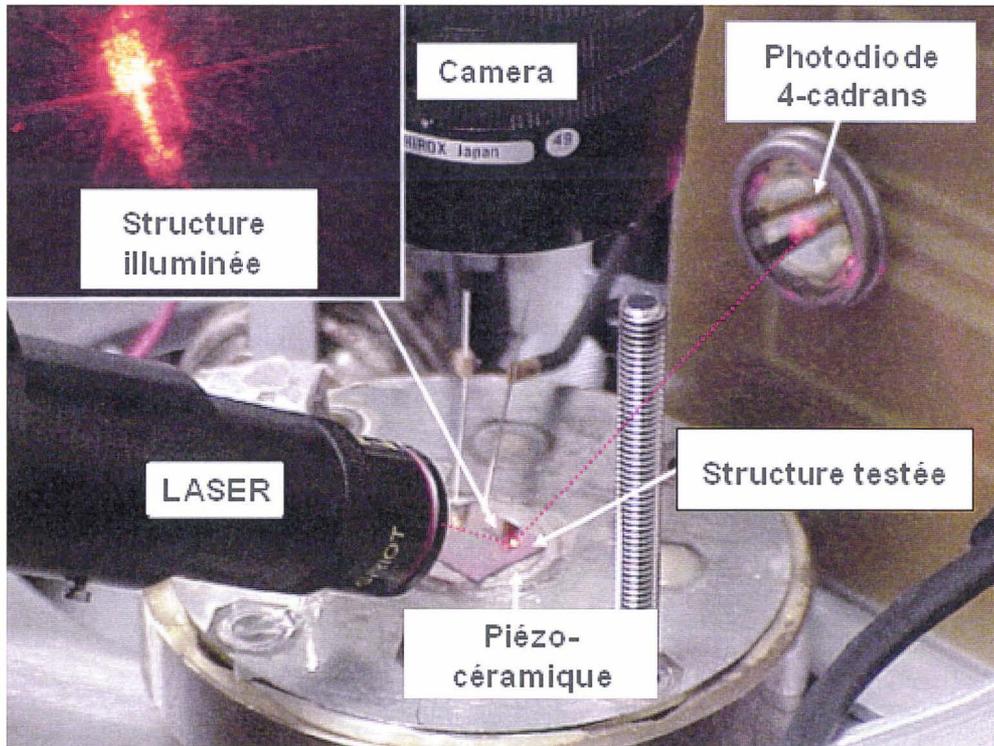


Figure I-41. Banc de caractérisation optique (OBD) pour la détection non destructive des larges amplitudes de vibration lorsque la structure illuminée est en résonance.

La deuxième méthode de détection est l'utilisation d'un système d'imagerie Zoomsurf 3D fabriqué par Fogale NanotechTM, combiné à un interféromètre du type Mirau. Cet appareillage est utilisé dans les applications de profilométrie statique et dynamique et permet la reconstruction tridimensionnelle de la surface de tous types de matériaux [84-85]. Ainsi, cet appareil offre non seulement la possibilité d'obtenir la topographie exacte des microstructures en mode statique et dynamique, mais aussi d'observer en mode vibratoire sous lumière stroboscopique l'évolution des franges d'interférence, menant à l'identification des modes de résonance de la structure. Cette technique est non destructive.

Pour finir, une détection mécanique peut être utilisée pour capter les larges amplitudes de vibrations dues au phénomène de résonance. Une pointe AFM est approchée de la structure à caractériser. Lorsque la structure entre en résonance en réponse à l'excitation mécanique extérieure imposée par la couche piézoélectrique, de larges amplitudes de vibrations

apparaissent et induisent la déformation de la pointe AFM. Cette déformation est détectée et permet d'isoler les modes de la structure. La fréquence de résonance de la pointe AFM doit au préalable être déterminée afin d'éviter tout amalgame ; comme dans le cas de la détermination de la raideur de la structure, différents types de pointes AFM devront être essayés pour avoir une fréquence de résonance de la pointe AFM distincte de celle de la structure testée. Par ailleurs, la structure va toucher la pointe AFM quand il y aura résonance ; a priori, ce contact ne semble pas constituer un phénomène destructeur pour l'échantillon, mais peut néanmoins générer des indentations dans la structure ou amortir les vibrations de la structure.

Pour éviter toute interaction entre l'échantillon et les systèmes de détection, seules les techniques optiques ont été retenues pour capter les larges amplitudes de vibrations des structures de test.

IV.1.2.c Les mesures électriques

Les mesures électriques effectuées sont de deux types : mesure de la tension d'effondrement, mesure de la résistance électrique de la structure et de la résistivité du matériau constituant le dispositif. La première mesure aboutit à la détermination du module d'Young des structures et la seconde donne une indication sur la résistance électrique de la structure et la résistivité électrique du matériau structurel.

Pour la mesure de la tension d'effondrement [13, 46-47], une électrode enterrée se trouve sous la structure et un film diélectrique est présent entre les deux électrodes (électrode enterrée et la structure polarisée), impliquant que le contact ohmique ne peut pas être utilisé pour vérifier l'effondrement de la structure (Figure I-42a). Ainsi, une observation visuelle directe permet la détection de l'effondrement, aidé par l'observation de la capacité électrode enterrée/structure polarisée. La tension d'effondrement est mesurée sur une station sous pointes, où une rampe de tension est lentement appliquée entre les deux électrodes jusqu'à la détection de l'effondrement. Le module d'Young peut être déduit de la valeur de la tension d'effondrement via la formule (1) (II.2.1).

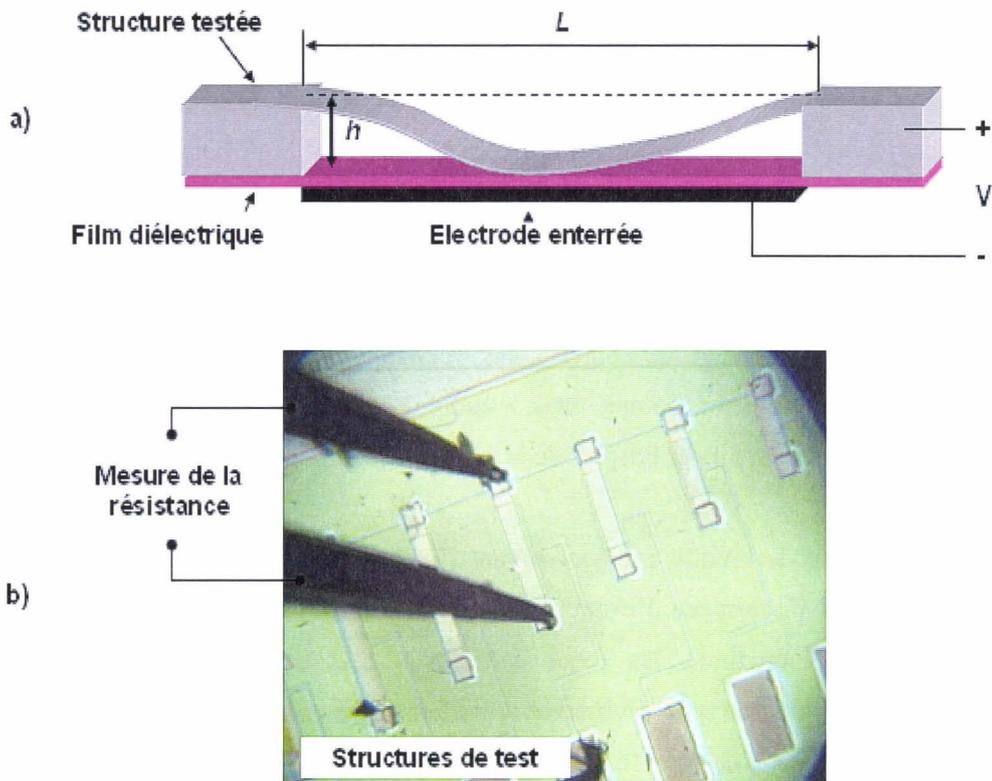


Figure I-42. Mesures électriques : a) Détermination de la tension de pull-in ; b) Mesure de la résistance électrique aux bornes des structures de test via l'utilisation de micropointes.

Les mesures de la résistance aux bornes des structures de test consistent simplement à poser deux points aux extrémités de la structure (au niveau des contacts) et à les relier à un ohmmètre (Figure I-42b). Dans le cas des bancs de test *in situ*, seule une mesure 'deux pointes' est praticable car les emplacements nécessaires à la réalisation de mesures 'quatre pointes' n'ont pas été prévus lors de la phase de conception. Une attention toute particulière est portée au courant traversant les structures lors de la mesure de la résistance afin d'éviter un effet Joule trop important, et donc un possible phénomène de fragilisation/recristallisation de matériau tel que le polysilicium. Cette mesure est utile pour détecter l'apparition de fissures ou de dislocations dans la structure mobile lors de l'actionnement cyclique. En effet, un tel type d'anomalie augmente la surface S de la section longitudinale de la structure et induit une augmentation de la résistance électrique R comme le montre l'équation (3). L'estimation de la résistivité ρ du matériau est basée sur une mesure quatre pointes, effectuée juste après le dépôt du matériau.

$$R = \frac{\rho \cdot L}{S} \quad (3)$$

IV.1.2.d Le microscope à balayage électronique et optique

Le principe du balayage électronique consiste à explorer la surface de l'échantillon par lignes successives : un faisceau très fin d'électrons est utilisé pour balayer point par point la surface de l'échantillon. Sous l'impact du faisceau d'électrons accélérés, des électrons rétrodiffusés et des électrons secondaires émis par l'échantillon sont recueillis sélectivement par des détecteurs qui transmettent un signal à un écran cathodique dont le balayage est synchronisé avec le balayage de l'objet. Dans le cadre de l'étude des microsystèmes, cette technologie permet d'obtenir, comme dans le cadre des mesures interférométriques (IV.1.2.b), la topographie des dispositifs et l'aspect de la surface des matériaux.

L'avantage de cette technique est que suivant l'inclinaison du substrat, il est possible en raison de la finesse du faisceau d'examiner les flancs des structures, les zones en dessous des structures (substrat/structure), les zones entre deux niveaux structurel et des structures flambées hors du plan ; ce type d'observations n'est pas disponible à l'aide des mesures par interférométrie en raison des conditions imposées (substrat non incliné, structures faiblement flambées, etc.) par la faible distance focale. Cette méthode permet par exemple de mettre en évidence des phénomènes tels que l'existence de débris sous une structure, l'agglomérat de polymères à certains endroits ou des fissures initiales se trouvant sur les flancs des structures (*cf.* IV.1.3.a).

Le microscope optique représente non seulement un instrument de contrôle régulièrement utilisé lors de la phase de fabrication, mais aussi le moyen d'accéder grâce aux couleurs à des phénomènes d'endommagement que les autres méthodes d'analyse ne peuvent détecter. Ainsi, après la libération des structures, une pénétration de HF au niveau des électrodes enterrées dans le cas d'une technologie 'haute température' peut uniquement être détectée par les changements de couleur des matériaux diélectriques gravés (III.3.3.a). De même, les très fins amas de résine dans le procédé de fabrication 'basse température' ont été mis en évidence par le léger contraste des couleurs (III.5.4.a).

IV.1.3 Caractérisation des bancs de test *in situ* avant tout actionnement

Les méthodes d'investigation précédemment décrites sont mises en œuvre pour la caractérisation des microdispositifs fabriqués afin d'obtenir le maximum d'informations avant la campagne de caractérisation en mode dynamique.

IV.1.3.a Topographie des bancs de test *in situ*

Tout d'abord, les observations optiques (interféromètre et à balayage électronique) ont montré que les structures de type poutre (encastrée-libre ou bi-encastrée) en polysilicium dopé par diffusion et en or ne présentent aucune déformation hors du plan (Figures I-19a, I31a), ce qui laisse supposer que les matériaux sont contraints en tension. Concernant les mêmes structures en polysilicium dopé *in situ*, une flèche initiale non négligeable est détectée (Figure I20a) et l'observation par interférométrie fait apparaître un mode de flambement d'ordre trois, significatif de l'état de compression du polysilicium dopé *in situ* (Figure I-43a), fortement contraint, et donc non caractérisable au premier abord en mode statique (détermination du module d'Young). Par contre, les mêmes outils de caractérisation montrent que les structures en polysilicium dopé *in situ* présentant des 'bushings' jouant le rôle de nervures rigidifiantes ne sont que très légèrement en état de flambement (Figure I-43b), permettant ainsi une caractérisation en mode dynamique de ce matériau.

Deuxièmement, le topographie des structures a permis de détecter les bancs de test *in situ* détériorées avant tout actionnement. Les structures ciblées sont : les dispositifs contaminés (présence d'un corps étranger -débris de matériau structurel- entre le niveau libéré et le substrat), les structures collées sur le substrat, les bancs de test détruits (rupture d'une poutre causée par les flux lors de l'étape de libération des structures) et les structures présentant un défaut initial (indentation ou pré-crack) (Figure I-38, I-44). Hormis les structures présentant une amorce de rupture initiale, les bancs de tests détériorés sont détruits définitivement et ne serviront aucunement lors de la phase de caractérisation. Quant aux bancs de test présentant un défaut initial, ils seront utilisés pour pouvoir étudier l'évolution d'un pré-crack lors d'un l'actionnement cyclique.

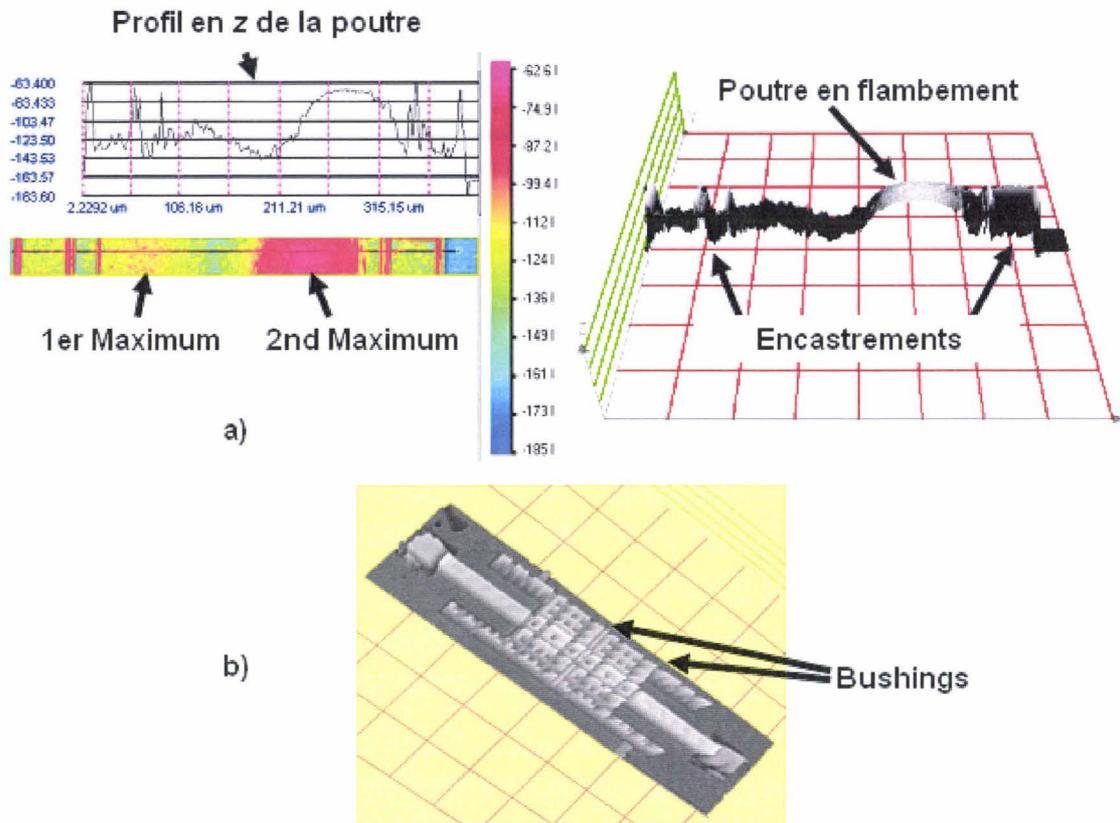


Figure I-43. Observation des topographie de structures de tests in situ par interférométrie : a) poutre bi-encastree sans bushings de 300 μm de longueur en polysilicium dopé in situ se trouvant en état de flambement; b) poutre bi-encastree avec bushings de 440 μm de longueur en polysilicium dopé in situ ne présentant aucun flambement.

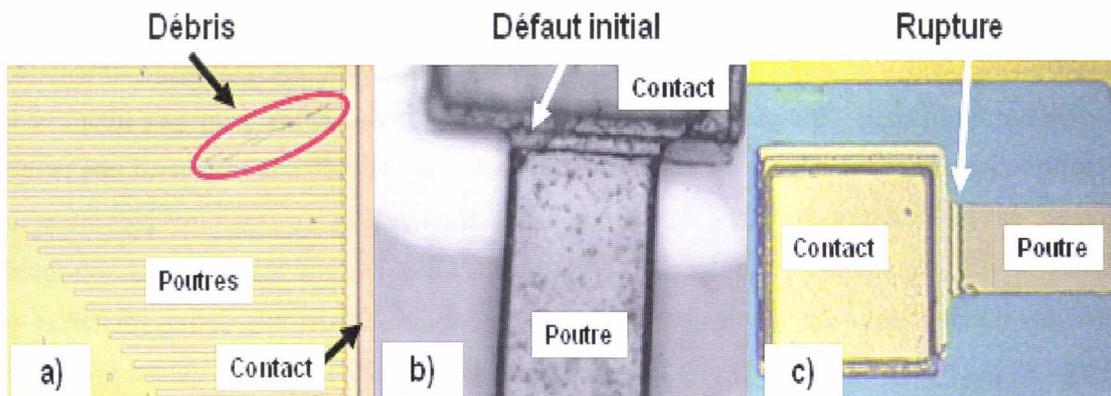


Figure I-44. Bancs de test in situ détériorés. a) 'Serpentin' de polysilicium glissé sous un ensemble de poutres utilisées pour l'étude de la stiction; b) Défaut initial proche de l'encastrement sur une structure en polysilicium; c) Rupture d'une poutre en or durant l'étape de libération des structures en milieu liquide.

Enfin, les observations aux microscopes optiques valident les optimisations (diminution des contraintes résiduelles du nitrure de silicium, encapsulation des électrodes enterrées dans du nitrure de silicium) faites sur le procédé de fabrication ‘haute température’ des structures de tests ; ainsi, en comparaison aux précédentes réalisations technologiques non optimisées, aucune fissure n’apparaît et aucune irisation n’est observée (pénétration de HF dans le niveau enterré) (Figure I-16b, I-19, I-31).

IV.1.3.b Détermination du module d’Young et qualité structurelle

Les méthodes de détermination décrites précédemment sont utilisées pour déterminer le module d’Young de l’or et du polysilicium dopé par diffusion, le polysilicium dopé *in situ* ne pouvant être caractérisé pour les raisons exposées. Les résultats obtenus sont indiqués dans le tableau. La caractérisation statique a été opérée sur des structures bi-encastées.

	Méthode mécanique AFM	Méthode de vibrométrie	Méthode de la tension d’effondrement	Bibliographie
Polysilicium dopé par diffusion	198 GPa	200 GPa	203 GPa	170 GPa [56]
Or		87,5 GPa	95,5 GPa	80 GPa

Tableau I-7. Estimation du module d’Young du polysilicium dopé par diffusion et de l’or par différents moyens de caractérisation : méthode mécanique AFM, méthode de vibrométrie, méthode de la tension d’effondrement.

Pour les simulations, le module d’Young du polysilicium dopé par diffusion est arbitrairement fixé à 200 GPa, et à 91,5 GPa dans le cas de l’or. Il apparaît que les valeurs expérimentales obtenues sont supérieures aux valeurs communément indiquées dans la littérature [13, 56]; cette différence s’explique par les conditions de dépôt des matériaux (pression, température, dopant, ratio des gaz, etc.).

La valeur élevée du module d’Young du polysilicium est confortée par des observations au microscope à balayage électronique des grains de polysilicium dopé par diffusion, qui montrent une taille de grain moyenne de 0,2-0,5 μm de diamètre (Figure I-45a). Cette petite

taille de grain induit une concentration volumique de grains accrue, donc une rigidité du matériau plus importante et une fragilité moindre ; il en est de même pour l'or (taille de grain 0,1-0,3 μm) comme le montre la figure (I-45b). Concernant le polysilicium dopé *in situ*, la figure (I-21b) laisse présager de mauvaises propriétés mécaniques. Il est à spécifier qu'en plus d'une augmentation de la rigidité, une petite taille de grain est synonyme d'une meilleure dureté du matériau, d'une rugosité de surface plus faible et d'une diminution du problème de collage dû à la capillarité.

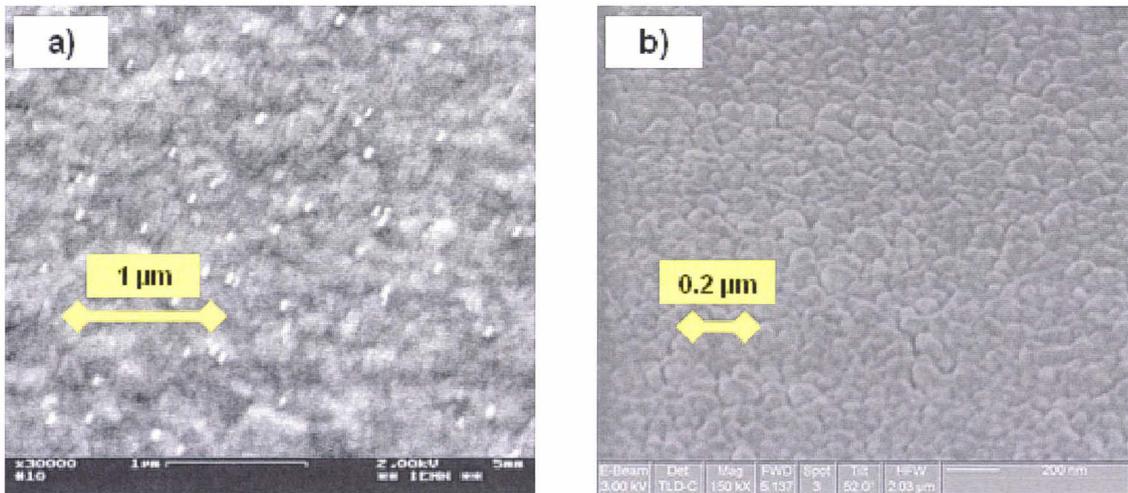


Figure I-45. Observation au microscope MEB de l'aspect de surface de matériaux structuraux : a) Grains de polysilicium dopé par diffusion (diamètre de grain 0,2-0,5 μm) ; b) Grains d'or déposé par pulvérisation (diamètre de grain 0,1-0,3 μm).

IV.1.3.c Détermination de la résistivité des matériaux

Les mesures de résistivité des différents matériaux étudiés sont reportées dans le tableau (I-8). Ces résultats expérimentaux induisent des valeurs de résistance (pour des structures de type poutre bi-encastrée de 200 μm de long) allant d'environ 10 Ω à 10 k Ω . Ainsi, en utilisant un courant de 0,1 mA pour la mesure 'deux pointes' de la résistance des structures, la puissance maximale émise par effet Joule est de 100 μW , qui est une valeur insuffisante pour initier une recristallisation du matériau ou générer un choc thermique. Par ailleurs, le fait de n'observer aucun rougeoiement ou noircissement lors de la mesure conforte l'absence de phénomène destructif lors de la mesure de la résistance.

	Or	Polysilicium dopé par diffusion	Polysilicium dopé <i>in situ</i>
Résistivité	9 Ω/□	1000 Ω/□	18 Ω/□
Concentration en P+ (calculée par rapport à la mobilité substrat)	/	3,10 ¹⁶ at/cm ³	4,10 ¹⁹ at/cm ³

Tableau I-8. Résistivité des matériaux structurels (polysilicium dopé par diffusion, polysilicium dopé *in situ* et or).

IV.1.3.c Taux d'humidité relative

L'influence du taux d'humidité relative (RH)⁵⁴ sur le vieillissement des microsystèmes a été étudiée par le laboratoire Sandia, son effet peut être résumé en une augmentation de l'apparition de débris et de stagnation de ces derniers pour RH supérieur à 75%. Une caractérisation des poutres encastree-libre en polysilicium dopé par diffusion est utilisée pour déterminer le taux d'humidité dans la salle où les tests cycliques seront réalisés.

Les poutres encastree-libre ont été libérées et séchées par un traitement au CO₂ supercritique ; les structures sont alors uniquement soumises aux forces de Van Der Walls. Par la suite, les structures de test (poutres encastree-libre) ont été introduites dans la salle de test pendant 30 min, puis observées au microscope à balayage électronique et optique (Figure I-46). Les poutres sont collées pour une valeur supérieure ou égale 540,7 μm. A partir de la formulation des forces de Van Der Walls, de la géométrie exacte de la poutre et du module d'Young du matériau, il est possible de remonter à la valeur de RH. Concernant les dimensions géométriques exactes, l'épaisseur de la poutre est égale à 1,97 μm et la distance structure/substrat est 1,97 μm.

⁵⁴ Taux d'humidité relative ou Relative Humidity (RH) caractérise la quantité de vapeur d'eau présente dans la masse d'air considérée à une température donnée. Un taux de 100% correspond à de l'air saturé en humidité, avec apparition du phénomène de condensation.

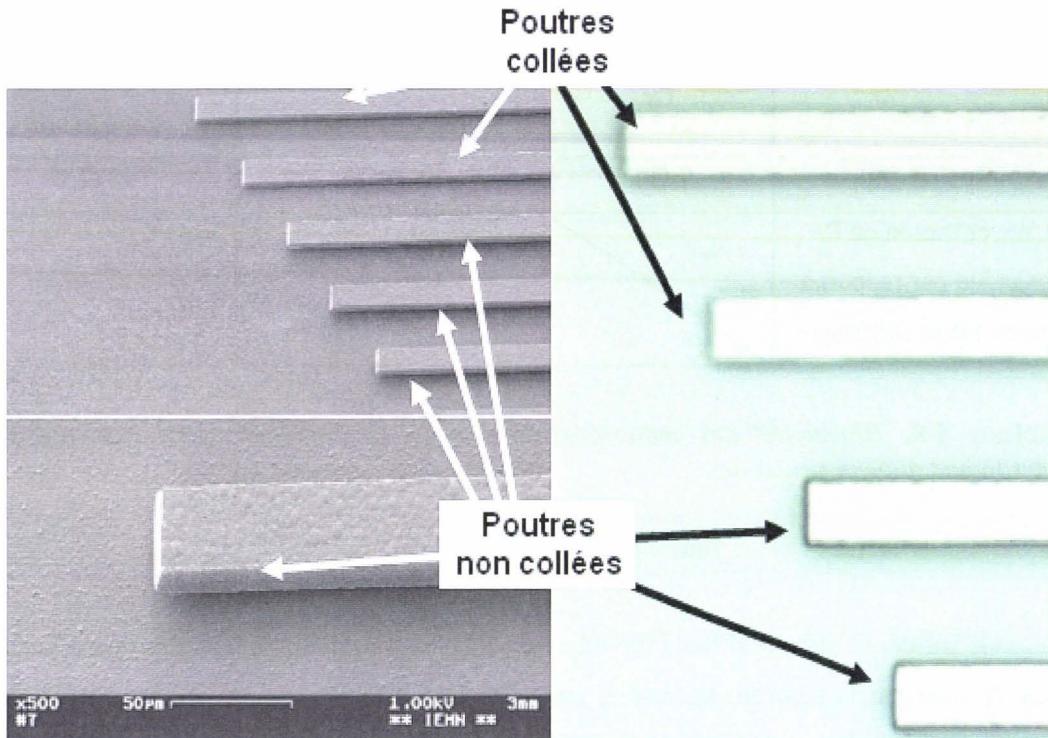


Figure I-46. Observations au microscope optique et MEB des poutres en polysilicium dopé par diffusion, collées ou non au substrat par le phénomène de stiction.

La définition de l'indice de stiction Γ est donnée en (4) [18, 21, 22, 23, 45, 75]; elle est obtenue à partir de la détermination du minimum d'énergie dans la structure lorsque celle-ci est soumise aux forces d'interaction (capillarité et forces de Van Der Waals). Afin que le collage de la poutre sur le substrat ait lieu, il est nécessaire que l'indice de stiction soit au moins égale à l'unité (5), valeur représentant l'égalité entre les forces de rappel de la poutre et les forces d'interaction entre la poutre et le substrat.

$$\Gamma = \frac{1}{2} \cdot \frac{E \cdot e}{\gamma_s} \cdot \left(\frac{e}{s^*} \right)^2 \cdot \left(\frac{h}{s^*} \right)^2 \quad (4)$$

$$\Gamma = 1 \quad (5)$$

E est le module d'Young du matériau structurel, e est l'épaisseur de la poutre, h est la distance structure/substrat, s^* est la longueur de la poutre non collée (égale à 540,7 μm) et γ_s l'énergie d'interaction par unité de surface définie en (6).

$$\gamma_s = \gamma_{cap} + \gamma_{vdw} \quad (6)$$

Avec γ_{cap} l'énergie d'interaction due aux forces de capillarité et γ_{vdw} l'énergie d'interaction due aux forces de Van Der Walls. Comme précédemment expliqué, seules les forces de Van Der Walls sont prises en compte (7). γ_{vdw} est défini en (8).

$$\gamma_s = \gamma_{vdw} \quad (7)$$

$$\gamma_{vdw} = \frac{a_{12}}{12.\pi.\left(\frac{2.d}{\ln(RH)}\right)^2} \quad (8)$$

a_{12} est la constante de Hamacker pour le couple nitrure-substrat/polysilicium-poutre ($a_{12} = 22,107 \times 10^{-20} J$), d est le rayon de courbure du ménisque ($d = 1,6 \text{ nm}$ [75]). A partir des équations (1), (2), (4) et (5), le taux d'humidité relative peut être déterminé comme une fonction du module d'Young du matériau structurel. Pour un module d'Young de 200 GPa, le taux d'humidité est déterminé à 63 % à 25°C, qui est en deçà des 75 % critique.

IV.2 Caractérisation des structures en régime dynamique

IV.2.1 Mise en œuvre expérimentale

IV.2.1.a Description du banc de test sous vide

Un banc de test sous vide est nécessaire pour tester fonctionnellement et caractériser les structures de test dans un vide poussé afin de pouvoir éliminer l'amortissement de l'air ambiant. Annihiler l'amortissement lors des tests en régime dynamique permet de mesurer l'incidence d'une encapsulation (nécessaire pour certaines applications telles que les résonateurs) sur les mécanismes d'endommagement. En effet, non soumis à la viscosité de l'air, les structures en résonance atteignent des amplitudes de vibration plus importantes que dans un gaz quelconque, ce qui génèrent un niveau de contrainte supérieur. Par ailleurs, les échauffements thermiques liés à l'effet thermoélastique lors de l'actionnement cycliques ne peuvent plus être évacués dans l'air ambiant.

Dans cet objectif, un bâti de test reconfigurable pour contacter et caractériser aisément les microsystèmes a été conçu [64, 86]. Le système, composé de deux enceintes, permet d'atteindre des conditions de vide allant de 10^{-6} à 760 Torr suivant une échelle de température variant de -100°C à +150°C (Figure I-47). Par ailleurs, des mesures optiques à travers des

hublots peuvent être effectuées lors de l'actionnement. Le tableau (I-9) reporte les possibilités de test simultanées dans la chambre et nécessaires dans le cadre de cette étude.

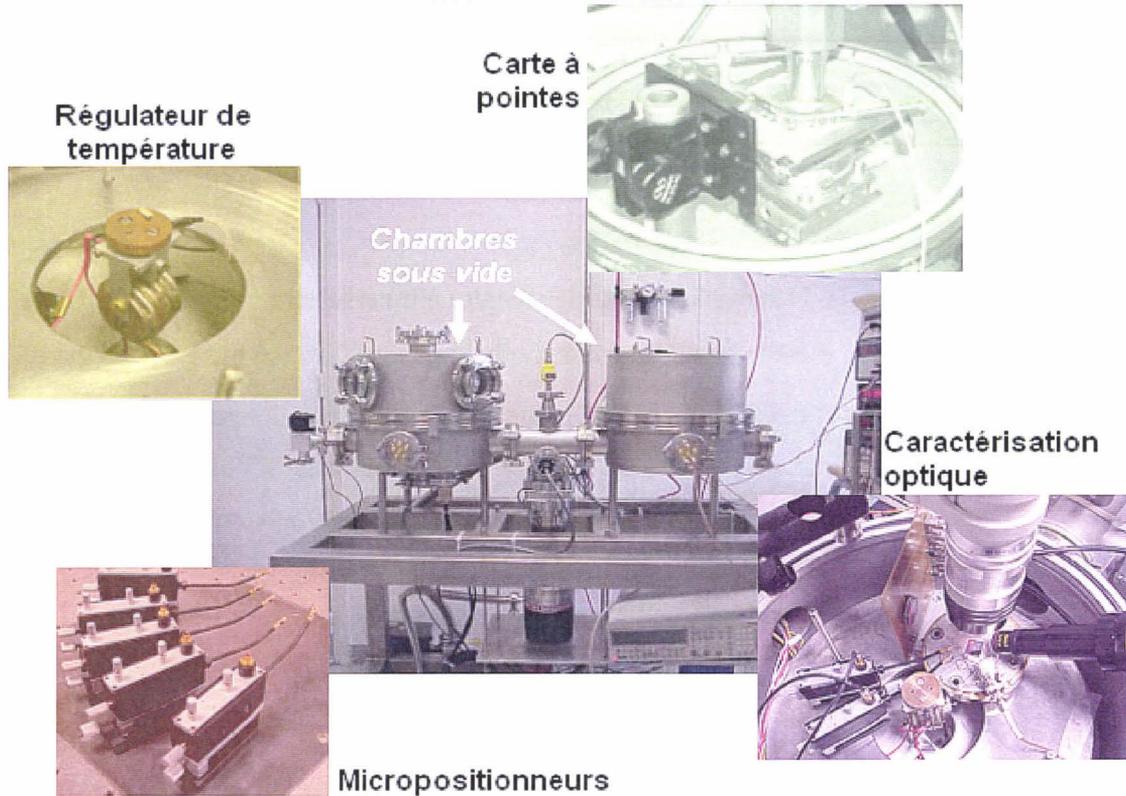


Figure I-47. Bâti de test avec deux chambres sous vide, un régulateur de température, des micropositionneurs et une carte à pointe. Des hublots sont configurés pour une caractérisation optique.

Type de mesure Moyen de contact	Mesures optiques : ¹ Faisceau Laser (OBD) ² Caméra optique	Température variable	Mesures électriques (Résistance avec micromanipulateurs)
PCB	¹ Oui ² Oui	Oui	Oui
Micromanipulateur de pointe	¹ Oui ² Oui	Oui	Oui
Carte à pointe	¹ Non ² Non	Non	Non

Tableau I-9. Type de mesures possibles dans le bâti de test sous vide suivant le type d'alimentation du microsysteme testé.

IV.2.1.b Procédure de test

Le protocole de test pour l'analyse de l'évolution de la raideur en fonction du nombre d'opérations est la suivante : les bancs de test sont initialement caractérisés par une des méthodes présentées (IV.1.2) et sont ensuite actionnés en appliquant un signal alternatif (ac) - obtenu avec un générateur de fonction d'onde Hewlett-Packard et amplifié par un amplificateur conçu au laboratoire IEMN dans l'échelle 0-400V -. La tension d'actionnement correspond à la dernière tension de pull-in mesurée (mesure qui est réalisée quelle que soit la méthode de caractérisation employée) et la fréquence d'excitation est fixée égale à la fréquence de résonance estimée avec l'analyse numérique. Par la suite, tous les n cycles d'actionnement (typiquement toutes les 10 minutes), les bancs de test *in situ* sont caractérisés, permettant l'observation de l'évolution de la raideur en fonction du nombre d'opérations. Finalement, des observations au microscope optique sont réalisées afin de détecter tout changement dans la topologie de surface du niveau structurel. Des mesures de résistances électriques sont en plus effectuées lorsque la méthode de caractérisation réside en la mesure de la tension d'effondrement. *Enfin, toutes les mesures seront normalisées par rapport à la mesure avant tout actionnement.*

IV.2.2 Détermination de la raideur

IV.2.2.a Comparaison des mesures électriques et mécaniques

Des comparaisons ont été réalisées entre une méthode de détermination de la raideur purement mécanique (vibrométrie ou mesure AFM) et électromécanique à travers la mesure de la tension d'effondrement, sur des structures de type poutres bi-encastées sollicitées cycliquement en flexion (Figure I-48). Tout d'abord, les deux méthodes permettent de détecter les pics dans l'évolution de la raideur versus le nombre d'opérations. Deuxièmement, on peut souligner le fait que la première phase de l'évolution est différente entre les deux types de caractérisation : la raideur diminue dans le cas d'une mesure de tension de pull-in alors qu'elle augmente dans le cadre d'une caractérisation mécanique comme le montre la figure. La diminution obtenue avec les mesures de pull-in peut être expliquée par l'accumulation de charges dans le film diélectrique durant l'actionnement cyclique, masquant ainsi la réelle augmentation de la raideur [87].

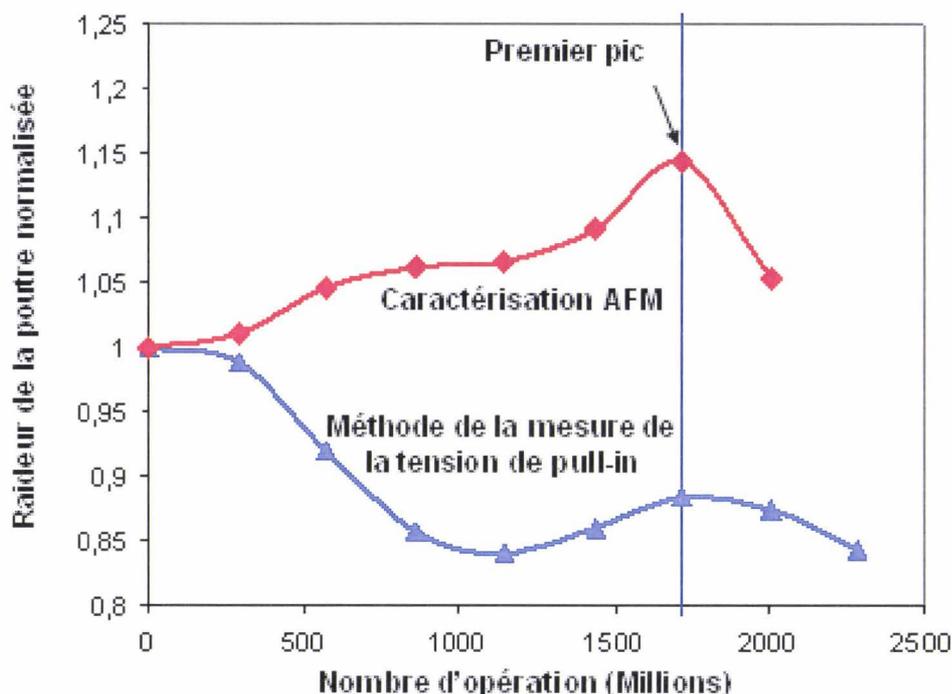


Figure I-48. Evolution de la raideur en fonction du nombre de cycles de fonctionnement, dans le cas de poutres bi-encastées en polysilicium dopé par diffusion de 200 µm de long soumises à un actionnement cyclique et caractérisées avec une technique électromécanique (mesure de la tension de pull-in) et une technique mécanique (AFM).

IV.2.2.b Mesures

Les bancs de test *in situ* en polysilicium dopé *in situ*, en polysilicium dopé par diffusion et en or ont donc été caractérisés suivant le mode de fonctionnement décrit en (II.2). Ainsi, des bancs de test en flexion, torsion et traction ont été actionnés cycliquement et caractérisés via les techniques de mesure présentées précédemment, afin de déterminer l'évolution de la raideur de ces structures en fonction du nombre d'opérations. Les figures (I-49a), (I-49b) et (I-49c) montrent l'évolution de propriétés mécaniques (raideur, fréquence de résonance, etc.) dans le cas de bancs de test *in situ* actionnés de manière cyclique. Ces courbes descriptives du phénomène de fatigue sont composées de deux pics, suivis par une phase de stabilisation, et ce pour chacun des matériaux.

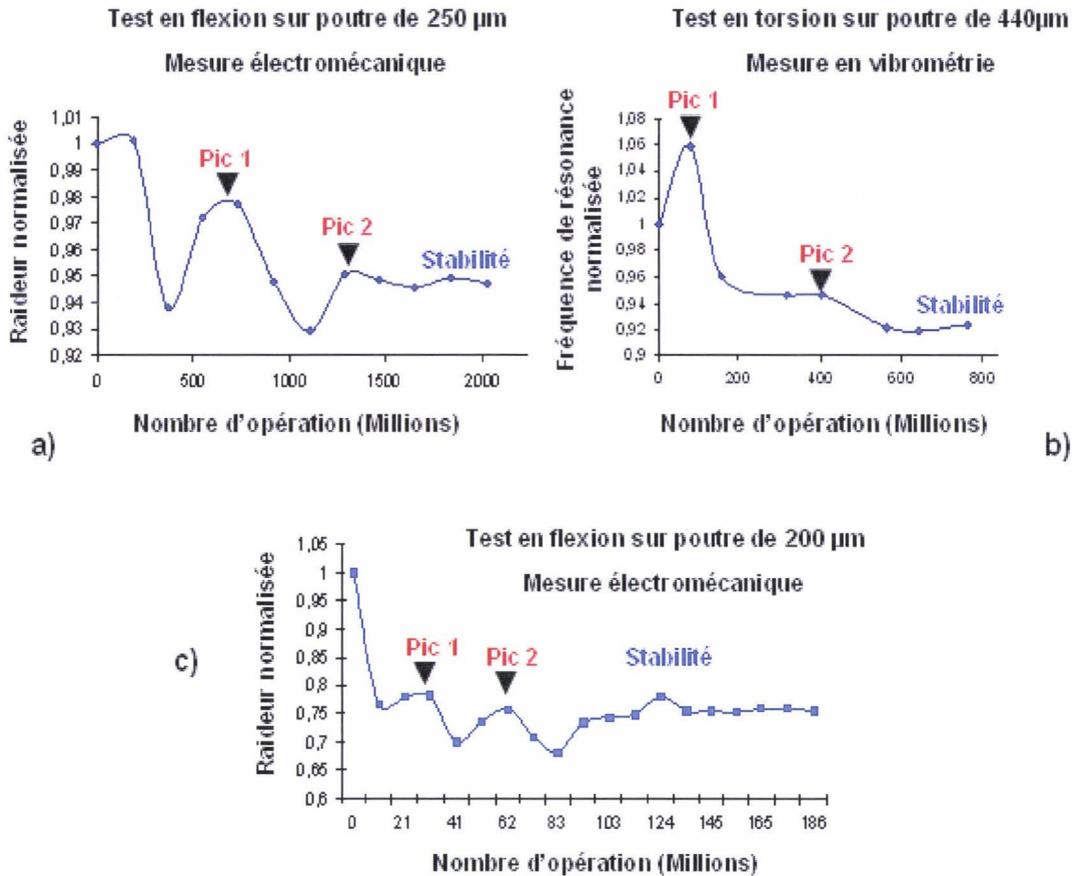


Figure I-49. Evolution des propriétés mécaniques de bancs de test in situ en fonction du nombre de cycle d'actionnement. a) Evolution de la raideur normalisée dans le cas d'une poutre bi-encastree (polysilicium dope par diffusion) de 250 µm de long, sollicitee en flexion et caracterisee par une methode electromecanique; b) Evolution de la frequence de resonance normalisee dans le cas d'une poutre (polysilicium dope in situ) bi-encastree de 440 µm de long avec des plateaux d'actionnement proches des encastrements, sollicitee en torsion et caracterisee par une methode de vibrometrie; c) Evolution de la raideur normalisee dans le cas d'une poutre bi-encastree (or) de 200 µm de long, sollicitee en flexion et caracterisee par une methode electromecanique

IV.2.3 Mesure de la variation de la résistance électrique

Les mesures de la variation de la résistance électrique ont été effectuées sur des bancs de test en flexion, traction et torsion dans le cas de polysilicium dope par diffusion et d'or. Un type d'évolution peut être observé ; il consiste en la succession d'une augmentation de la résistance, d'un palier, d'une seconde augmentation et d'un second palier (Figure I-50).

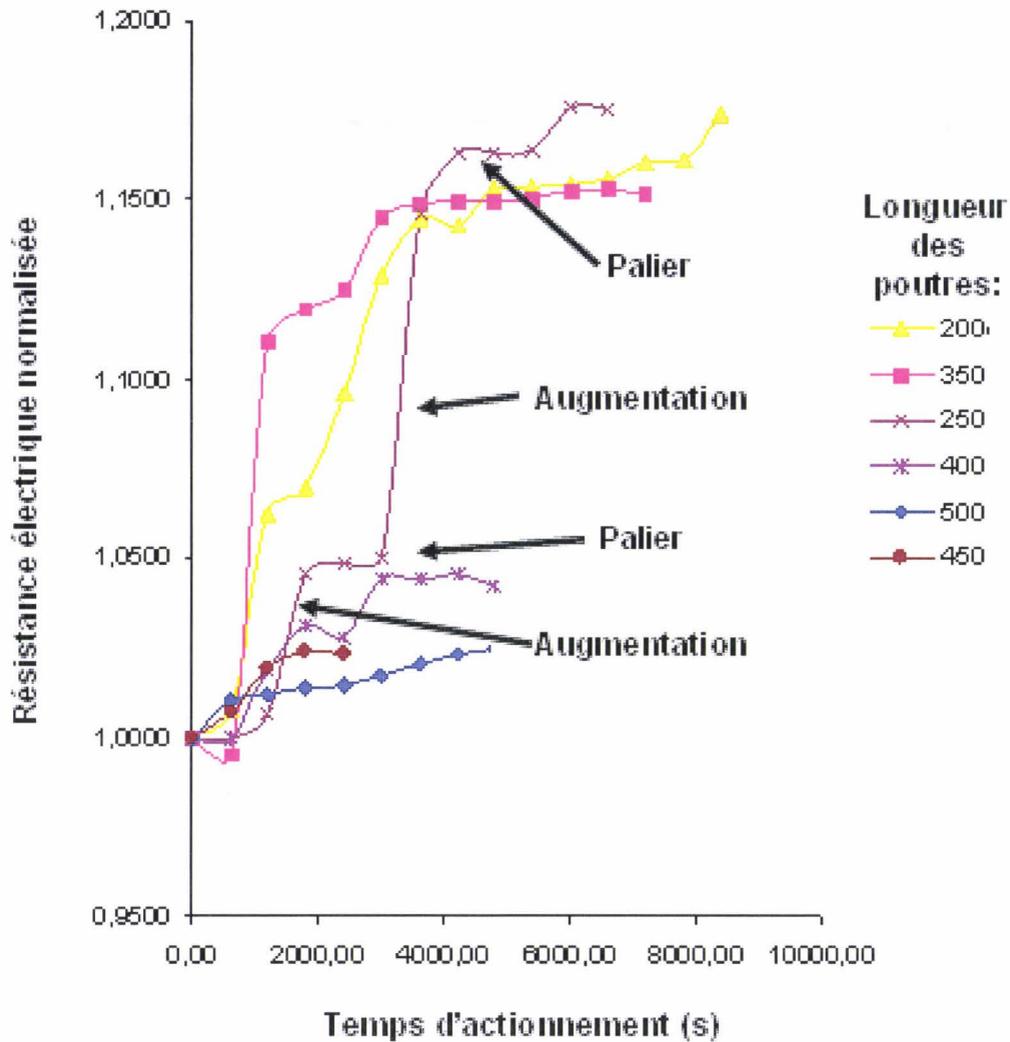


Figure I-50. Evolution de la résistance électrique de poutres bi-encastées en *polysilicium* dopé par diffusion sollicitées cycliquement en flexion en fonction du temps d'actionnement.

IV.2.4 Topographie de surface

Les diverses observations au microscope optique des structures au cours de leur actionnement cyclique ont mis en évidence un changement de contraste qui s'accroissait avec le nombre d'opérations effectuées. Plus précisément, cette transformation a été observée sur les structures en polysilicium dopé *in situ* testées sous vide et présentant un recouvrement de marche (cf. V.3) (Figure I-51). Afin de pousser l'étude, des observations AFM ont mis en évidence une modification de la topographie de surface (Figure I-52), et plus particulièrement une diminution de la rugosité pouvant être traduite comme une accumulation des grains de polysilicium.

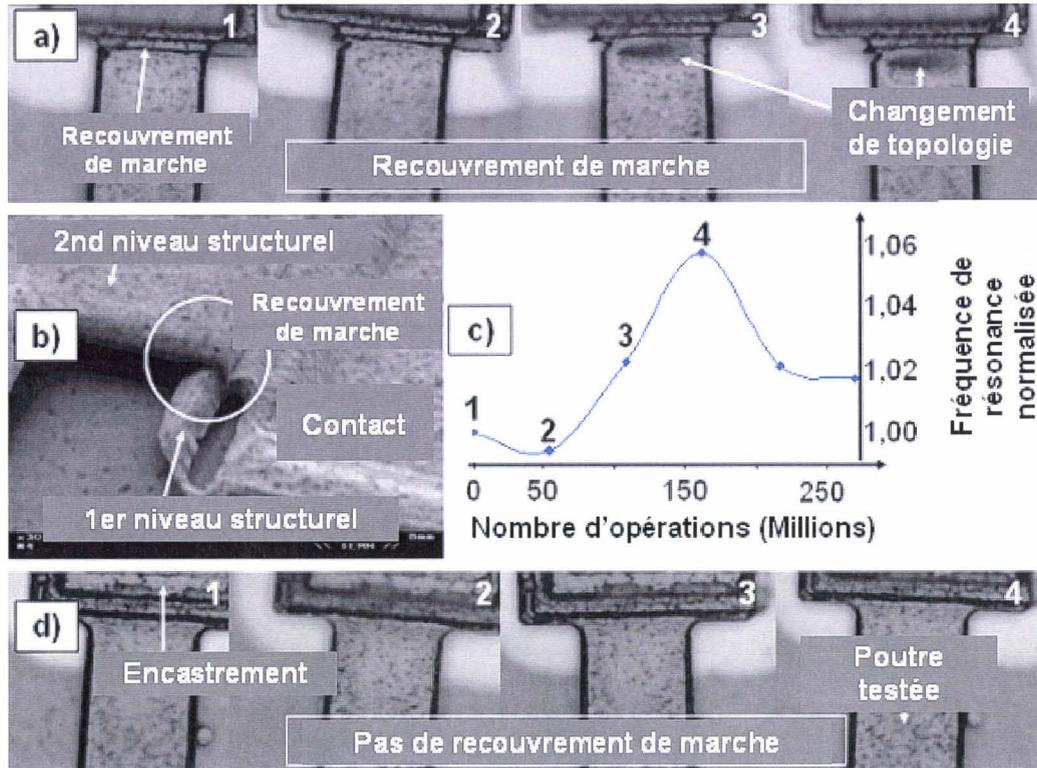


Figure I-51. Evolution de la fréquence de résonance normalisée et de l'aspect visuel d'une poutre en polysilicium dopée in situ (a, d), sollicitée en flexion (avec plateau d'actionnement au milieu), en fonction du nombre de cycles de fonctionnement (c), dans le cas d'une configuration où il y a du recouvrement de marche (a, b) ou non (d).

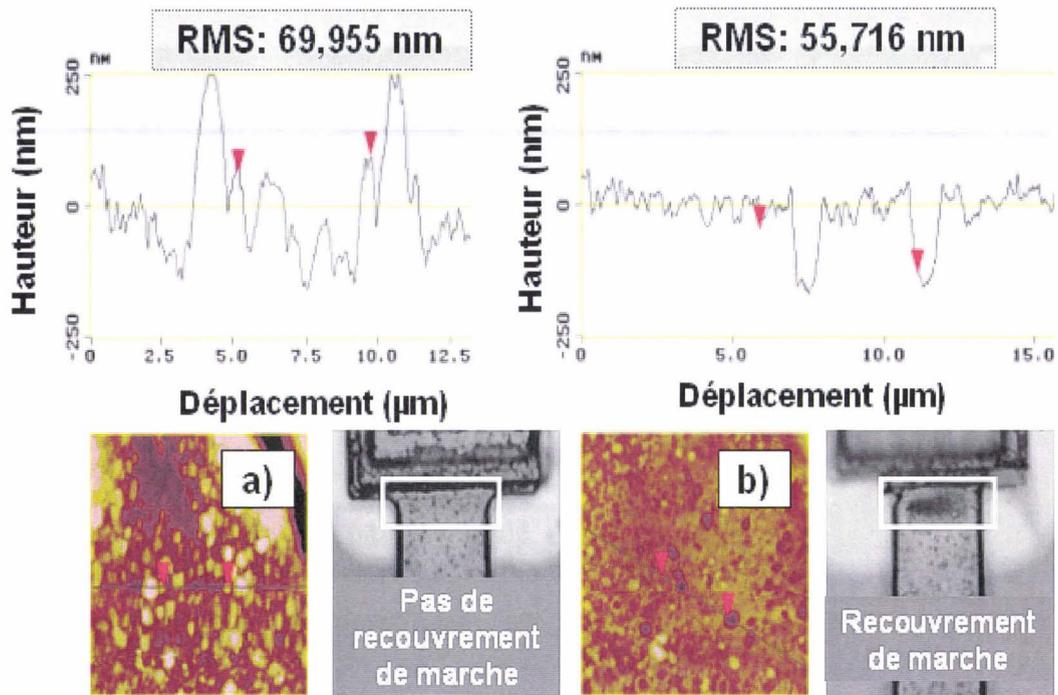


Figure I-52. Image AFM de la topologie de surface après actionnement cyclique d'une poutre bi-encastree en polysilicium dopé in situ, sollicitée en flexion avec un plateau d'actionnement au milieu, dans le cas d'un recouvrement de marche (a) ou non (b).

IV.2.5 Evolution d'un défaut initial

Des structures présentant des défauts initiaux dans des zones fortement contraintes lors de l'actionnement ont été étudiées afin de pouvoir analyser leur évolution, quand elles sont soumises au phénomène de fatigue. Ainsi, les défauts initiaux se sont transformés en fissures propageant perpendiculairement à l'axe longitudinal des poutres de test comme le montre la figure (I-53).

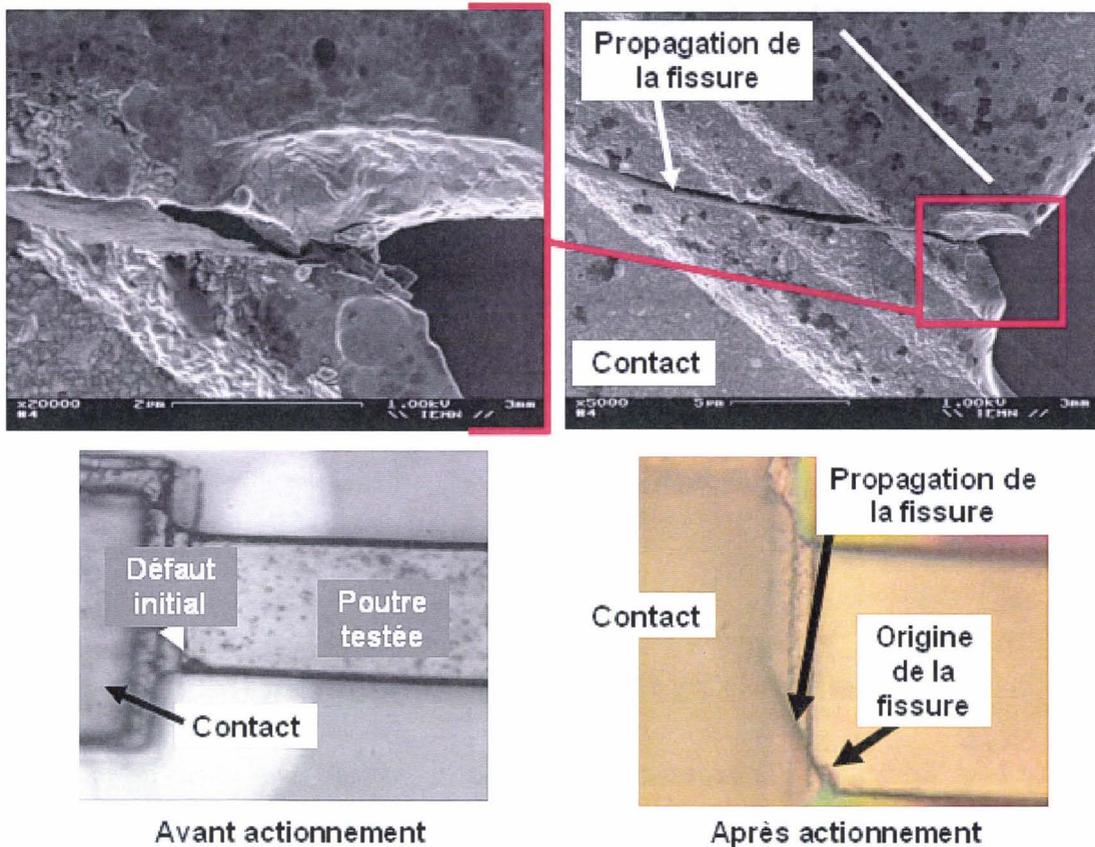


Figure I-53. Transformation d'un défaut initial en fissure sous l'effet des contraintes induites par un actionnement cyclique. La structure est une poutre bi-encastée en polysilicium dopé in situ, avec un plateau d'actionnement au milieu et est sollicitée en flexion.

IV.2.6 Influence des paramètres extérieurs et du niveau de contraintes

Plusieurs facteurs environnementaux ont été modifiés afin d'observer et d'analyser l'influence du milieu d'actionnement sur le phénomène de fatigue. Beaucoup d'études ont déjà été faites par le laboratoire Sandia sur cette question. Dans le travail présenté, seule l'influence de la pression, des vibrations et des chocs thermiques a été considérée, l'influence de la température étant l'objet d'un stage de Diplôme d'Etudes Approfondies [88]. L'étude de l'influence de l'humidité n'a pas pu être menée à défaut de posséder une chambre de test adéquate.

Concernant l'influence de la pression, deux structures ont été actionnées respectivement à 40 mTorr et à pression atmosphérique. La diminution de la pression implique l'accélération du phénomène de fatigue, *i.e.* le premier pic apparaît plus rapidement. D'autre part, une

variation de seulement 1% de la fréquence de résonance a été observée dans l'air contre une variation de 6% sous vide (Figure I-54), témoignant d'une augmentation de la rigidité.

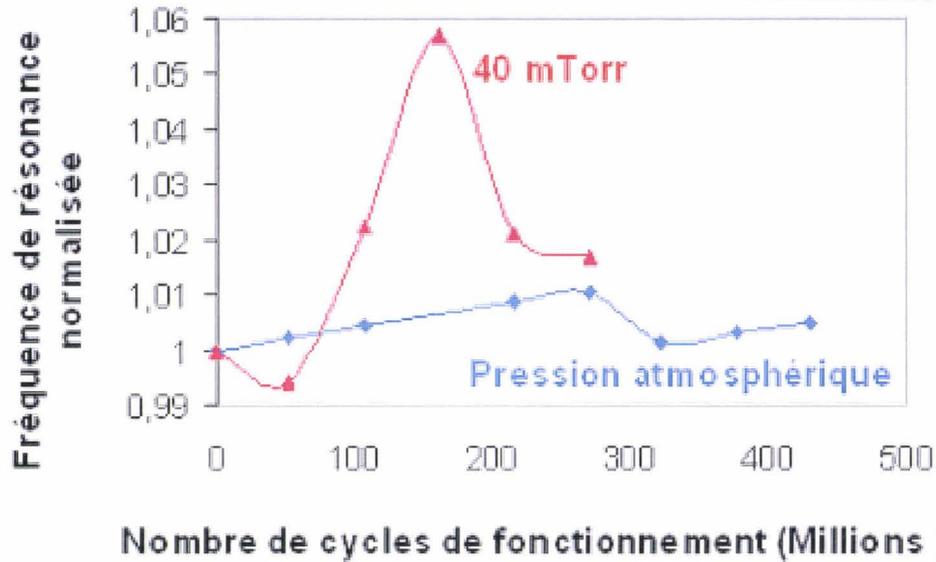


Figure I-54. Evolution de la fréquence de résonance normalisée dans le cas de poutres bi-encastées en *polysilicium dopé in situ* de 440 μm de long avec des plateaux d'actionnement proches des encastremets, actionnées en torsion dans l'air ou sous vide et caractérisées par une méthode de vibrométrie.

Les vibrations extérieures sont une part importante dans le domaine de la fiabilité. Un banc de test *in situ* est collé sur une piézo-céramique et est électrostatiquement actionnée sous vide (40 mTorr) ; durant cet actionnement, un potentiel est simultanément appliqué à la piézo-céramique avec une fréquence d'excitation égale à la fréquence de résonance de la structure testée. Dans ce contexte, l'augmentation de la fréquence de résonance est de 7%, en comparaison à 6% sans excitation extérieure (Figure I-55). Deuxièmement, on observe une légère accélération du processus de fatigue si des vibrations extérieures sont appliquées.

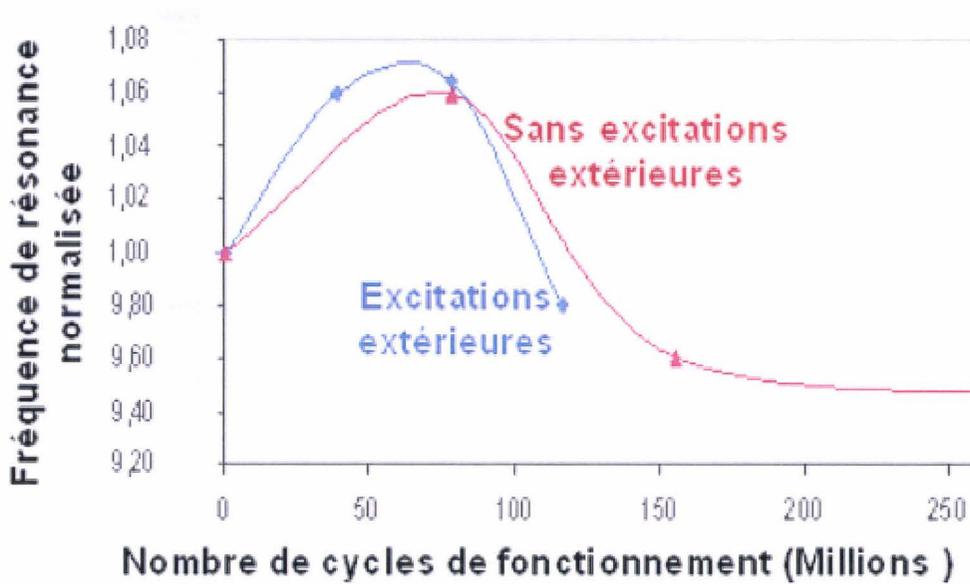


Figure I-55. Evolution de la fréquence de résonance normalisée dans le cas de poutres bi-encastées en polysilicium dopé in situ de 440 μm de long avec des plateaux d'actionnement proches des encastresments, actionnées en torsion, soumises ou non à des vibrations extérieures dont la fréquence d'excitation est égale à la fréquence de résonance des structures de test, et caractérisées par une méthode de vibrométrie.

Les effets des chocs thermiques sur le phénomène de fatigue ont été étudiés. Pour les analyser, le thermoformage a été utilisé: on applique aux bornes de la structure un potentiel amenant à un recuit rapide via un effet Joule (figure I-56) [89-90]. Nous considérons ce recuit comme un choc thermique et des tests de fatigue sont appliqués sur les structures chauffées. Le résultat est une évolution du phénomène de fatigue qui est aussi rapide que pour une structure non recuite, mais avec une augmentation du maximum de rigidité bien plus important (9% pour une structure recuite) (Figure I-56). De plus, la durée de vie de la structure recuite est très réduite.

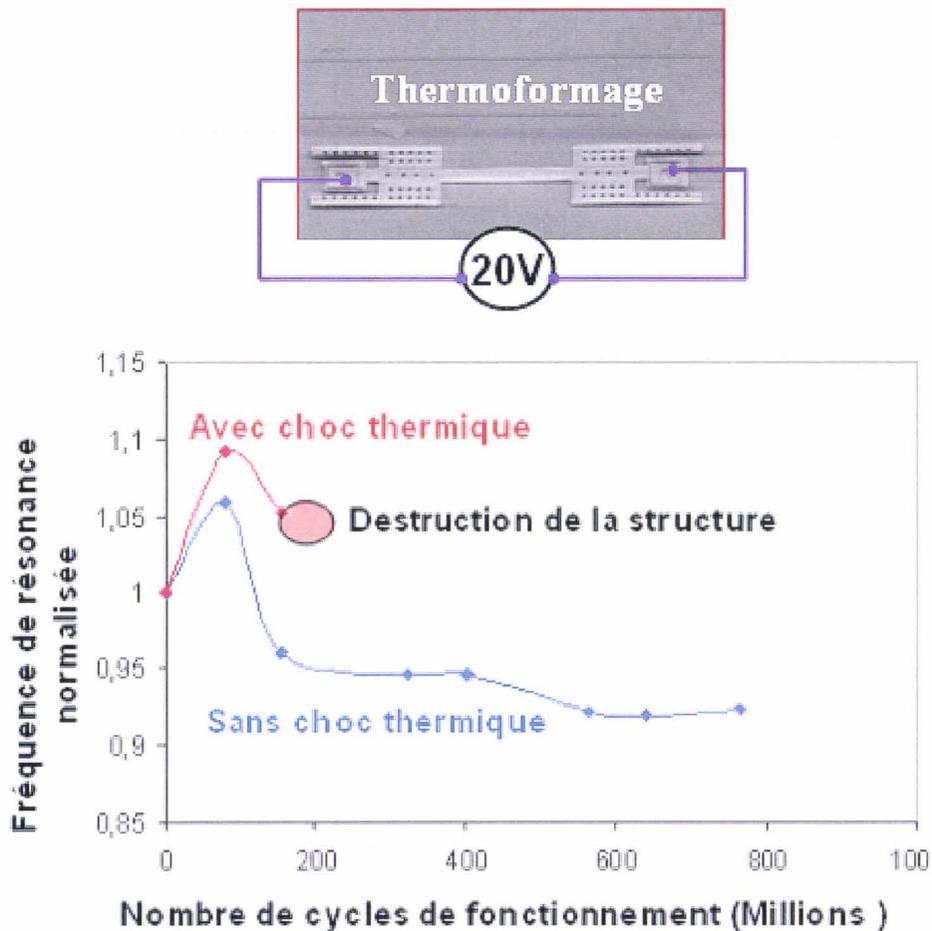


Figure I-56. Evolution de la fréquence de résonance normalisée dans le cas de poutres bi-encastées en polysilicium dopé *in situ* de 440 μm de long avec des plateaux d'actionnement proches des encastrements, actionnées en torsion, préalablement soumises ou non à un recuit rapide par effet Joule, et caractérisées par une méthode de vibrométrie.

Afin d'analyser les effets des contraintes, différents types de structure ont été conçues. Dans le cas d'un test de torsion, la sollicitation a été appliquée aux extrémités ou au milieu d'une poutre. Une telle approche permet l'application de différents niveaux de contraintes pour le même type de sollicitation sur un même élément structural. L'expérimentation nous montre qu'un niveau de contrainte plus important implique une accélération du phénomène de fatigue, la variation maximum de la rigidité restant la même (Figure I-57).

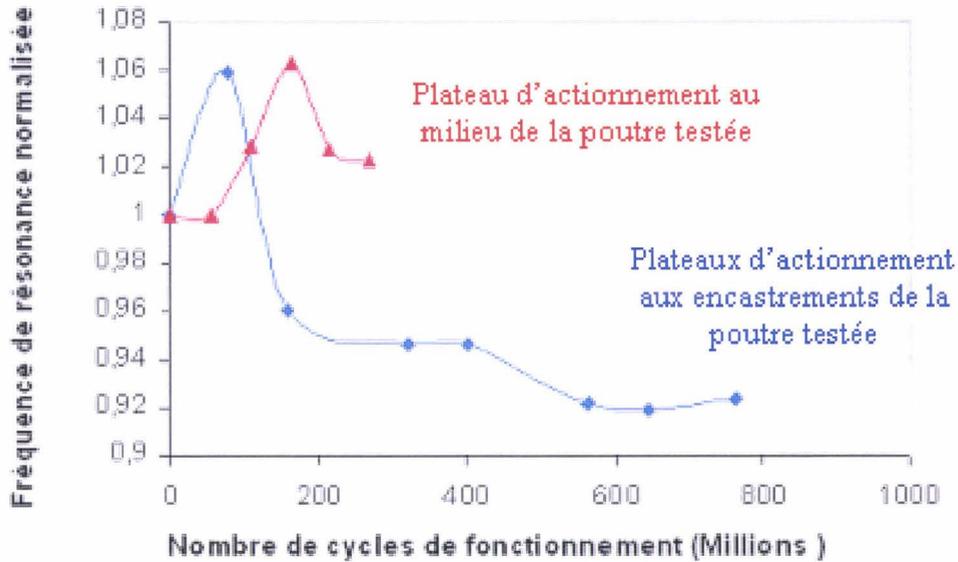


Figure I-57. Evolution de la fréquence de résonance normalisée dans le cas de poutres bi-encastrees en polysilicium dopé in situ de 440 μm de long avec des plateaux d'actionnement proches des encastrement ou au milieu, actionnées en torsion, et caractérisées par une méthode de vibrométrie.

Enfin certaines structures ont été conçues afin de pouvoir être sollicitées soit en flexion, soit en torsion; permettant ainsi de comparer les effets de chacune des sollicitations sur une même structure. Ainsi, pour une structure pouvant être sollicitée soit en torsion soit en flexion, il apparaît qu'en configuration de pull-in le niveau de contrainte généré est plus important lorsque la structure est soumise à la torsion. Une des conséquences est une variation de 6% de la rigidité en torsion contre une variation de 1% dans le cas d'une sollicitation en flexion (Figure I-58). Par ailleurs, on observe une accélération du phénomène de fatigue dans le cas d'une sollicitation en flexion par rapport à une sollicitation en torsion.

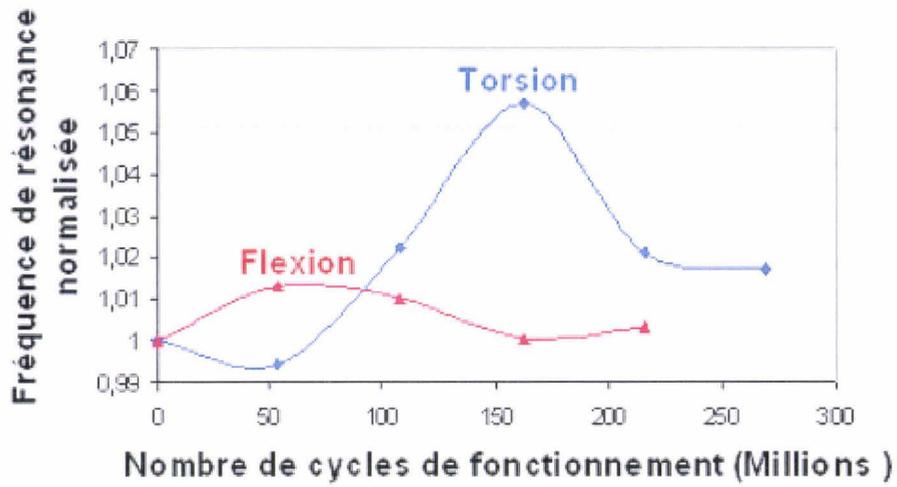


Figure I-58. Evolution de la fréquence de résonance normalisée dans le cas de poutres bi-encastées en polysilicium dopé in situ de 440 μm de long avec des plateaux d'actionnement proches des encastremements ou au milieu, actionnées en torsion ou en flexion, et caractérisées par une méthode de vibrométrie.

V. Analyse

V.1 Description du phénomène de fatigue

L'évolution de la raideur en fonction du nombre de cycles d'actionnement montre la présence de deux pics suivis par une phase de stabilité (IV.2.2.b) (Figure I-59); deuxièmement, l'évolution de la résistance électrique en fonction du nombre d'opérations est composée de deux différentes mais successives phases de croissance et d'une phase de stabilité (IV.2.3) (Figure I-59). Ainsi, le phénomène de fatigue peut être divisé en cinq phases : une phase d'adaptation, une phase d'apparition de microfissures, une seconde phase d'adaptation, une seconde phase de décroissance et une phase de stabilité (Figure I-59).

La phase d'adaptation correspond à l'augmentation de la raideur (7-10%). Cette adaptation est expliquée par la création de microdéformations à cause des contraintes induites par le mouvement, bloquant les microdéplacements par la multiplication de nœuds de dislocation dans les joints de grains du matériau polycristallin (or ou polysilicium), augmentant ainsi la rigidité (Figure I-60b); la présence de lignes de dislocation est confirmée par la légère augmentation (<5%) de la résistance électrique durant cette phase (Figure I-59). Dans la phase suivante, la diminution de la raideur est la conséquence de l'apparition de microfissures, qui se produit facilement en présence de lignes de dislocation dans les joints de grains. Pour cette phase, non seulement l'observation de la résistance électrique corrobore l'explication par une seconde phase de croissance de 10-15%, mais aussi les observations AFM montrent des changements de topographie de surface dans les zones les plus contraintes (IV.2.3). Par la suite, bien qu'il y ait encore des variations de la raideur, la résistance électrique reste constante (Figure I-59), montrant qu'aucune dislocation significative dans les grains de joints ou microfissure n'apparaît au sein de la structure. De ces observations, il ressort que la seconde phase d'adaptation correspond au fait que les grains de polysilicium sont comprimés à cause des contraintes cycliques (Figure I-60c); les grains deviennent plus petits et ce phénomène induit une légère augmentation de la rigidité et de la raideur (augmentation d'environ 5%). La seconde phase de diminution correspond alors à la dernière étape des mécanismes de défaillance, consistant en la création de dislocations à l'intérieur des grains du matériau polycristallin (Figure I-60d); cela implique une diminution de la rigidité (diminution de la raideur 2-4%) et aucunes conséquences sur la résistance électrique. Finalement, après l'apparition de dislocations dans les joints de grains et dans les grains de polysilicium, aucune

dislocation ne peut apparaître dans le matériau polycristallin ; de ce fait, il y a une phase de stabilité.

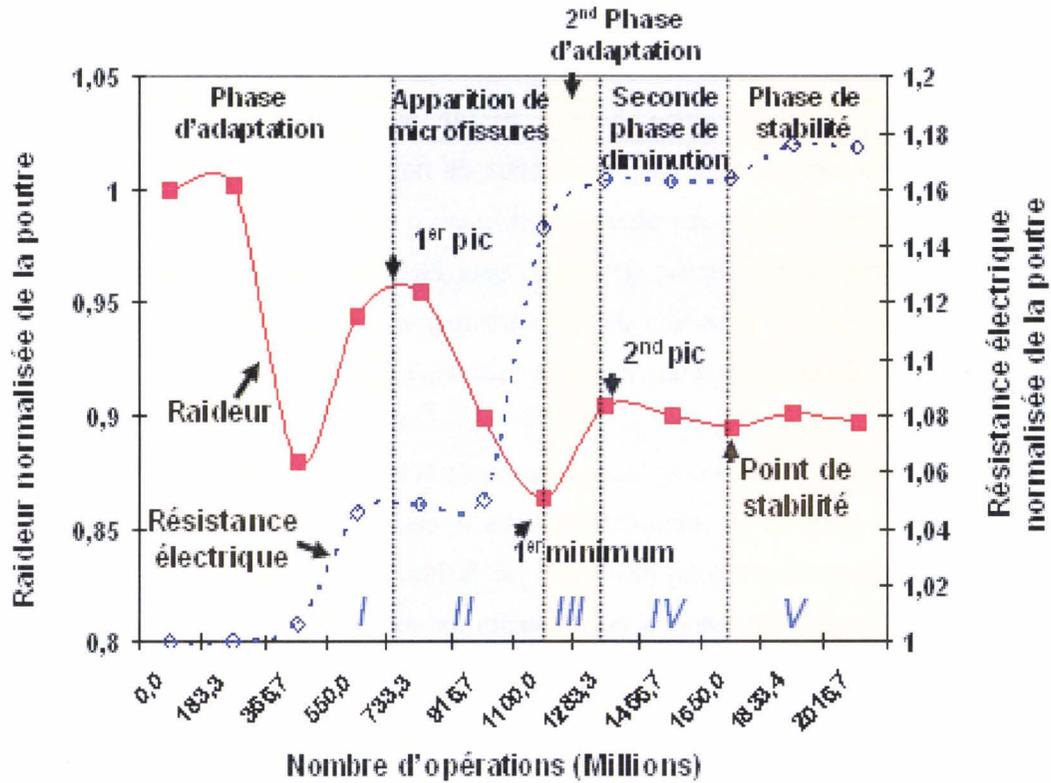


Figure I-59. Evolution de la raideur et de la résistance électrique en fonction du nombre d'opérations dans le cas d'une poutre (en polysilicium dopé par diffusion) de 250 μm de long, soumise à un actionnement cyclique et caractérisées par une méthode électromécanique (mesure de la tension de pull-in).

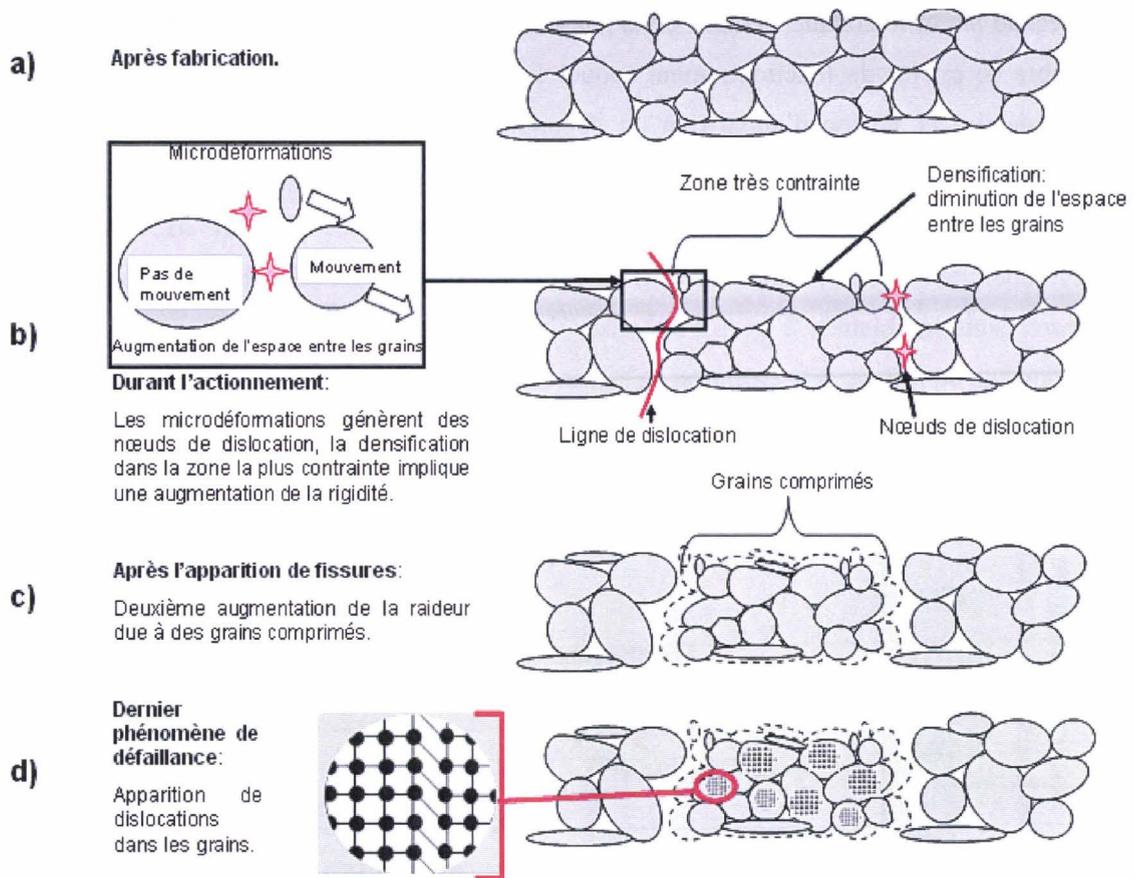


Figure 60. Mécanismes de défaillance dans un matériau polycristallin sollicité cycliquement. a) Etat du matériau après dépôt (or) ou recuit (polysilicium) ; b) Apparition de dislocations dans les joints de grain et de microfissures dans les lignes de dislocation ; c) Grains comprimés sous l'effet de forces cycliques ; d) Dislocations dans les grains du matériau polycristallin.

V. 2 Modèle prédictif du phénomène de fatigue de poutres bi-encastées actionnées en flexion

Ce modèle est basé sur les tests d'actionnement cyclique et en flexion de poutres en polysilicium dopé par diffusion.

V. 2.1 Construction du modèle

Comme expliqué précédemment, l'évolution de la raideur en fonction du nombre de cycles de fonctionnement consiste en la succession de deux pics et d'une phase de stabilité. Par la suite, quatre points remarquables sont considérés : le premier pic, le premier minimum,

le second pic et le commencement de la phase de stabilité ; ces points sont définis comme le nombre de cycles de fonctionnement auquel l'évènement (pic de rigidité, etc.) se produit. Pour décrire la vitesse d'apparition du phénomène de fatigue, l'Indice de Fatigue d'une structure⁵⁵ (FI) est défini comme la moyenne du nombre de cycles d'actionnement correspondant aux quatre points remarquables définis précédemment. Il apparaît que l'évolution de FI et l'évolution de la fréquence de résonance en fonction de la longueur des poutres sont semblables (Figure I-61) ; ceci laisse supposer qu'il y a une relation entre le phénomène de fatigue et la variation de la fréquence de résonance des poutres bi-encastées.

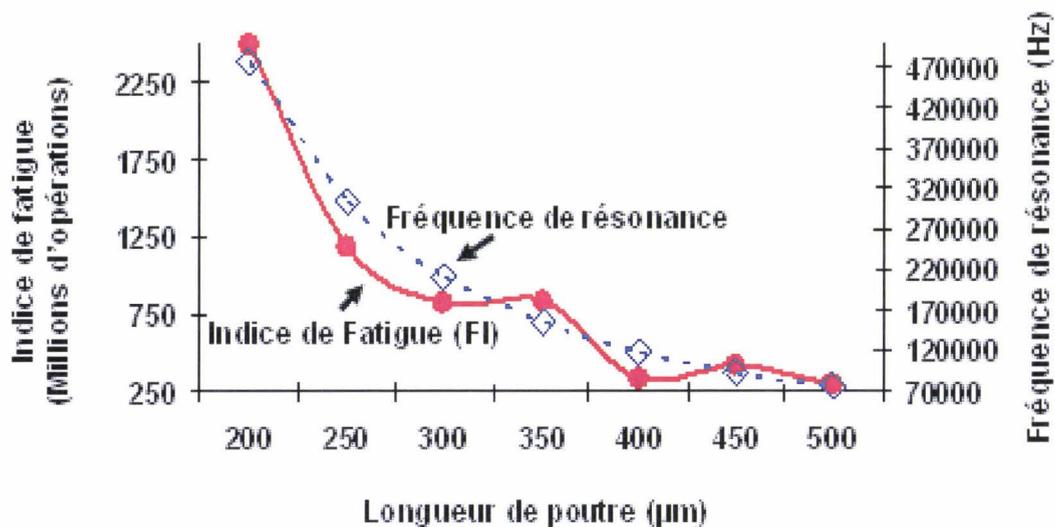


Figure I-61. Evolution de l'indice de fatigue (FI) et de la fréquence de résonance en fonction de la longueur des poutres.

En conséquence, une transformation est opérée sur les résultats expérimentaux en normalisant le nombre d'opérations sur la fréquence de résonance de chaque poutre. Pour plus de clarté, seuls quelques résultats expérimentaux (IV.2.2.b) sont montrés sur la Figure (I-62). Dans le cas d'un actionnement cyclique, le nombre d'opérations étant le produit du temps d'actionnement (s) par la fréquence d'excitation (Hz), les futures observations seront basées sur une échelle de temps. Ce changement d'échelle permet d'observer la concentration d'un même type de points remarquables (pics, minimum, etc.) dans un intervalle de temps spécifique ; *i.e.* pour toutes les poutres testées, le premier pic de la raideur se produit dans un intervalle de temps spécifique, de même que pour les trois autres points remarquables (Figure I-62).

⁵⁵ Indice de Fatigue ou Fatigue Index (FI), relate la vitesse du phénomène de fatigue d'une structure MEMS en nombre de cycles.

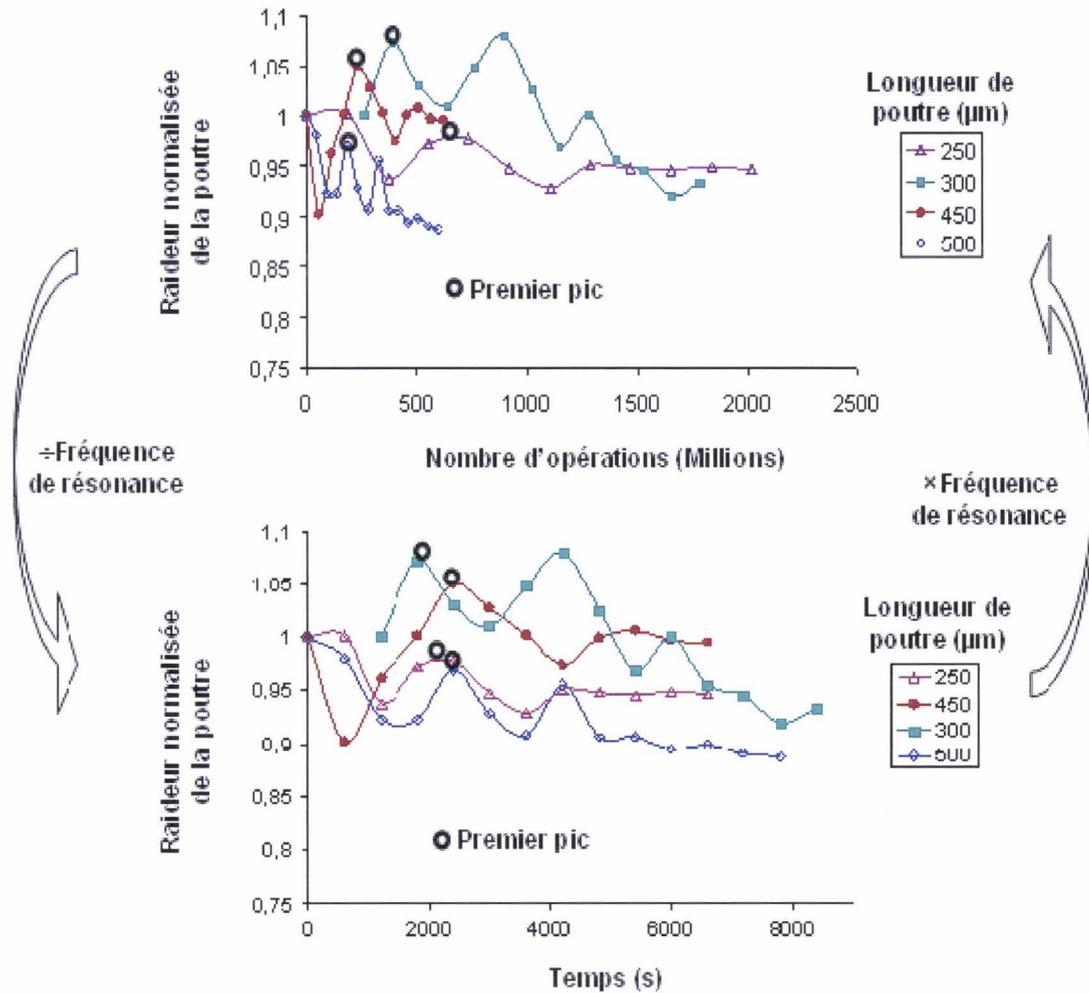


Figure I-62. Evolution de la raideur normalisée de poutres bi-encastées de différentes longueurs en polysilicium dopé par diffusion en fonction du nombre de cycles de fonctionnement et transformation d'une échelle de nombre d'opérations à une échelle de temps dans le cas de l'évolution de la raideur de poutres bi-encastées et soumises à un actionnement cyclique.

L'étape suivante consiste à calculer respectivement les coordonnées moyennes de toutes les coordonnées des premiers pics, de toutes les coordonnées des seconds pics, de toutes les coordonnées du premier minimum et de toutes les coordonnées des points de départ de la phase de stabilité (excepté les coordonnées concernant les poutres de 300 μm et de 500 μm de long afin de pouvoir les utiliser pour la validation du modèle prédictif). De ce fait, le profil commun du phénomène de fatigue est déterminé et appelé 'profil initial de fatigue' (Figure I-63). Ainsi, connaître le 'profil initial de fatigue' et la fréquence de résonance d'une poutre bi-encastée permet de prédire l'évolution de la raideur de la poutre en fonction du

nombre d'opérations en multipliant l'échelle de temps par la fréquence de résonance de la poutre.

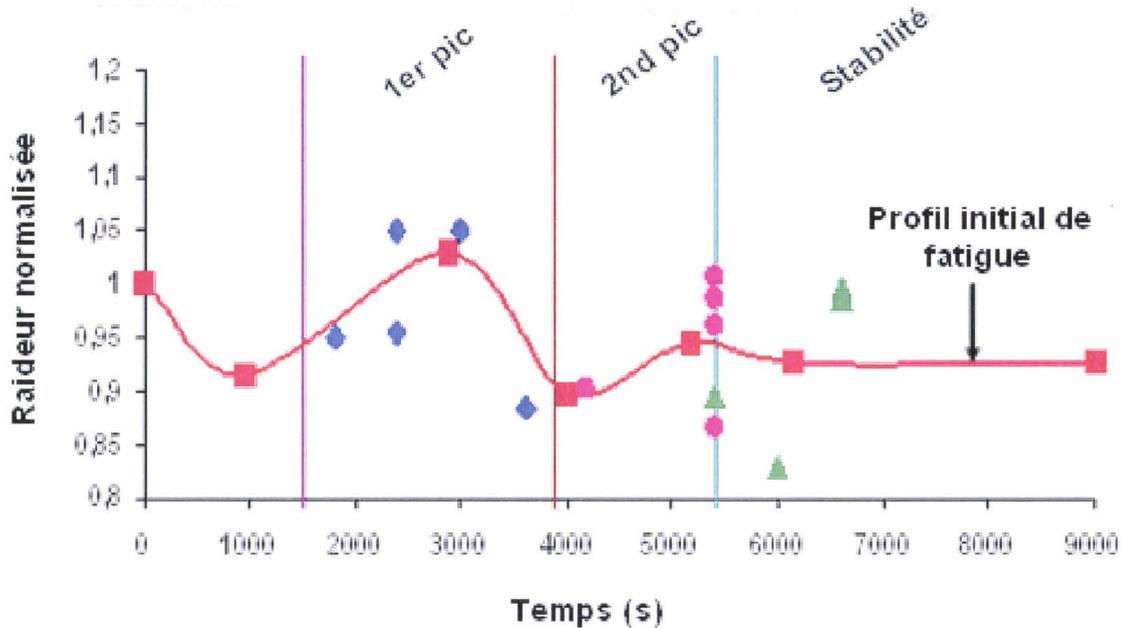


Figure I-63. Détermination du 'profil initial de fatigue' du polysilicium dopé par diffusion basé sur la moyenne des coordonnées des points remarquables (premier pic, second pic, point de stabilité, minima).

V. 2.2 Validation du modèle et limites

Le modèle établi est tout d'abord appliqué aux poutres qui ont été prises en compte pour la détermination du 'profil initial de fatigue' : pour chaque poutre, l'erreur a été calculé sur les coordonnées en abscisse des quatre points remarquables. Dans ce cas, l'erreur globale est de 16 %. Ensuite, de la même manière, l'évolution de la raideur en fonction du nombre d'opérations prédit par le modèle est comparée aux valeurs expérimentales des poutres de 300 μm et 500 μm (Figure I-64) de long ; les erreurs moyennes respectives sont 22 % et 14 % (Figure I-64). Finalement, le modèle a été validé avec des structures qui ont été excitées à une fréquence autre que la fréquence de résonance : l'erreur est de 22 %, ce qui permet de confirmer que le phénomène de fatigue ne dépend pas du temps ou de la fréquence d'excitation. Le modèle prédictif concorde bien avec les résultats expérimentaux, l'erreur moyenne étant de 19%.

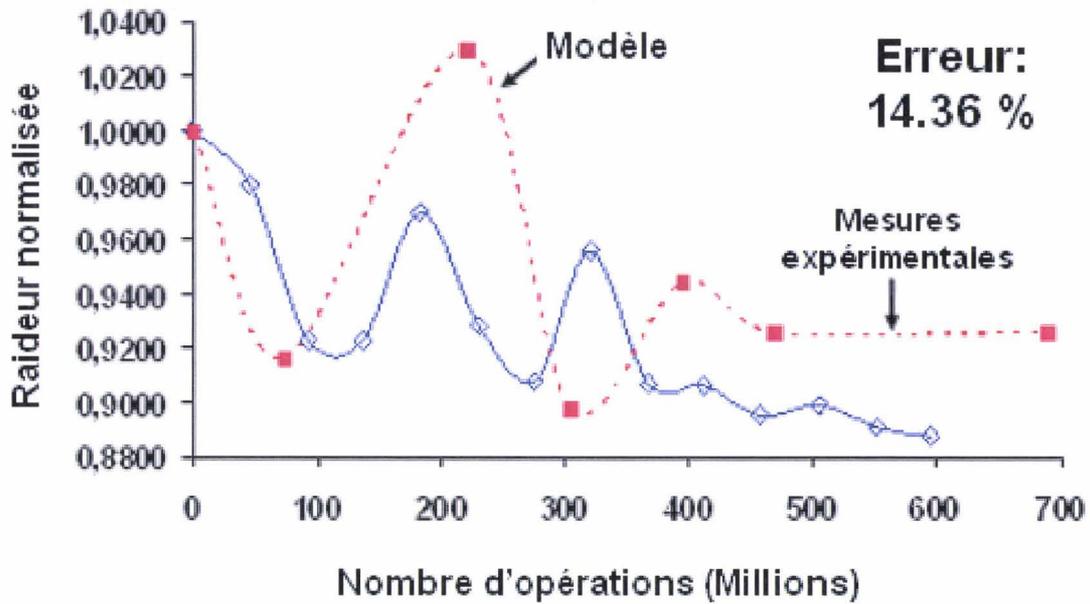


Figure I-64. Comparaison entre le modèle prédictif et des valeurs expérimentales concernant l'évolution de la raideur d'une structure bi-encastree en fonction du nombre de cycles de fonctionnement.

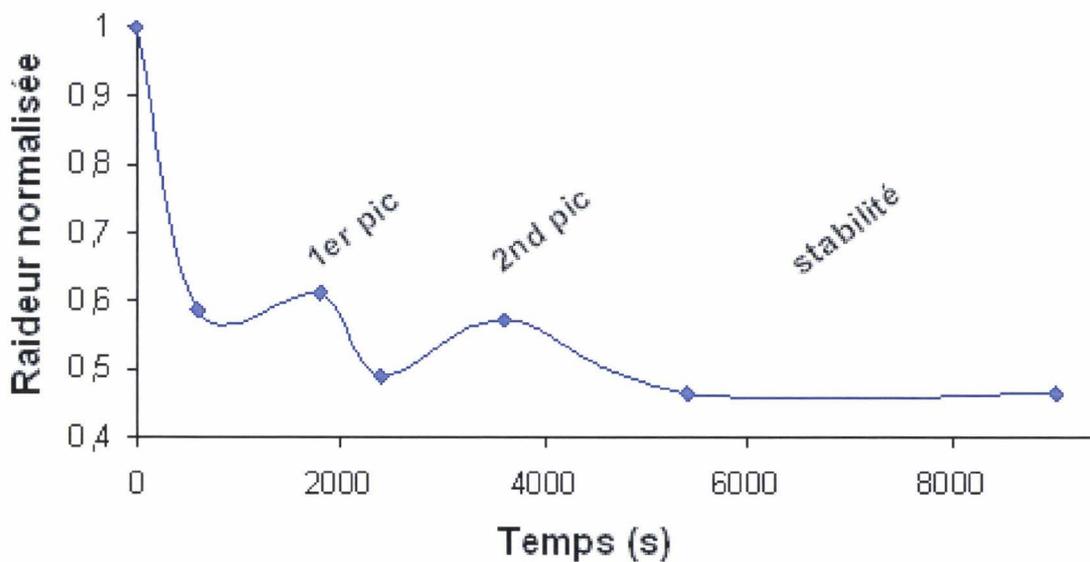


Figure I-65. 'Profil initial de fatigue' de l'or, déterminé à partir des valeurs expérimentales.

L'actionnement cyclique a été analysé dans le cas de poutre bi-encastree en polysilicium dopé par diffusion. Bien que le modèle prédictif établi dans cette étude peut uniquement être supposé adapté pour le matériau structural utilisé, la seule différence dans le modèle prédictif pour les autres matériaux polycristallins réside dans le 'profil initial de fatigue', qui doit être

expérimentalement déterminé et doit dépendre du module d'Young du matériau et de l'épaisseur de la poutre. Finalement, le modèle construit permet de prédire quand un évènement (augmentation, diminution, pic, stabilité, etc.) se produit ; concernant la valeur de la raideur, le modèle donne des informations (augmentation de la raideur au premier pic de 8-12%, etc.) En se basant sur cette technique, le 'profil initial de fatigue' de l'or utilisé à l'IEMN peut être déterminé à partir des valeurs expérimentales (IV.2.2.b) (Figure I-65).

V. 3 Recouvrement de marche

Le micro-usinage de surface consiste à superposer des niveaux structurels délimités et des couches sacrificielles, menant à la création d'un système après la libération des structures. Si une étape de polissage n'est pas appliquée à chaque niveau sacrificiel durant la fabrication des structures, le profil en z ⁵⁶ de chaque niveau structurel dépendra du profil en z des niveaux structurels se trouvant au-dessous en raison du recouvrement (Figure I-66a). Il apparaît que le recouvrement de marche implique un changement dans le comportement mécanique, plus particulièrement en ce qui concerne le niveau de contraintes induit durant l'actionnement. Ce phénomène est la cause de modifications observées (changement de la topologie de surface), qui apparaissent au milieu de la première phase d'adaptation (IV.2.4).

⁵⁶ Profil en z : Dénivelé suivi par une couche dans le plan normal au substrat.

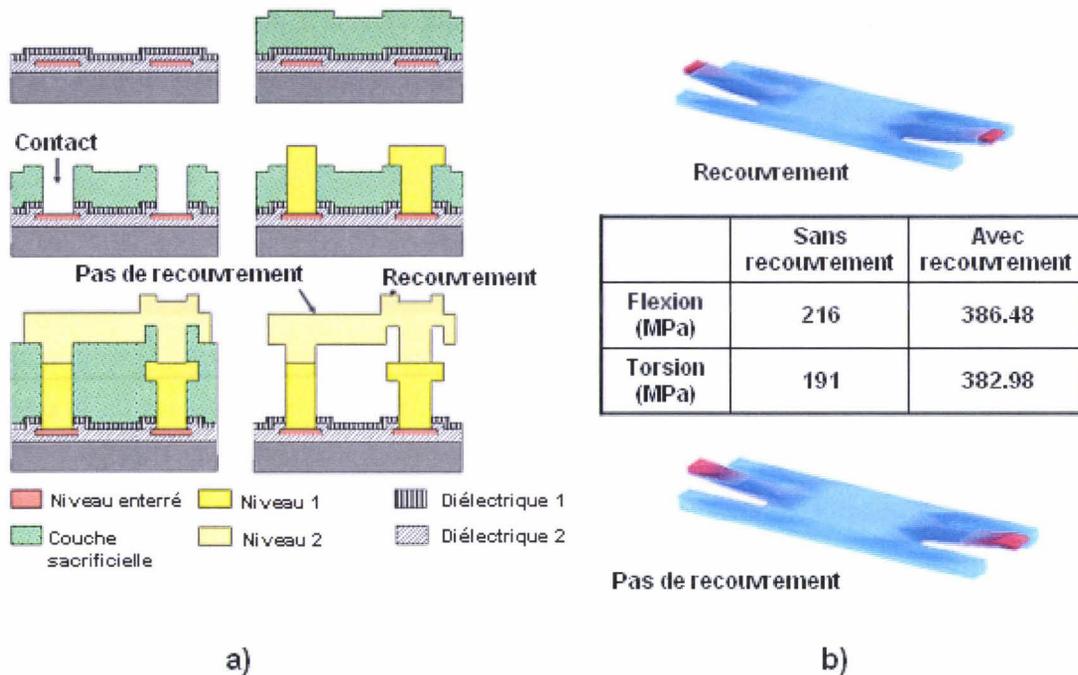


Figure I-66. a) Principe du phénomène de recouvrement de marche dans les technologies d'usinage de surface ; b) Simulations d'une structure sollicitée en flexion et torsion présentant ou non un recouvrement de marche.

Des simulations par éléments finis, effectuées avec le logiciel CoventorWareTM sur des structures présentant ou non du recouvrement de marche, ont permis de comparer le niveau de contraintes induites lors de l'actionnement (Figure I-66b). Les résultats de simulations ont mis en évidence deux points : premièrement, quel que soit le type de sollicitation élémentaire appliquée, le niveau de contraintes induit augmente dans le cas du recouvrement de marche ; deuxièmement, dans le cas d'un recouvrement, les contraintes sont beaucoup plus localisées, et plus particulièrement dans la zone de recouvrement (Figure I-66b).

Le recouvrement de marche implique non seulement une augmentation de la fragilité des structures mécaniques (qui peut être évitée en utilisant des phases de polissage), mais il favorise aussi l'apparition prématurée du phénomène de fatigue de par la concentration et l'importante augmentation des contraintes induites par l'actionnement. Ainsi, le recouvrement de marche permet d'amplifier les mécanismes d'endommagement, de les observer et de mieux les comprendre. En effet, le changement de la topographie de surface apparaît au milieu de la première phase d'adaptation du phénomène de fatigue, juste après la première augmentation de la résistance électrique. Cette dernière correspondant à la création de lignes de dislocation,

le changement de topologie de surface peut être expliqué comme la propagation des lignes de dislocations à la surface du matériau. Enfin, les gros grains du polysilicium dopé *in situ* (IV.1.3.b) permettent de mieux observer le phénomène.

V. 4 Influence du niveau et de la concentration de contraintes sur le phénomène de fatigue

L'expérimentation montre qu'un niveau de contrainte plus important implique une accélération du phénomène de fatigue, la variation maximum de la raideur restant la même (IV.2.6). Cette accélération peut être attendue : la présence de plateaux d'actionnement proches des encastremements induit des contraintes plus importantes et surtout plus focalisées, impliquant des déformations et des dislocations dans les joints de grains plus rapidement. En effet, les simulations numériques concernant le recouvrement de marche mettent en évidence que l'augmentation de la concentration de contrainte accélère considérablement le phénomène de fatigue (dislocation dans les joints de grains, etc.). Cette expérience met en avant l'influence de la 'concentration de contraintes' sur le phénomène de fatigue, le recouvrement de marche n'étant qu'une application de cette observation.

Certaines structures ont été conçues afin de pouvoir comparer les effets de chacune des sollicitations (flexion, torsion, traction) sur un même dispositif (II.2, IV.2.6). Pour une structure pouvant être sollicitée soit en torsion soit en flexion, les simulations ont montré que le niveau de contrainte généré en configuration de pull-in est plus important lorsque la structure est soumise à la torsion : le test en torsion est couplée à une sollicitation en flexion en raison du couplage électrostatique, cumulant ainsi une sollicitation en flexion et en torsion (II.2.1). Dans cette configuration, une variation de 6% de la fréquence de résonance en torsion est observée contre une variation de 1% dans le cas d'une sollicitation en flexion. L'augmentation de la concentration de contraintes étant mise hors de cause (les plateaux d'actionnement sont placés au même endroit pour les deux tests), seul le niveau de contraintes influe lors de ces tests. Une sollicitation en flexion génère des contraintes suivant les axes x et z , et suivant les axes x , y et z dans le cas d'une combinaison torsion/flexion ; l'accumulation des grains lors de la phase d'adaptation est donc accentuée, ce qui induit une plus grande variation de la raideur et accentue les mécanismes d'endommagement.

Troisièmement, les mesures de la résistance électrique lors de l'actionnement en flexion des poutres bi-encastées (IV.2.3) ont permis de mettre en évidence que l'augmentation relative de cette valeur physique dépend du niveau de contraintes appliqué : plus le niveau de contraintes générées est important (II.2.1), plus l'augmentation relative de la résistance électrique est forte (IV.2.3). Pour un même matériau, un niveau de contraintes générées plus important induit plus de forces appliquées sur les grains, et donc une probabilité d'avoir l'apparition de dislocations et de fissures plus grande. Or, la résistance électrique est liée à la quantité de dislocations et de fissures dans le matériau, d'où les résultats obtenus.

Enfin, l'évolution d'un défaut initial se trouvant dans une zone très contrainte lors de l'actionnement a pu être observée (IV.2.5). Sous l'effet de l'application cyclique de contraintes, une fissure se crée au niveau du défaut initial et se propage parallèlement à la ligne d'encastrement. Le défaut initial représente une amorce de rupture ; lors de l'actionnement cyclique, une fissure ayant pour origine le défaut initial se forme en suivant les lignes de dislocation récemment apparues. Ainsi, la fissure se propage dans le sens des lignes de dislocation, c'est-à-dire parallèlement à la ligne d'encastrement où le niveau de contraintes induite par l'actionnement est maximal.

V. 5 Influence des paramètres extérieurs

La diminution de la pression implique l'accélération du phénomène de fatigue (IV.2.6). D'autre part, une variation de seulement 1% de la raideur au premier pic a été observée dans l'air contre une variation de 6% sous vide. Le facteur 'pression' induit deux phénomènes bien connus : la diminution de l'amortissement et la non dissipation de la température dans le milieu environnant. Dans le cas des structures testées, l'augmentation observée de la raideur de 6% dans le vide contre 1% dans l'air est uniquement due à la diminution de l'amortissement ; en effet, une augmentation de température (causée par l'effet thermoélastique induit par la déformation des grains sous l'effet des contraintes lors de l'actionnement cyclique) est très rapidement dissipée dans le substrat en raison de la faible résistance thermique des matériaux siliceux utilisés (oxyde de silicium, nitrure de silicium, etc.).

Soumis à des vibrations extérieures, l'augmentation de la raideur est de 7% au premier pic, en comparaison à 6% sans excitation extérieure (IV.2.6). De plus, une légère accélération du

processus de fatigue est observée si des vibrations extérieures sont appliquées. La faible augmentation de raideur observée peut être expliquée par le fait que les structures sont déjà actionnées à la fréquence de résonance lors de l'excitation mécanique extérieure à la fréquence de résonance, il n'y a donc pas d'amplification du processus d'endommagement. Par voie de conséquence, que la structure soit actionnée à fréquence de résonance ou excitée extérieurement à sa fréquence de résonance, le phénomène de fatigue est le même. Cette observation est utile pour l'étude en fiabilité de systèmes embarqués tels que les résonateurs (téléphonie embarquée) pour connaître l'évolution de la bande passante.

Le résultat de l'application des chocs thermiques (**IV.2.6**) est une évolution du phénomène de fatigue aussi rapide que pour une structure non recuite, mais avec une augmentation du maximum de raideur au premier pic bien plus important (9% pour une structure recuite). De plus, la durée de vie de la structure recuite est très réduite. Ce phénomène trouve son origine dans la brusque dilatation des joints de grains causée par le choc thermique ; la dilatation génère des dislocations et des fissures de manière irréversible, fragilisant grandement le matériau structurel. L'actionnement cyclique accentue le phénomène d'endommagement et mène à la destruction de la structure.

VI. Perspectives

Les perspectives concernant l'étude du phénomène de fatigue dans le cadre de micro-actionneurs en régime dynamique sont nombreuses et portent sur la rhéologie des matériaux et sur la caractérisation des bancs de test *in situ*. Quelques pistes sont présentées dans cette partie.

Comme expliqué en introduction, l'étude de la rhéologie des matériaux utilisés pour la réalisation des structures élémentaires nécessite la mise en oeuvre de méthodes expérimentales particulières aux films minces telles que la microvibrrométrie, la microscopie à champ proche de type AFM en mode contact, et la profilométrie 3D. Certaines de ces méthodes ont été exploitées pour déterminer le module d'Young de matériau comme le polysilicium ou l'or (IV.1.3.b). Afin d'obtenir un comportement rhéologique de ces matériaux et de corroborer les résultats de caractérisation présentés, un microbanc de traction a été réalisé au laboratoire IEMN lors du travail de recherche (Figure I-67) ; ainsi, le banc de test a été monté, des mors spécifiques aux échantillons ont été fabriqués et un programme sous LabviewTM a été développé pour commander le moteur du banc. De plus, des échantillons (plaques de 4 mm×8 mm×2 μm) ont été fabriqués (fabrication homogène basée sur une combinaison d'usinage de surface et de volume), mais se détériorent lors des dernières étapes de technologie. Aucune caractérisation n'a encore abouti : le procédé de fabrication des échantillons doit être amélioré. Le microbanc de traction permettra aussi de solliciter cycliquement l'échantillon pour des tests de fatigue et d'obtenir des études comparatives entre les résultats obtenus *in situ* et *ex situ* seront effectuées.

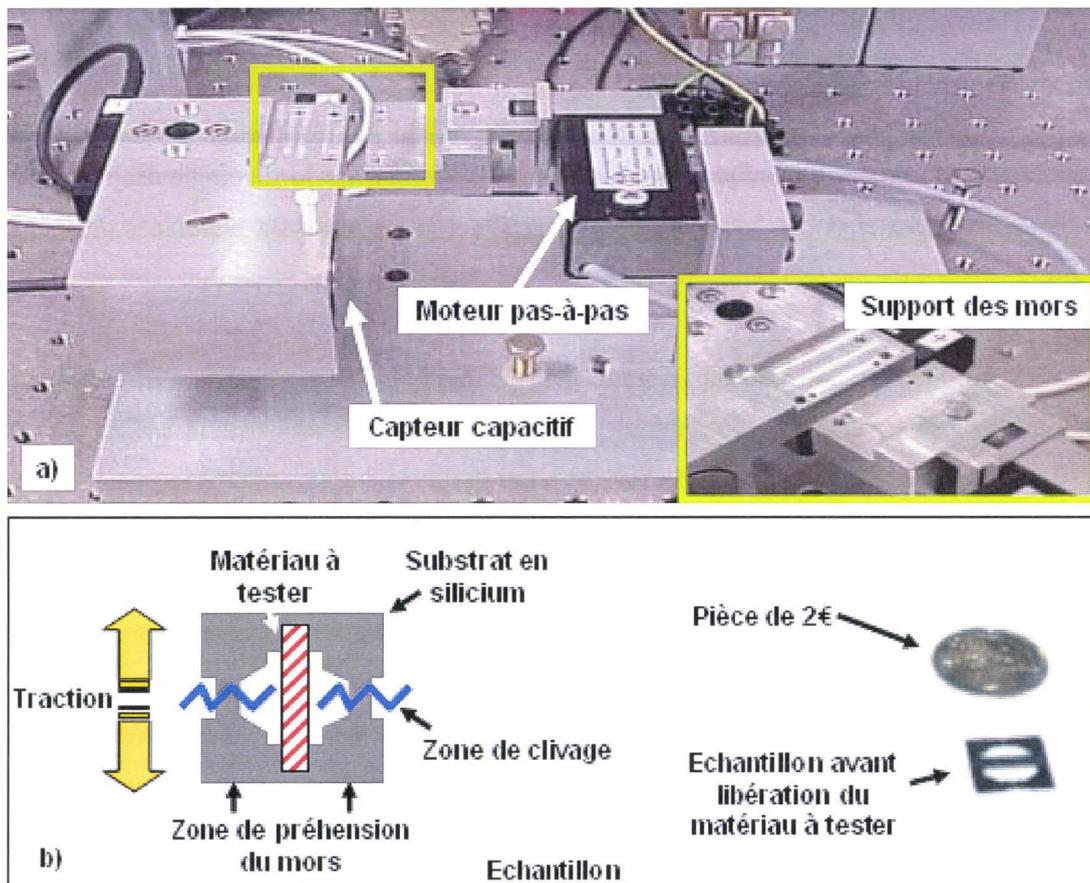


Figure I-67. a) Microbanc de traction composé d'un moteur pas-à-pas et d'un capteur capacitif (mesure des déplacements) ; b) Topologie d'un échantillon prévu pour le microbanc de traction.

Concernant les dispositifs de test, la suite du travail de recherche sera consacrée à de nouvelles caractérisations. L'influence de la température et de l'humidité sur le phénomène de fatigue pourra être étudiée dans une chambre environnementale. De plus, toutes les expériences seront réitérées plusieurs fois pour obtenir des lois statistiques représentatives des différents phénomènes observés.

Par ailleurs, d'autres bancs de test *in situ* ont été conçus, fabriqués mais non caractérisés (Figure I-68). Par exemple, des structures ont été imaginées pour permettre de décorréler l'influence des effets électrostatiques et celle des effets mécaniques. Ainsi, une poutre encastree-libre peut fléchir soit sous l'action de forces électrostatiques générées par une différence de potentiel entre la poutre conductrice et une électrode, soit sous l'action d'une charge appliquée sur la poutre (avec un contact solide-solide). La séparation de ces deux types

d'effets permettra d'être plus précis sur la détection des mécanismes d'endommagement dans un système complet (résonateur, composant optique). Chaque structure sera donc soumise aux essais de traction, flexion et torsion via un actionnement électrostatique ou mécanique.

Finalement, deux autres types de réalisation technologique seront mis au point. Des structures de test seront fabriquées en utilisant des couches SOG⁵⁷ afin de planariser les couches sacrificielles et donc d'éviter le recouvrement de marche. C'est un procédé de fabrication original dans le domaine des microsystèmes. Ces structures seront caractérisées.

⁵⁷ SOG : Spin On Glass, polymère déposé par méthode de spinning, et qui se transforme en oxyde de silicium lors d'un recuit. Ce produit est utilisé en microélectronique pour planariser les surfaces.

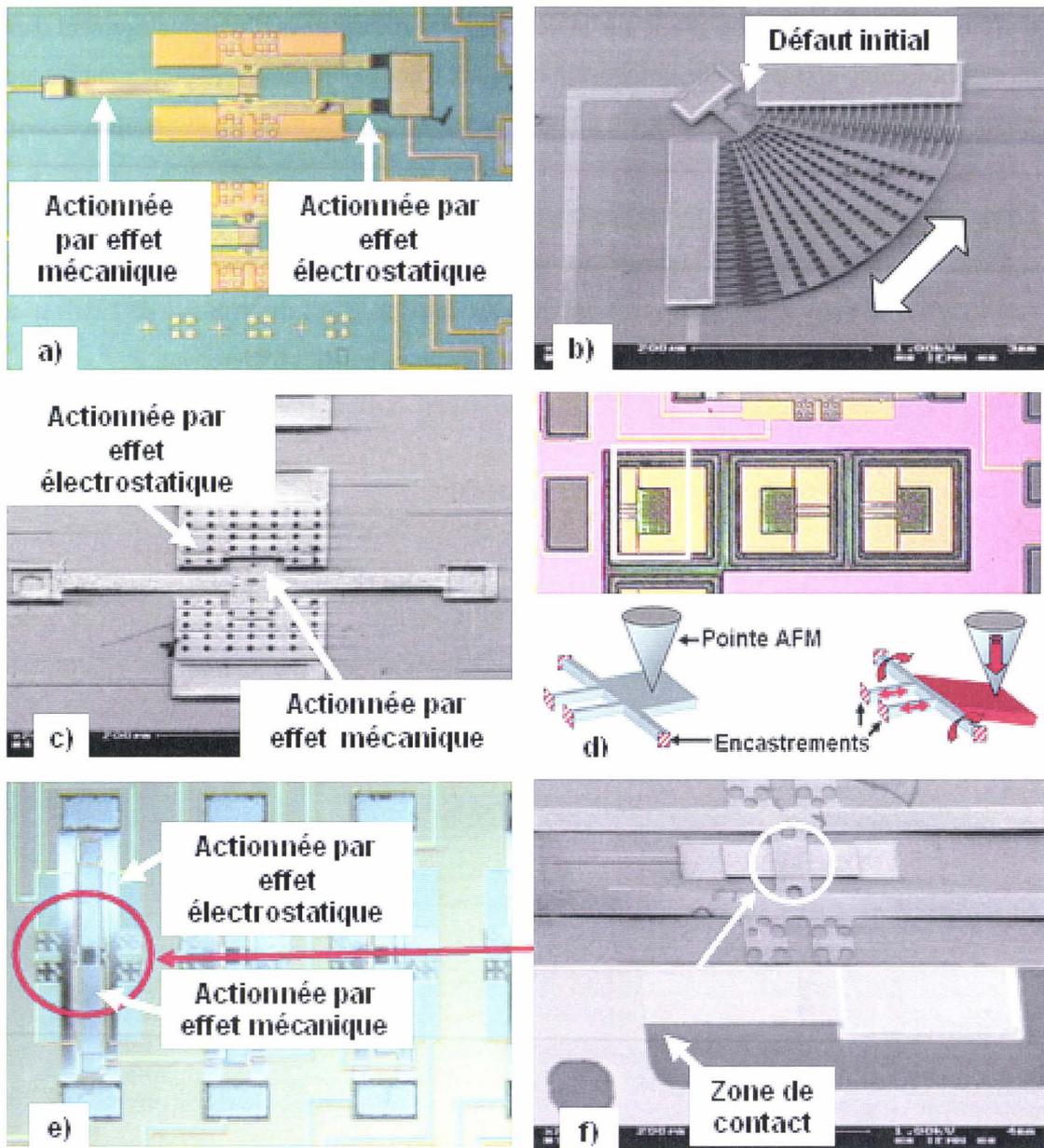


Figure I-68. a) Poutre encastrée-libre en or actionnée mécaniquement en flexion par une structure en or elle-même actionnée électrostatiquement ; b) Structure de type « comb drive » en polysilicium pour un test de fatigue d'une poutre présentant un défaut initial ; c) Poutre bi-encastrée pour un test en torsion avec un plateau d'actionnement mû mécaniquement par d'autres plateaux eux-mêmes actionnés électrostatiquement ; d) Poutres bi-encastrées sollicitées en traction lorsque une pointe AFM vient pousser le « contre poids » via un effet en torsion ; e) Poutre bi-encastrée en polysilicium actionnée mécaniquement par une structure en polysilicium elle-même actionnée électrostatiquement ; f) Détail du recouvrement entre deux structures pour un actionnement mécanique en flexion d'une structure bi-encastrée.

VII. Conclusion

Cette première partie concerne l'étude du phénomène de fatigue dans le cadre de micro-actionneurs en régime dynamique, et plus particulièrement l'analyse de microstructures en matériau polycristallin (polysilicium, or, etc.). Pour ce faire, des bancs de test *in situ* ont été conçus et simulés à l'aide de logiciel de calcul utilisant les éléments finis. Les bancs consistent principalement en des poutres bi-encastées que l'on vient solliciter en traction, flexion et torsion via un actionnement électrostatique et cyclique.

La fabrication de ces dispositifs de test est basée sur les techniques d'usinage de surface propres à la microélectronique ; les filières dites '*procédé de fabrication haute température*' (polysilicium comme matériau structurel) et '*procédé de fabrication basse température*' (or en tant que matériau structurel) ont été utilisées. La première -issue d'un transfert de technologie de l'université de Tokyo- a été optimisée pour diminuer les fragilisations mécaniques et assurer la protection des électrodes enterrées ; la seconde a été développée dans le cadre de la fabrication de commutateurs RF. Pour ces deux procédés, une technologie multi-niveaux a été mise en place afin d'augmenter les amplitudes de déplacement des structures de test (augmentation de la distance structure/électrode). Lors de la phase de fabrication, des dispositifs pour des applications biologiques ont été réalisés tels que un filtre biologique ou une pince endoscopique.

Par la suite, les dispositifs de test ont été caractérisés à l'état initial à l'aide d'un ensemble d'outils de caractérisations (mesure de tension de pull-in, microscope AFM et MEB, etc.) afin de premièrement éliminer les structures défailtantes -débris, cassure-, deuxièmement déterminer les propriétés structurelles des matériaux utilisés -polysilicium dopé par diffusion, dopé *in situ* et l'or- et les conditions de test -taux d'humidité-, et enfin décrire les microponts - fréquence de résonance, tension d'effondrement-. Les bancs de test *in situ* sont ensuite actionnés cycliquement et caractérisés tous les n cycles afin de déterminer l'évolution des propriétés de la structure -raideur- en fonction du nombre de cycles d'actionnement suivant la sollicitation élémentaire appliquée. L'influence des conditions environnementales est étudiée.

Les mesures permettent de confirmer que la fréquence de résonance et la raideur sont de bons indicateurs de l'état de fatigue. De plus, il apparaît que ce phénomène peut être scindé en cinq

étapes distinctes qui ont été décrites précédemment. L'influence des paramètres extérieurs sur le phénomène de fatigue a été étudiée et l'importance du recouvrement de marche a été mise en évidence via l'observation du changement de topographie de surface dans les zones de recouvrement au fur et à mesure du nombre d'opérations réalisées par le dispositif lors de l'actionnement. Enfin, un modèle prédictif a été mis en place et permet de déterminer avec une erreur approximative de 20 % l'évolution de la raideur d'une structure bi-encastree en matériau polycristallin et sollicitée en flexion en fonction du nombre de cycles de fonctionnement.

Ce travail permet une nouvelle approche des mécanismes de défaillance dans un dispositif (résonateur, commutateurs) par une meilleure compréhension du phénomène de fatigue dû à des sollicitations mécaniques élémentaires. Ainsi, le modèle prédictif de l'évolution de la raideur en fonction du nombre d'opération est un moyen efficace pour optimiser la phase de conception et de fabrication d'un composant MEMS.

VIII. Références Bibliographiques

- [1] W. H. Miller, D. M. Tanner, S. L. Miller et K. A. Peterson
MEMS Reliability: The challenge and the Promise
4th Annual "The Reliability Challenge," Dublin, Ireland, (1998), pp. 4.1-4.7
- [2] S. B. Brown et E. Jansen
Reliability and Long-Term Stability of MEMS
Digest IEEE/LEOS 1996 Summer Topical, Meetings, (August 1996), pp. 9-10
- [3] K. W. Markus
Fabrication technology and the Challenge of Large-Scale Production
Frontiers of Engineering. National Academy of Engineering, (1996), pp. 57-62
- [4] L. J. Hornbeck
Digital Light Processing and MEMS: Timely Convergence for a Bright Future
Micromachining and Microfabrication Process technology. (1995), Vol. 2639, p. 2
- [5] L. J. Hornbeck
Digital Micromirror DeviceTM, Commercialization of a massively parallel MEMS Technology
Proc. ASME Int. Mechanical Engineering Congress and Exposition, Dallas, TX, (1997), pp. 3-8
- [6] S. Kayali, R. Lawton, et B. Stark
MEMS Reliability Assurance, Activities at JPL
IEEE Links, Vol. 5, No 1
- [7] B. Stark
MEMS Reliability Assurance Guideline for Space Applications
Editor, JPL, Publication 99-1, Pasadena, 1999
- [8] S. B. Brown, W. Van Arsdell, et C. L. Muhlstein
Materials Reliability in MEMS Devices
International Conference on Solid-State Sensors & Actuators, Chicago, USA, (1997)
- [9] S. L. Miller, M. S. Rodgers, G. LaVigne, J. J. Sniegowski, P. Clews, D.M. Tanner, et K. A. Peterson
Failure Modes in Surface Micromachined MicroElectroMechanical Actuators
IEEE International Reliability Physics Symposium Proceedings, (1998), pp. 17-25
- [10] K. Man, R. Ramesham, et B. Stark
A Resource Handbook for MEMS Reliability
JPL D-16171
- [11] Direction Générale de l'Armement
Plan d'Etude Amont : RF MEMS 2000-2001

- [12] R. Rosing, A. Richardson, A. Dorey, et A. Peyton
Test Support Strategies for MEMS
IEEE International Mixed Signal Test Workshop, Whistler, June 11th - 15th (1999),
pp. 345-350
- [13] P. M. Osterberg, et S. D. Senturia
*M-TEST: A Test Chip for MEMS Material Property Measurement Using
Electrostatically Actuated Test Structures*
Journal of MicroElectromechanical Systems, (1997), Vol. 6, pp. 107-118
- [14] D. M. Tanner, N. F. Smith, D. J. Bowman, W. P. Eaton, et K. A. Peterson
First Reliability Test of a Surface Micromachined Microengine Using SHiMMeR
Micromachining and Microfabrication, Austin, USA, (1997), Vol. 3224, pp. 14-23
- [15] N. Tayebi et A. K. Tayebi
Numerical Fracture of MEMS devices
Technical Proceedings of the 1999 International Conference on Modeling and
Simulation of Microsystems, (1999)
- [16] A. Kolpekwar, T. Jiang, et R.D. Blanton
*CARAMEL: Contamination And Reliability Analysis in MicroElectromechanical
Layout*
Journal of MicroElectroMechanical Systems, (1999), Vol. 8, pp.309-318
- [17] C. Muhlstein et S. B. Brown
Reliability and Fatigue Testing of MEMS
NSF/AFOSR/ASME Workshop, Tribology Issues and Opportunities in MEMS, (1997)
Klewer Academic Publications
- [18] J. Michler, Y. von Kaenel et E. Blank
*Assessment of Mechanical Properties of Thin Films: Residual Stress, Young's Modulus,
Fracture Strength, Adhesion, and Load Bearing Capacity*
First Korea- Switzerland Symposium on Materials and Interfaces in MEMS
Applications (2000)
- [19] L. Buchaillet, E. Farnault, M. Hoummady, et H. Fujita
*Silicon nitride thin films Young's modulus determination by an optical non destructive
method*
Japan Journal Applied Physic, (1997), Vol. 36, pp. L794-L797
- [20] V. Agache, B. Legrand, D. Collard, et L. Buchaillet
*Adhesive forces investigation on a silicon tip by contact mode atomic force
microscope*
Applied Physics Letters, (2002), Vol. 81, pp. 2623-2625
- [21] C. H. Mastrangelo, et C. H. Hsu
*Mechanical stability and adhesion of microstructures under capillary forces- part 1:
basic theory*
Journal of MicroElectroMechanical Systems, (1993), Vol. 2, pp.33-43

- [22] C. H. Mastrangelo, et C. H. Hsu
Mechanical stability and adhesion of microstructures under capillary forces- part 2: experiments
Journal of MicroElectroMechanical Systems, (1993), Vol. 2, pp. 44-55
- [23] M. P. de Boer, et T.A. Michalske
Accurate Method For Determining Adhesion of Cantilever Beams
Journal of Applied Physics, (1999), Vol.86, pp. 817-827
- [24] M. P. de Boer, J. M. Redmond, et T. A. Michalske
A Hinged-pad Test Structure for Sliding Friction Measurement in Micromachining, Materials and Device Characterization in Micromachining, Santa Clara, USA, (1998), Vol. 3512, pp. 241-250.
- [25] D. Meunier, R. Desplats, J. Benbrick, G. Perez, C. Pellet, D. Etsève, et B. Benteo
Electrical Characterization and modification of a MicroElectroMechanical System (MEMS) for extended mechanical reliability and fatigue testing
Microelectronics Reliability, (1998), Vol. 38, pp. 1265-1269
- [26] W. W. Arsdell, et S. B. Brown
Subcritical Crack Growth in Silicon MEMS
Journal of MicroElectroMechanical Systems, (1999), Vol. 8, pp. 319-327
- [27] J. A. Connally, et S. B. Brown
Slow crack growth in single-crystal silicon
Science, (1992), Vol. 256, pp. 1537-1539
- [28] J. A. Connally, et S. B. Brown
Micromechanical fatigue testing
Experimental Mechanisms, (1993), Vol. 33, pp. 81-90
- [29] S. B. Brown, W. V. Arsdell, et C. L. Muhlstein
Materials reliability in MEMS devices
International Conference on Solid-State Sensors & Actuators, Chicago, USA, (1997)
- [30] H. Kahn, N. Tayebi, R. L. Ballarini, R. Mullen, et A. H. Heuer
Fracture toughness of polysilicon MEMS devices
International Conference on Solid State Sensors & Actuators, Sendai, Japan, (1999)
- [31] H. Kapels, R. Aigner, et J. Bider
Fracture strength and fatigue of polysilicon determined by a novel thermal actuator MEMS
European Conference on Solid-State Device Research Conference, Leuven, Belgium, (1999)
- [32] C. L. Muhlstein, S. Brown, et R. O. Ritchie
High cycle fatigue of polycrystalline silicon thin films in laboratory air
MRS Symposium Proceedings, 2000

- [33] C. L. Muhlstein, E. A. Stach, et R. O. Ritchie
High cycle fatigue in micron-scale structural films of polycrystalline silicon: a reaction-layer failure mechanism
Acta Materialia, vol. 50, (2002), pp. 3579-3595
- [34] C. L. Muhlstein et S. Brown
Mechanism of fatigue in micron-scale films of polycrystalline silicon for MEMS applications
Applied Physical Letter, (2001), Vol. 80, pp. 1532–1534
- [35] S. M. Allameh, B. Gally, S. Brown, et W. O. Soboyejo
Surface topology and fatigue in Si MEMS structures: Mechanical Properties of Structural Films
Mechanical Properties of Structural Films; American Society for Testing and Materials, (2001), vol. 1413, pp. 3–16
- [36] W. Van Arsdell, et S. B. Brown
Subcritical crack growth in silicon MEMS
Journal of Microelectromechanical Systems, (1999), Vol. 8, pp. 319–327
- [37] S. B. Brown, S. Povuk, et J. A. Connally
Measurement of slow crack growth in silicon and nickel micromechanical devices
Proc. MEMS-93, Fort Lauderdale, FL, 1993.
- [38] C. L. Muhlstein, R. T. Howe, et R. O. Ritchie
Fatigue of polycrystalline silicon for MEMS applications: crack growth and stability under resonant loading conditions
Mechanical Material, (2002)
- [39] C. L. Muhlstein, S. Brown, et R. O. Ritchie
High cycle fatigue of single crystal silicon thin film
Journal of Microelectromechanical Systems, (2001), Vol. 10, pp. 593–600
- [40] W. Irwin, D.L. Gregory, J.R. Stake, N. F. Smith, D. M. Tanner, J.A. Walraven et K.S. Helgesen
MEMS reliability in a vibration environment
IEEE International Reliability Physics Symposium, USA, (2000), pp. 129-138
- [41] D. M. Tanner, J.A. Walraven, K.S. Helgesen, L. W. Irwin, F. Brown, N. F. Smith, et N. Masters
MEMS reliability in shock environments
IEEE International Reliability Physics Symposium, USA, (2000), pp. 139-145
- [42] D. M. Tanner, J. A. Walraven, L. W. Irwin, M. T. Dugger, N. F. Smith, W. M. Miller et S. L. Miller
The Effect of Humidity on the Reliability of a Surface Micromachined Microengine
IEEE International Reliability Physics Symposium, USA, (1999), pp. 189-197
- [43] K. A. Peterson, P. Tangyunyong, et A. A. Pimentel
Failure Analysis of Surface-Micromachined Microengines

- Materials and Device Characterization in Micromachining, Santa Clara, USA, (1998), Vol. 3512, pp. 190-200
- [44] D. M. Tanner, W. M. Miller, W. P. Eaton, L. W. Irwin, K. A. Peterson, M. T. Dugger, D. C. Senft, N. F. Smith, P. Tangyonyong, et S. L. Miller
The Effect of Frequency on the Lifetime of a Surface Micromachined Microengine Driving a Load
International Reliability Physics Symposium Proceedings, USA, (1998), pp. 26-35
- [45] S. D Senturia
Microfabricated structures for the measurement of mechanical properties and adhesion
Transducers, Tokyo, Japan, (1987), pp. 11-16
- [46] S. Wang, S. Crary, et K. Najafi
Electronic determination of the modulus of elasticity and intrinsic stress of thin film using capacitive bridges
Proceedings, Symposium of the Materials Research Society (MRS), 1992 Spring Meeting, San Francisco, CA, April 27-May 1, 1992
- [47] K. Najafi, et K. Suzuki
A novel technique and structure for the measurement of intrinsic stress and Young's modulus of thin film
IEEE-ASME MEMS conference, Salt Lake City, USA, (1987), pp 96-97
- [48] J. Robert, M. Rodrigue, O. Millet, M. Nait Abdelaziz, et L. Buchaillet
Fiabilité mécanique de microcomposants électromécaniques (MEMS)
Rapport de stage ingénieur EUDIL, (2003)
- [49] Kurt Petersen
Silicon as a Mechanical Material
IEEE IEDM, (1982), Vol. 70, pp. 420-457
- [50] J.M. Bustillo, R. T. Howe, et R.S. Muller
Surface micromachining for microelectromechanical systems
Journal of MicroElectroMechanical Systems, (1998), Vol. 86, pp. 1552-74
- [51] R.K. Kupka, F. Bouamrane, C. Cremers, et S. Megtert
Microfabrication: LIGA-X and applications
Applied Surface Science (2000), Vol. 64, pp. 97-110
- [52] Y.G. Im, S.I. Chung, J.H. Son, Y.D. Jung, J.G. Jo, et H.D. Jeong
Functional prototype development: inner visible multi-color prototype fabrication process using stereo lithography
Journal of Materials Processing Technology, (2002), pp. 372-377
- [53] E. Quévy, L. Buchaillet, et D. Collard
Realization and actuation of continuous membrane by an array of 3D self-assembling for Adaptive optics
MEMS conference, Switzerland, (2001), pp. 329

- [54] K-S Chen, et K-S. Ou
Modification of curvature-based thin-film residual stress measurement for MEMS applications
Journal of Micromechanics and Microengineering, (2002), Vol. 12, pp. 917-924
- [55] S.M. Sze
VLSI Technology
McGraw-Hill, 1988
- [56] P.J. French
Polysilicon: a versatile material for microsystems
Sensors & Actuators A 99 (2002), pp. 3–12
- [57] M. Modreanu, N. Tomozeiu, M. Gartner, et P. Cosmind
Microstructural and optical properties of as-deposited LPCVD silicon films
Thin Solid Films, (2001), Vol. 383, pp. 254-257
- [58] T.W. Ng, T.W. Teo, et P. Rajendra
Optical surface roughness evaluation of phosphorus-doped polysilicon
Optics and Lasers in Engineering, (2001), Vol. 35, pp. 1-9
- [59] P. Petrik, L.P. Biro, M. Fried, T. Lohner, R. Berger, C. Schneider, J. Gyulai, et H. Ryssel
Comparative study of surface roughness measured on polysilicon using spectroscopic ellipsometry and atomic force microscopy
Thin Solid Films, (1998), Vol. 315, pp. 186–191
- [60] B. Bushan, et V. N. Koinkar
Microtribological studies of doped single-crystal silicon and polysilicon films for MEMS devices
Sensors & Actuators (1996), Vol. 57, pp. 91-102
- [61] P. Temple-Boyer, E. Sheid, G. Faugere, et B. Rousset
Residual Stress in silicon films deposited by LPCVD from disilane
Thin Solids Films (1997), Vol. 310, pp. 234-237
- [62] K. Nakazawa
Recrystallization of amorphous silicon films deposited by low-pressure chemical vapour deposition from Si₂H₆ gas
Journal of Applied Physics, (1991), Vol. 69, pp. 1703-1706
- [63] J. V. Grahn, J. Pejnefors, M. Sanden, S.-L. Zhang, et M. Ostling
Characterization of In situ phosphorus doped polycrystalline silicon films grown by disilane-based low-pressure chemical vapour deposition
Journal of Electrochemical Society, (1997), Vol. 144, pp. 3952-3958
- [64] E. Quévy

Elaboration et Caractérisation de Technologies Microsystèmes Avancées: Structures d'Actionnement tridimensionnelles et Résonateurs Electromécaniques à Entrefer Latéral Nanométrique

Thèse de doctorat, Université de Lille (France 59), 2002.

- [65] Y.-J. Su, C.-F. Qian, M.-H. Zhao et T.-Y. Zhang
Microbridge testing of silicon oxide/silicon nitride bilayer films deposited on silicon wafers
Acta Materialia, (2000), Vol. 48, pp. 4901-4915
- [66] E. Saint-Etienne
Nouvelle filiere technologique de circuits micro-ondes coplanaires a faibles pertes et a aible dispersion sur membrane composite d'oxyde et de nitrure de silicium
Thèse de doctorat, Université de Toulouse (France 31), 1998
- [67] E. Miller
Low Stress Silicon Nitride Process Development
Rapport intérieur, Washington Technology Center, 2001
- [68] P. J. French, P. M. Sarro, R. Mallee, E. J. M. Fakkeldij, et R. F. Wolffenbuttel
Optimization of a low-stress silicon nitride process for surface-micromachining applications
Sensors & Actuators A, (1997), Vol. 58, pp. 149-157
- [69] P. Ekkels, R. W. Tjerkstra, G. J. M. Krijnen, J. W. Berenschot, J. Brugger, et M. C. Elwenspoek
Fabrication of functional structures on thin silicon nitride membranes
Microelectronic Engineering, (2003), Vol. 67-68, pp. 422-429
- [70] C. J. Kim, A.P. Pisano, et R. Muller
Silicon-processed overhanging microgripper
Journal of Microelectromechanical Systems, (1992), Vol. 1, pp. 31
- [71] M. C. Carrozza, A. Menciassi, G. Tiezzi, et P. Dario
The development of a LIGA-microfabricated gripper for micromanipulation tasks
Journal of Micromechanics and Microengineering , (1998), Vol. 8, pp. 141
- [72] S. Takeuchi, et I. Shimoyama
A three-dimensional SMA microelectrodes with clipping structure for insect neural recording
Journal of Microelectromechanical Systems, (2000), Vol. 9, pp. 24
- [73] P. Krulevitch, A. P. Lee, P. B. Ramsey, J. C. Trevino, J. Hamilton, et A. Northrup
Thin film shape memory alloy microactuators
Journal of Microelectromechanical Systems, Vol. 5, pp. 270
- [74] T. Akiyama, D. Collard, et H. Fujita
Scratch Drive Actuator with Mechanical Links for Self- Assembly of Three-Dimensional MEMS.
Journal of Microelectromechanical Systems, (1997), N°1, Vol. 6, pp. 10-17

- [75] V. Agache, E. Quévy, D. Collard, et L. Buchaillet
Stiction-controlled locking system for three-dimensional self-assembled microstructures: Theory and experimental validation.
Applied Physics Letters, (2001), Vol. 79, pp. 3869-3871
- [76] J. L. Hilbert, et A. Morris
RF MEMS switch platforms expedite MEMS integration and commercialization
Rapport interne, Coventor 2002.
- [77] J.-C. Chiao
MEMS technologies for high frequencies application
Papier invité. Proceedings of ISSS-SPIE 2002, (2002)
- [78] M. Sorai, T. Ohsumi, et M. Ishikawa
AFM measurements of feldspar dissolution rates under supercritical CO₂-water-mineral system
<http://www.rite.or.jp>
- [79] W. R. Ashurst, C. Yau, C. Carraro, C. Lee, G. J. Kluth, R. T. Howe, et R. Maboudian
Alkene Based Monolayer Films as Anti-Stiction Coatings for Polysilicon MEMS
Sensors & Actuators A: Physical, (2001), Vol. 91, pp. 239-248
- [80] R. Maboudian, W. R. Ashurst, et C. Carraro
Self-assembled monolayers as anti-stiction coatings for MEMS: characteristics and recent developments
Sensors & Actuators A: Physical, (2000), Vol. 82, pp. 219-223
- [81] Site internet :
<Http://perso.wanadoo.fr/nanotechnologie/Chapitres/Microscopes/Page%20Microscopes.htm>
- [82] C. Serre, A. Perez-Rodríguez, J.R. Morante, P. Gorostiza, et J. Esteve
Determination of micromechanical properties of thin films by beam bending measurements with an atomic force microscope
Sensors & Actuators 74 1999 134–138
- [83] S. Sundararajan, et B. Bhushan
Development of AFM-based technique to measure mechanical properties of nanoscale structures
Sensors & Actuators A, 2002, pp 338-351
- [84] S. Petitgrand, R. Yahiaoui, K. Danaie, A. Bosseboeuf, et J. P. Gilles
3D measurement of micromechanical devices vibration mode shapes with a stroboscopic interferometric microscope.
Optics and Lasers in Engineering, (2001), Vol. 36, pp.77-101
- [85] R. Yahiaoui, S. Petitgrand, A. Bosseboeuf, et K. Danaie

Vibrométrie interférométrique continue et stroboscopique. Application à la caractérisation des modes de vibrations de dispositifs micromécaniques.
Nano et Micro Technologies, (2001), Vol. 1, pp.413-437

- [86] B. Legrand, E. Quévy, B. Stefanelli, C. Combi, D. Collard, et L. Buchailot
Vacuum and cryogenic station for micro-electro-mechanical systems probing and testing
Review of scientific Instruments
- [87] I. De Wolf, et W. M. van Spengen
Techniques to study the reliability of metal RF MEMS capacitive switches
Microelectronics Reliability, (2002), Vol. 42, pp. 1789-1794
- [88] H. Duong
Fiabilité des commutateurs RF MEMS
Diplôme d'Etudes Approfondies, MEMSCAP, CNES.
- [89] E. H. Yang et H. Fujita
Determination of the modification of the Young's Modulus due to Joule heating of polysilicon microstructures using U-shapes beam
Sensors & Actuators A, (1998), Vol. 70, pp. 185-190
- [90] E. H. Yang, et H. Fujita
Reshaping of single-crystal silicon microstructures
Japanese Journal of Applied Physics, (1999), Vol. 38, pp. 1580-1583

2^{EME} PARTIE : MECANISMES D'ENDOMMAGEMENT DUS AUX PHENOMENES NON-LINEAIRES EN REGIME DYNAMIQUE

Cette partie est dédiée à l'étude des mécanismes d'endommagement dus aux phénomènes non-linéaires en régime dynamique. Trois études seront développées.

Tout d'abord, l'étude du phénomène de 'snap-through' sera abordée dans le cas de structures tridimensionnelles en flambement soumises à des vibrations extérieures. Après une introduction au phénomène et une description du cadre de l'étude, les modélisations analytiques de la fréquence de résonance d'une poutre flambée et du phénomène de 'snap-through' seront présentées. Les modèles ont été validés expérimentalement sur des structures utilisées pour la réalisation d'un dispositif MOEMS⁵⁸ utilisé pour l'optique adaptative ; le procédé de fabrication sera expliqué de manière concise.

La deuxième partie est consacrée à l'étude des chocs pour des structures élémentaires (poutres bi-encastées) encapsulées. Cette partie montrera dans quel contexte l'étude s'est faite et quels sont les intérêts que suscite une modélisation de ce phénomène. Le modèle sera ensuite développé.

La dernière partie concerne les phénomènes vibratoires, et plus particulièrement la conception d'un système ayant pour fonctionnalité d'éviter qu'une structure mécanique entre en résonance ; ce système est basé sur l'utilisation de couches piézo-électriques déposées en film mince. Seuls le principe de ce système et les étapes de conception (technologique et électronique) seront fournis.

I. Introduction : Contexte et sujets de recherche

En comparaison à la microélectronique, les microsystèmes permettent d'actionner une partie mobile une fois que les structures ont été libérées. Bien qu'étant attractifs, ces nouveaux dispositifs présentent un inconvénient majeur dans le cadre d'un micro-usinage de surface : ils ont une faible raideur dans la direction normale au substrat en raison d'une épaisseur communément peu importante. De ce fait, il est aisément supposable qu'une sollicitation extérieure appliquée le long de cette direction puisse engendrer un phénomène non-linéaire au niveau structurel. Dans le domaine des microsystèmes, le phénomène non-

⁵⁸ MOEMS : Micro Opto-Electro-Mecanical Systems, ou microsystèmes optiques.

linéaire se traduit généralement sous la forme de vibrations non périodiques avec de très larges amplitudes de vibrations.

Les larges amplitudes de vibration peuvent induire trois types d'endommagements ; deux sont liés au niveau des contraintes générées par les déformations, et le troisième à la topologie du système. Le premier endommagement consiste en une déformation permanente de la structure lorsque les contraintes générées sont supérieures à la limite d'élasticité du matériau structurel⁵⁹ [18, 56]. Le second se traduit par la destruction de la structure, sous la forme d'une fissure ou d'une rupture ; ce fait se produit lorsque les contraintes générées par les grandes amplitudes de déplacement dépassent la limite à rupture du matériau structurel [18, 30, 31, 91]. Il est à noter que la limite d'élasticité du matériau et la limite à rupture sont parfois du même ordre de grandeur. Le dernier mode de défaillance se traduit par un processus irréversible : le collage de la structure sur le substrat [18, 21, 22, 23, 45, 75]. Lors du phénomène vibratoire, les flèches obtenues sont supérieures à la distance structure/substrat qui est généralement égale à l'épaisseur de la couche sacrificielle⁶⁰ ; si le taux d'humidité est relativement important (III.6.1), les forces de capillarité induiront l'adhésion définitive de la structure sur le substrat dès le premier impact, enlevant ainsi toutes fonctionnalités au système. Si les forces de capillarité sont négligeables, le processus d'endommagement se manifeste alors sous la forme d'impacts successifs, dont il résulte une dégradation progressive du niveau structurel.

Le premier sujet aborde le problème de la modélisation du phénomène de 'snap-through' pour des structures de taille micrométrique. Cette étude est basée sur des observations réalisées sur des structures en flambement de taille macroscopique [92] ; celles-ci montrent qu'une structure mécanique présentant une telle configuration possède des points d'instabilités en régime dynamique et statique, synonymes de modes de défaillance suivant les conditions environnementales. L'étude de ce phénomène présente un intérêt dans le domaine de l'optique car la plupart des composants MOEMS nécessitent des amplitudes de déflexion importantes afin de pouvoir, à titre d'exemple, corriger des aberrations primaires. Malheureusement, les amplitudes maxima disponibles via le micro-usinage de surface sont de l'ordre de l'épaisseur de la couche sacrificielle. Pour répondre à ce problème, des technologies tridimensionnelles (LIGA [51, 93] et stéréolithographie [52, 94]) ou des techniques d'auto-assemblage

⁵⁹ Déformation plastique de la structure.

⁶⁰ Epaisseur typique d'une couche sacrificielle en micro-usinage de surface : 2 μm .

tridimensionnel ont été mises au point [74, 89, 95-106] ; une des solutions les plus prometteuses semble être l'utilisation de l'auto-assemblage tridimensionnel en raison des coûts de fabrication et des possibilités de co-intégration. La structure résultant d'un tel procédé consiste typiquement en un microplateau (ou micromiroir) supporté par deux poutres porteuses en flambement [53, 64, 95]. Cette technique permet d'une part d'avoir un actionnement intégré afin d'éviter la micromanipulation, d'autre part d'offrir la possibilité d'obtenir de larges amplitudes de déflexion⁶¹. Ce type de microstructures trouve ses applications dans l'optique adaptative pour les communications spatiales. Or, lors du décollage d'un module spatial, de fortes vibrations apparaissent et induisent une instabilité dans les microstructures, pouvant mener à l'effondrement du système (stiction). Le but de cette étude est de modéliser le phénomène d'instabilité lié aux vibrations afin d'identifier les paramètres critiques, et ainsi pouvoir modifier le dimensionnement du système dès les premières étapes de conception pour éviter tout endommagement en régime vibratoire.

L'étude suivante apporte une analyse détaillée sur les conséquences d'un choc d'une structure encapsulée contre un obstacle. Plus particulièrement, elle concerne la réponse d'une micropoutre bi-encastree, homogène et encapsulée. Le micropont est une topologie très répandue dans le cadre des microcommutateurs [107-108]. Ce type de structure ne nécessitant aucune interaction avec le milieu ambiant, ces micro-actionneurs sont généralement encapsulés [87] pour éviter les phénomènes de collage dus aux forces de capillarité. Or, lorsqu'un boîtier - supposé infiniment rigide - rencontre un obstacle suivant la direction normale au substrat encapsulé, les structures de faible raideur se trouvant sur le substrat se déforment non linéairement [109-110] ; ce mouvement dépend de la vitesse, de l'accélération, de la nature de l'obstacle⁶² et peut impliquer les mécanismes d'endommagement cités précédemment. Les industriels sont intéressés à ce type d'étude dans sa version 'drop-test'⁶³, afin de limiter la perte de composants lors des étapes de fabrication, de transports et de stockage [110]. L'approche choisie pour cette étude prend en compte la théorie non-linéaire (due aux grandes amplitudes de vibration) et l'amortissement dû au gaz environnant. L'analyse proposée permet de déterminer, pour chaque mode de défaillance, les conditions limites induisant la détérioration.

⁶¹ Les structures 3D obtenues au laboratoire IEMN permettent des déflexion de l'ordre de 80-100 μm .

⁶² Capacité à absorber l'énergie générée par le choc.

⁶³ Drop-test : Ce test consiste à faire tomber sur le sol un composant se trouvant à une hauteur de 1,2 m.

La dernière étude vise le développement d'un système électromécanique permettant d'optimiser la fiabilité de la plupart des micro-actionneurs soumis à des vibrations extérieures. Les microsystèmes sont destinés à être intégrés dans des biens de grande consommation tels que les téléphones mobiles ; ceci implique qu'ils seront soumis à différents environnements et donc aux vibrations extérieures. Les résultats expérimentaux présentés dans la première partie de ce manuscrit ont montré qu'un microsystème soumis à des vibrations extérieures -dont la fréquence d'excitation est égale à la fréquence de résonance de la microstructure- présente une accélération du phénomène de fatigue (**1ere Partie, V.5**), et donc une diminution de la durée de vie [40]. Aucun système actuel ne permet de remédier à ce problème. L'objectif de cette partie est de concevoir, fabriquer et valider un système *in situ* évitant aux microsystèmes de ne pas entrer en résonance. Le micro-actionneur sera fabriqué via un procédé 'basse température' de micro-usinage de surface (**1ere Partie, III.5.2**) et reposera sur une couche piézoélectrique déposée en film mince [112-114]. Lorsque des capteurs *in situ* détecteront des vibrations extérieures d'une fréquence proche ou égale à la fréquence de résonance du microsystème, la couche piézoélectrique sera excitée à une fréquence égale et en opposition de phase à celle du premier mode de la structure afin d'annuler la résonance en se basant sur le principe d'antirésonance⁶⁴. Actuellement, le principe d'antirésonance est déjà employé pour des applications acoustiques.

Le but de cette seconde partie est de présenter une approche complémentaire à celle montrée en première partie, avec l'objectif permanent de déterminer et de comprendre les modes de défaillance fondamentaux. L'étude des mécanismes d'endommagement dus aux phénomènes non-linéaires est moins aisée, tant au niveau de la modélisation que de l'expérimentation. Soumises à un tel phénomène, les microstructures ont des amplitudes de déplacement si importantes⁶⁵ que le modèle doit prendre en compte les théories non-linéaires. De plus, des paramètres tel que l'amortissement ne peuvent plus être considérés comme négligeable ; il apparaît clairement que les conditions initiales jouent un rôle crucial dans les modèles établis. Concernant l'expérimentation, il est difficile d'une part de recréer un environnement propice aux instabilités (vibrations extérieures) et d'autre part d'avoir une observation en temps réel de l'endommagement (chocs). Il ressort de cette partie que chaque mode de défaillances du aux phénomènes non-linéaires nécessite une étude et un modèle spécifique.

⁶⁴ Antirésonance : phénomène basé sur la superposition de deux formes d'onde en opposition de phase.

⁶⁵ Les amplitudes de déplacements peuvent être jusqu'à 7-8 fois supérieurs à l'épaisseur de la structure déformée.

II. Le phénomène de 'snap-through'

II.1. Définition du phénomène et approche

L'étude de la fiabilité de structures tridimensionnelles auto-assemblées et micro-usinées en polysilicium est menée dans cette partie, avec l'intention de prévenir le phénomène de 'snap-through' en régime dynamique. Plus particulièrement, ce travail considère la réponse d'une poutre homogène, bi-encastée, en flambement hors du plan et soumise à des vibrations extérieures dans la direction normale au substrat. Sous certaines conditions environnementales et vibratoires, la structure sollicitée présente en mode dynamique un comportement mécanique nommé 'snap-through', qui est un phénomène non-linéaire se traduisant par l'apparition d'instabilités durant la réponse transitoire [92] ; ces dernières sont à l'origine de larges amplitudes de déformation pouvant amener au collage de la structure sur le substrat, détruisant ainsi le dispositif mécanique de manière irréversible.

Le 'snap-through' en mode statique a récemment été étudié dans le domaine des microsystèmes par Qiu [115] et Vangbo [116-117]. Dans cette partie, l'analyse de ce phénomène en mode dynamique (*i.e.*, le substrat est soumis à des vibrations extérieures) est présenté. De nombreuses recherches ont été menées sur les larges amplitudes de vibrations de poutres. Humphreys a examiné le comportement d'une arche circulaire soumise à des impulsions de type Dirac et rectangulaire via des analyses numériques [118]. Lock a déterminé la charge critique d'une arche en intégrant numériquement les équations du mouvement et en analysant la stabilité [119]. Mettler a appliqué la méthode des moyennes pour observer la stabilité et les vibrations d'une arche sinusoïdale soumise à une excitation harmonique [120]. Eisley [121], Tseng et Dugundji [92] ont inclus les effets dynamiques de dépassement dus à la réponse transitoire afin de modéliser le phénomène de 'snap-through'.

Les différences essentielles entre le travail de recherche présenté et les études précédentes résident dans les paramètres géométriques de la poutre, plus particulièrement le rapport a , défini comme étant le ratio de la déflexion initiale de la poutre en flambement sur l'épaisseur de la poutre. Il apparaît en effet que a est inférieur à 10 pour des structures de taille macroscopique, alors que a est supérieur à 100 dans le domaine des microsystèmes auto-

assemblés⁶⁶ [95] ; l'inversion des deux premiers modes de résonance est induite par le changement d'ordre de grandeur. Par ailleurs, une meilleure estimation de la fréquence de résonance d'une poutre en flambement a été trouvée. Enfin, l'influence du coefficient d'amortissement a été analysée car la viscosité de l'air ne peut plus être considérée comme négligeable.

Une des premières phases de la modélisation analytique est le calcul des deux premiers modes de résonance d'une poutre flambée à partir du modèle mis en place par Nayfeh [122]. Concernant le phénomène de 'snap-through' en mode dynamique, plusieurs opérations sont nécessaires pour construire le modèle analytique. Premièrement, en utilisant la méthode de Galerkin, les équations différentielles partielles gouvernant le mouvement sont réduites à une équation de Duffing modifiée et résolue par la méthode des balances harmoniques. De plus, les solutions du SHM⁶⁷ et du SPHM⁶⁸ sont trouvées numériquement en utilisant la méthode d'itération de Newton. Ensuite, l'étude de continuité de ces solutions permet d'analyser les conditions de stabilité et donc de déterminer le domaine du phénomène de 'snap-through' en fonction de l'amplitude des vibrations extérieures et de l'amortissement. La dernière étape consiste à utiliser la méthode d'intégration numérique de Runge-Kutta pour analyser le comportement de 'snap-through' en mode dynamique. Intermittent aussi bien que continu, le phénomène de 'snap-through' est obtenu. La modélisation analytique du phénomène de 'snap-through' comprend donc la détermination des solutions du SHM et du SPHM (ordre 2 et 3), une analyse de stabilité du dispositif et l'analyse du 'snap-through' lors du régime transitoire. Enfin, une validation expérimentale du modèle établi (fréquences de résonance et 'snap-through') est effectuée sur des structures MOEMS auto-assemblées fabriquées au laboratoire IEMN [53, 95].

II.2. Détermination des premiers modes d'une poutre en flambement

Utilisant l'algorithme de Nayfeh, une bonne estimation des fréquences de résonance des deux premiers modes est obtenue pour une poutre en flambement [122-123]. Ces valeurs dépendent de la déflexion initiale et des paramètres (rhéologiques et géométriques) de la poutre. La première étape de l'algorithme est la détermination de la charge critique et de la

⁶⁶ Le ratio a est égale à 200 sur les structures fabriquées à l'IEMN.

⁶⁷ SHM : Simple Harmonic Motion

⁶⁸ SPHM : SuPer Harmonic Motion

fréquence de résonance correspondant aux conditions limites d'une poutre bi-encastree. Ensuite, les equations du mouvement creent, en relation avec l'etat de la poutre, un systeme homogene d'equations, qui definit un probleme aux valeurs propres pour les frequences de resonance. Ce systeme d'equation decrit la reponse dynamique de la poutre bi-encastree initialement en flambement. Afin de trouver une solution unique non nulle, le determinant du systeme doit etre egal a zero ; ces conditions menent au calcul exact de la frequence de resonance [124].

II.3. Modélisation analytique du phénomène de 'snap-through'

II.3.1. Equations du mouvement

L'objectif de cette partie est de décrire par des équations le système considéré, afin de déterminer les critères qui influencent le phénomène de 'snap-through'. Cette étude concerne une poutre bi-encastree en flambement⁶⁹ (poutre plane compressée avec une charge supérieure à la charge critique de flambement P_{cr}) hors du plan et excitée par le mouvement de la base W_B suivant la direction normale au plan (Figure II-1). L'équation différentielle régissant une telle structure est donnée (9).

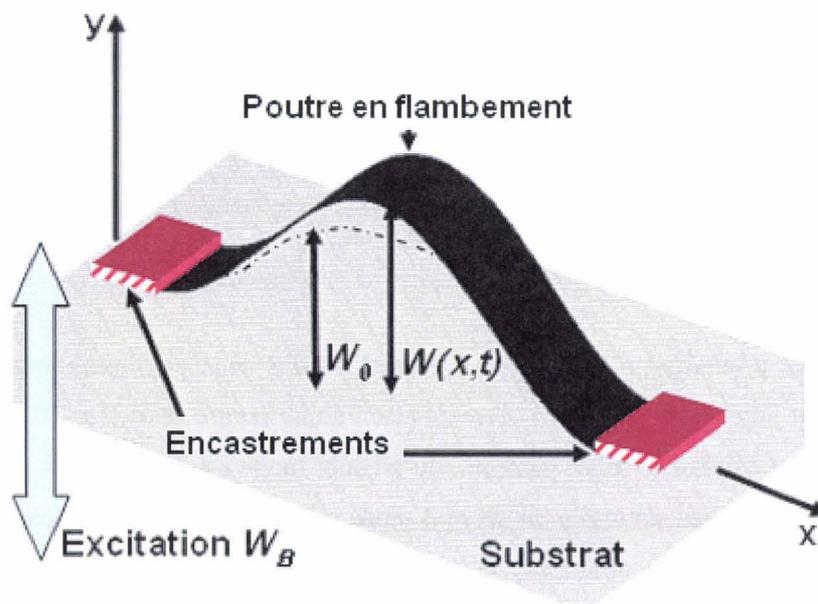


Figure II-1. Poutre en flambement hors du plan sur un substrat avec deux encastrements.

⁶⁹ Une poutre originellement plate, qui a été compressée avec une charge supérieure à la charge critique de flambage P_{cr} .

$$E \cdot I \frac{\partial^4}{\partial x^4} (W + W_0) - \frac{\partial}{\partial x} [N_x \frac{\partial}{\partial x} (W + W_0)] = -m \left(\frac{\partial^2 W}{\partial t^2} + \frac{\partial^2 W_B}{\partial t^2} \right) - c \cdot \frac{\partial W}{\partial t} \quad (9)$$

$$\text{En prenant: } N_x = -P_0 + \frac{E \cdot A}{2 \cdot L} \int_0^L \left[\frac{\partial}{\partial x} (W + W_0(x)) \right]^2 dx \quad (10)$$

W_B est le déplacement de la base, W_0 est la déflexion initiale en mode statique et W est le déplacement de la poutre. Les paramètres qui décrivent la structure sont le moment quadratique I , la masse linéique m , la longueur L , la section surfacique de la poutre A et le module d'Young E . Les autres quantités sont le temps t , le déplacement longitudinal x , le coefficient d'amortissement c et le total des forces de tension sur la poutre N_x donnée en équation (10).

P_0 est une force de compression fictive appliqué à la poutre (11).

$$P_0 = P_{cr} + \frac{A \cdot E}{2L} \int_0^L \left(\frac{\partial W_0(x)}{\partial x} \right)^2 dx \quad (11)$$

P_{cr} est la charge fondamentale de flambement d'une poutre bi-encastée (12).

$$P_{cr} = \frac{4 \cdot \pi^2 \cdot E \cdot I}{L^2} \quad (12)$$

La déflexion statique initiale d'une poutre flambée W_0 est définie par l'équation (13).

$$W_0(x) = \frac{a \cdot h}{2} \left(1 - \cos \frac{2\pi x}{L} \right) \quad (13)$$

e est l'épaisseur de la poutre et $a = \frac{W_c}{e}$ avec $W_c = W_0 \left(\frac{L}{2} \right)$.

a est un facteur primordial car il implique l'inversion des deux premiers modes. Les études classiques sont basées sur un ratio a correspondant à une poutre droite ($a < 10$) ; cette échelle de valeurs induit que la fréquence naturelle du premier mode est linéairement proportionnelle à a , et que la fréquence naturelle du second mode est constante. Dans le cas de structures utilisées dans les micro-actionneurs, le ratio a est supérieur à 100. Par conséquent, de nouvelles hypothèses sont à prendre en compte. Tout d'abord, la fréquence de résonance pour le premier mode ne peut plus être considérée comme proportionnelle à a . Deuxièmement, la fréquence de résonance du second mode n'est plus constante et est plus petite que celle du premier mode : l'inversion des deux premiers modes a lieu.

L'influence du second mode sur le premier doit donc être prise en compte pour l'analyse du phénomène de 'snap-through'. Afin d'étudier cette inversion, les solutions du SHM et le SPHM (ordre 2 et 3) doivent être déterminées.

II.3.2. Détermination des solutions pour le SHM et le SPHM (ordre 2&3)

Wah a affirmé qu'une condition nécessaire mais non suffisante pour l'existence de modes normaux dans un système continu non-linéaire, est que les variables temporelles et spatiales doivent être séparées [125]. Une poutre avec les deux extrémités fixes répond à la condition énoncée. Basé sur cette propriété, les solutions des modes sont mises en forme (14).

$$W(x,t) = \sum_{n=1}^2 \phi_n(x) \cdot \tilde{q}_n(t) \quad (14)$$

\tilde{q}_1 et \tilde{q}_2 sont les coordonnées généralisées ; ϕ_1 et ϕ_2 sont les premier et second modes et doivent chacun satisfaire les conditions limites dues à la géométrie de la poutre considérée.

En raison des encastremets, les conditions limites sont $W = \frac{\partial W}{\partial x} = 0$ en $x = 0, L$; de ceci découlent les équations (15) et (16).

$$\phi_1 = \frac{a \cdot h}{2} (1 - \cos(2\pi\xi)) \quad (15)$$

$$\phi_2 = a \cdot h \cdot [\beta(j\xi - \sin(j\xi)) + \cos(j\xi) - 1] \quad (16)$$

Les paramètres utilisés sont: $j = 8,986$ [92, 126], $\beta = \frac{2}{j}$ et $\xi = \frac{x}{L}$. A ce stade, déterminer les

solutions du SHM et du SPHM revient à trouver les coefficients inconnus $\tilde{q}_n(t)$. Ces derniers sont évalués en utilisant la méthode de Galerkin [92, 121, 125, 126], d'où résulte un ensemble ordinaire d'équations différentielles couplées non-linéaires. Considérant l'excitation harmonique de la base $\tilde{W}_B(t) = \tilde{W}_{B1}(t) = A_1 \cdot \sin(\omega_F \cdot t)$ (excitation du premier mode) ou $\tilde{W}_B(t) = \tilde{W}_{B2}(t) = A_2 \cdot \sin(\omega_F \cdot t)$ (qui excite le second mode), les équations (17) et (18) sont obtenues.

$$\frac{d^2 \tilde{q}_1}{dt^2} + \frac{c}{m} \cdot \frac{d \tilde{q}_1}{dt} + \omega_1^2 \tilde{q}_1 + \frac{3}{2} \cdot \omega_1^2 \tilde{q}_1^2 + \frac{1}{2} \cdot \omega_1^2 \tilde{q}_1^3 + 2,263 \cdot \omega_1^2 (\tilde{q}_1 + 1) \tilde{q}_2^2 = \tilde{W}_{B1}(t) \quad (17)$$

$$\frac{d^2 \tilde{q}_2}{dt^2} + \frac{c}{m} \cdot \frac{d \tilde{q}_2}{dt} + \omega_2^2 \tilde{q}_2 + 1,259 \cdot a^2 \cdot \omega_2^2 \tilde{q}_2^3 + 0,278 \cdot a^2 \cdot \omega_2^2 (\tilde{q}_1^2 + 2 \cdot \tilde{q}_1) \tilde{q}_2 = \tilde{W}_{B2}(t) \quad (18)$$

ω_1 et ω_2 sont les fréquences naturelles des deux premiers modes; ω_F est la fréquence d'excitation à laquelle vibre la base; A_1 et A_2 sont les amplitudes des vibrations extérieures.

Maintenant, posant $\omega_F \cdot t = \nu \cdot \tau$ (ν est un entier quelconque [92]), $\tilde{q}_1 = q_1 - 1$ et $\tilde{q}_2 = q_2$, les équations (19) et (20) sont obtenues.

$$\frac{d^2 q_1}{d\tau^2} + 2\nu\zeta_1\sqrt{\alpha_1} \cdot \frac{d q_1}{d\tau} + (\nu^2 K_1 \cdot \alpha_1 + \nu^2 K_4 \cdot \alpha_1 \cdot q_2^2) \cdot q_1 + \nu^2 K_2 \cdot \alpha_1 \cdot q_1^3 = W_{B1}(\tau) \quad (19)$$

$$\frac{d^2 q_2}{d\tau^2} + 2\nu\zeta_2\sqrt{\alpha_2} \cdot \frac{d q_2}{d\tau} + (\nu^2(K_5 - K_7 \cdot a^2) \cdot \alpha_2 + \nu^2 \cdot a^2 \cdot K_7 \cdot \alpha_2 \cdot q_1^2) \cdot q_2 + \nu^2 K_6 \cdot \alpha_2 \cdot a^2 \cdot q_2^3 = W_{B2}(\tau) \quad (20)$$

$$K_1 = -0,5; K_2 = 0,5; K_4 = 2,263; K_5 = 1; K_6 = 1,258; K_7 = 0,278$$

$$\alpha_1 = \left(\frac{\omega_1}{\omega_F}\right)^2 = \frac{1}{\Omega_1^2}; \alpha_2 = \left(\frac{\omega_2}{\omega_F}\right)^2 = \frac{1}{\Omega_2^2}; \zeta_1 = \frac{c}{2m\omega_1}; \zeta_2 = \frac{c}{2m\omega_2}.$$

A ce stade d'avancement, les coefficients $q_n(t)$ sont évalués afin de déterminer les solutions du SHM et du SPHM. La présente discussion est restreinte aux deux premiers modes. Il apparaît trop difficile de résoudre les équations (19) et (20) en même temps. Pour cette raison, la réponse est étudiée dans deux cas distincts : excitation du premier mode uniquement (FESR⁷⁰) et excitation du second mode uniquement (SEFR⁷¹).

Considérant une excitation du premier mode uniquement (FESR, $W_{B2}(\tau)=0$, $q_2=0$) et supposant $W_{B1}(\tau)=K_3 \cdot A_{F1} \cdot \sin(\nu \cdot \tau)$, l'équation est obtenue pour q_1 (21). De la même manière, supposant $W_{B2}(\tau)=K_3 \cdot A_{F2} \cdot \sin(\nu \cdot \tau)$ lorsqu'il y a uniquement une excitation du second mode (SEFR, $W_{B1}(\tau)=0$, $q_1=0$), une équation est obtenue pour q_2 (22).

$$\frac{d^2 q_1}{d\tau^2} + 2\nu\zeta_1\sqrt{\alpha_1} \cdot \frac{d q_1}{d\tau} + \nu^2 K_1 \cdot \alpha_1 \cdot q_1 + \nu^2 K_2 \cdot \alpha_1 \cdot q_1^3 = \nu^2 \cdot K_3 \cdot A_{F1} \cdot \sin(\nu\tau) \quad (21)$$

$$\frac{d^2 q_2}{d\tau^2} + 2\nu\zeta_2\sqrt{\alpha_2} \cdot \frac{d q_2}{d\tau} + \nu^2(K_5 - K_7 \cdot a^2) \cdot \alpha_2 \cdot q_2 + \nu^2 K_6 \cdot \alpha_2 \cdot a^2 \cdot q_2^3 = \nu^2 \cdot K_3 \cdot A_{F2} \cdot \sin(\nu\tau) \quad (22)$$

$$K_3 = 1,333; A_{F1} = \frac{A_1}{a \cdot h}; A_{F2} = \frac{A_2}{a \cdot h}.$$

⁷⁰ FESR: First mode Excited, Second at Rest.

⁷¹ SEFR: Second mode Excited, First at Rest.

Ensuite, considérant que $\nu = 1$ [92], il peut être observé à partir des équations normalisées (21) et (22) que les amplitudes normalisées des vibrations extérieures (A_{F1}, A_{F2}) et les coefficients d'amortissement normalisés (ζ_1, ζ_2) sont les seuls paramètres extérieurs influant sur le phénomène de 'snap-through'. En conséquence, ce phénomène est fonction de l'amortissement et des amplitudes des vibrations extérieures. L'étude du SHM et du SPHM permet non seulement d'analyser l'inversion des deux premiers modes, mais permet aussi de déterminer l'influence de ces deux grandeurs physiques sur le phénomène de 'snap-through'.

Les équations (21) et (22) sont de la même forme qu'une équation de Duffing, au détail près que les coefficients K_I (21) et $(K_5 - K_7 \cdot \alpha^2)$ (22) sont négatifs. Ainsi, la solution générale des équations (21) et (22) peut être approximée (23), (24) avant l'apparition du phénomène de 'snap-through'.

$$q_1 = y_{1,0} + \sum_{k=1}^3 (x_{1,k} \cdot \sin(k\tau) + y_{1,k} \cdot \cos(k\tau)) \quad (23)$$

$$q_2 = y_{2,0} + \sum_{k=1}^3 (x_{2,k} \cdot \sin(k\tau) + y_{2,k} \cdot \cos(k\tau)) \quad (24)$$

En substituant (23) dans (21) et (24) dans (22), et en utilisant la méthode des balances harmoniques pour les constantes $y_{1,0}, y_{2,0}$ et les trois premières harmoniques, deux ensembles de sept équations algébriques, couplées et non-linéaires sont obtenues. L'amortissement a été considéré parce que la viscosité de l'air ne peut pas être négligée : les microstructures tridimensionnelles sont si petites et minces que les effets de l'amortissement (frottement de l'air) sont très critiques. Pour simplifier et faciliter l'explication, seule l'expression générale de ces deux ensembles est donnée (27). Pour ce faire, les équations (21) et (22) sont considérées de la même forme que l'équation (25), et les équations (23) et (24) similaires à l'équation (26).

$$\frac{d^2 q_n}{d\tau^2} + 2\zeta_n \sqrt{\alpha_n} \cdot \frac{dq_n}{d\tau} + K' \cdot \alpha_n \cdot q_n + K'' \cdot \alpha_n q_n^3 = K''' \cdot A_{Fn} \cdot \sin \tau \quad (25)$$

$$q_n = y_{n,0} + \sum_{k=1}^3 (x_{n,k} \cdot \sin(k\tau) + y_{n,k} \cdot \cos(k\tau)) \quad (26)$$

$$\begin{aligned}
 & K' \cdot y_{n,0}^2 + K'' \cdot y_{n,0} \cdot A_0 = 0 \\
 & K' \cdot y_{n,0} \cdot x_{n,1} + K'' \cdot y_{n,0} \cdot A_1 - x_{n,1} - 2 \cdot y_{n,1} \cdot \xi_n \cdot \sqrt{y_{n,0}} = K''' \cdot A_{Fn} \\
 & K' \cdot y_{n,0} \cdot x_{n,2} + K'' \cdot y_{n,0} \cdot A_2 - 4 \cdot x_{n,2} - 4 \cdot y_{n,2} \cdot \xi_n \cdot \sqrt{y_{n,0}} = 0 \\
 & K' \cdot y_{n,0} \cdot x_{n,3} + K'' \cdot y_{n,0} \cdot A_3 - 9 \cdot x_{n,3} - 6 \cdot y_{n,3} \cdot \xi_n \cdot \sqrt{y_{n,0}} = 0 \\
 & K' \cdot y_{n,0} \cdot y_{n,1} + K'' \cdot y_{n,0} \cdot A_4 - y_{n,1} + 2 \cdot x_{n,1} \cdot \xi_n \cdot \sqrt{y_{n,0}} = 0 \\
 & K' \cdot y_{n,0} \cdot y_{n,2} + K'' \cdot y_{n,0} \cdot A_5 - 4 \cdot y_{n,2} + 4 \cdot x_{n,2} \cdot \xi_n \cdot \sqrt{y_{n,0}} = 0 \\
 & K' \cdot y_{n,0} \cdot y_{n,3} + K'' \cdot y_{n,0} \cdot A_6 - 9 \cdot y_{n,3} + 6 \cdot x_{n,3} \cdot \xi_n \cdot \sqrt{y_{n,0}} = 0
 \end{aligned} \tag{27}$$

A_1, A_2, A_3, A_4, A_5 et A_6 sont des fonctions données en appendice (II.6.). Afin de calculer les solutions des deux ensembles, la valeur des deux premiers modes de la poutre en flambement doit être connue. L'algorithme de calcul menant à une bonne estimation des deux premiers modes est présenté (II.2.).

Une fois qu'une bonne évaluation des fréquences de résonance de la poutre en flambement est obtenue, les solutions des deux ensembles d'équations sont calculées dans les deux cas considérés (FESR et SEFR) en utilisant la méthode itérative de Newton. Les solutions exactes du SHM et du SPHM (ordre 2 et 3) sont déterminées. A titre d'exemple, la solution de $y_{1,1}$ est montrée en figure (II-2) ; pour ce calcul, l'amplitude normalisée des vibrations extérieures est égale à 0,3 et l'amortissement est considéré comme négligé.

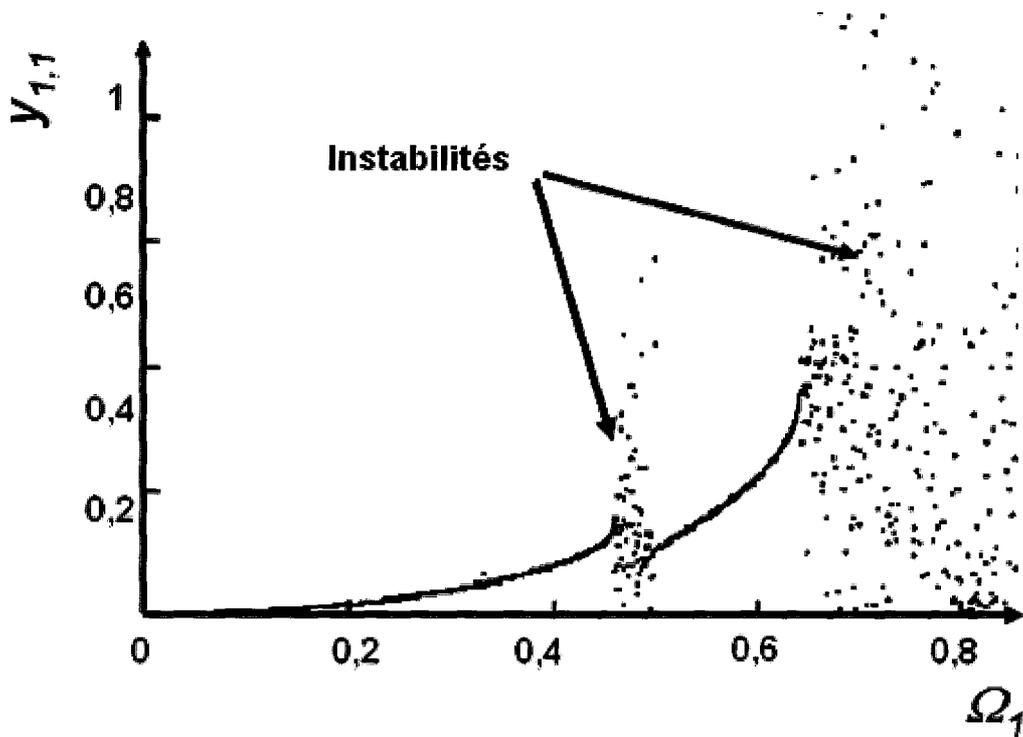


Figure II-2. Comportement dynamique de $y_{1,1}$ avec apparition d'instabilités intermittentes, l'amplitude normalisée des vibrations extérieures étant de 0,3 avec un amortissement nul. Ω_1 est la fréquence d'excitation normalisée sur la fréquence de résonance de la structure.

II.3.3. Analyse de la stabilité du système

La stabilité du système est examinée en étudiant la continuité des solutions du SHM et du SPHM (ordre 2 et 3). Pour chaque fréquence de résonance, la continuité de la solution précédente est analysée. Le système considéré est stable quand les solutions du SHM et du SPHM sont continues. Ainsi, à chaque fréquence, pour un coefficient d'amortissement fixé, l'amplitude normalisée des vibrations extérieures est augmentée jusqu'à la non-continuité des solutions. Cette technique permet de déterminer, pour chaque fréquence, la plus haute amplitude normalisée des vibrations extérieures qui assure la stabilité du système : pour une amplitude plus importante que cette valeur, le système est inévitablement instable.

Cette méthode est appliquée dans les deux cas (FESR et SEFR) ; à chaque fréquence, $A_{F1\max}$ (FESR) et $A_{F2\max}$ (SEFR) sont déterminées. Concernant le cas général (*i.e.*, les deux premiers modes excités en même temps), il est admis que la plus grande amplitude normalisée

des vibrations extérieures $A_{F_{\max}}$ de la base qui induit la stabilité du système est égale au minimum du couple $(A_{F1_{\max}}, A_{F2_{\max}})$.

II.3.4. Interprétation des simulations

Le résultat majeur obtenu est $A_{F1_{\max}} = A_{F_{\max}}$ pour chaque fréquence d'excitation (Figure II-3) ; ceci confirme que le second mode est stable. Ainsi, l'inversion des modes n'affecte pas le phénomène de 'snap-through'. De plus, il a pu être confirmé l'existence permanente de deux solutions correspondant à un état stable de la poutre en flambement, dans le cas d'un amortissement nul, aux fréquences précédant $\Omega_1 = \frac{1}{k}$, où $k = 1, 2, 3$. Le phénomène de 'snap-through' se produit ainsi près des points d'instabilité ($k = 1, 2, 3$) comme le montre la figure (II-3). Par ailleurs, il apparaît qu'un coefficient d'amortissement non nul implique une plus grande stabilité (*i.e.*, disparition des points d'instabilité ($k = 2, 3$)). Par conséquent, l'amplitude des vibrations extérieures est le critère de stabilité pour le phénomène de 'snap-through' et l'amortissement permet d'éviter le phénomène.

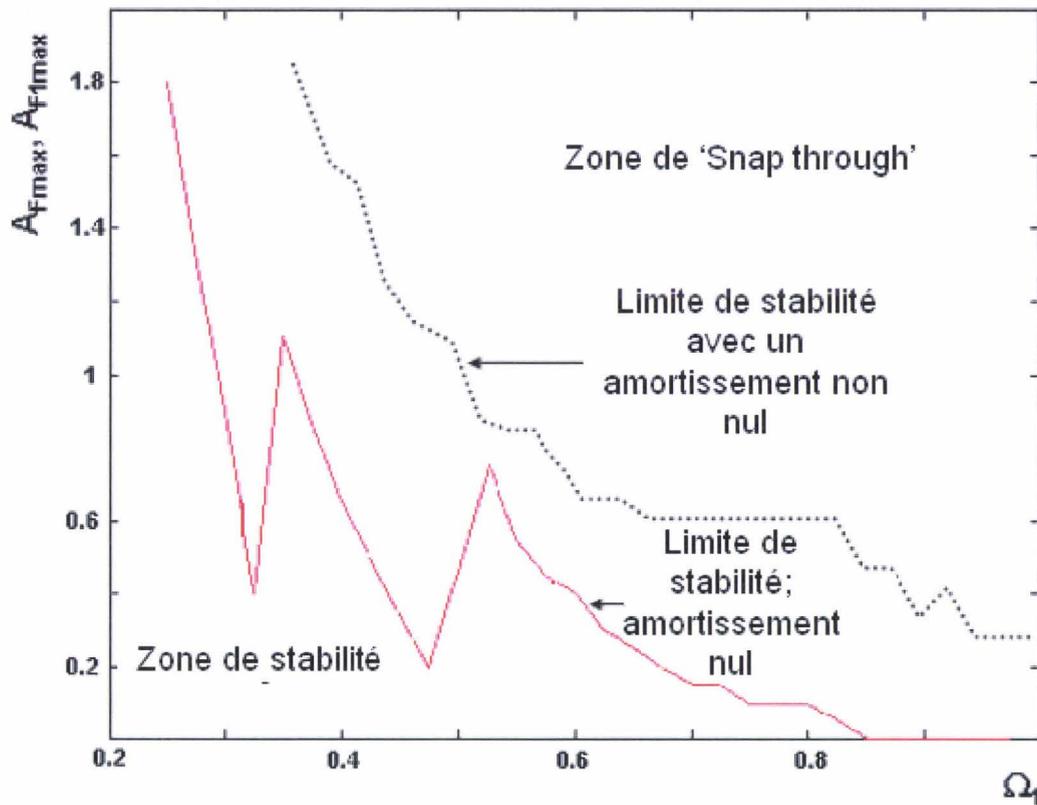


Figure II-3. Zones de 'Snap-through' et de stabilité, limites de stabilité avec et sans amortissement.

II.3.5. Obtention de la réponse dynamique via la méthode Runge-Kutta

Afin de vérifier le modèle précédent, des simulations numériques sont réalisées. Considérant la réponse transitoire, le phénomène de 'snap-through' a été résolu directement par des méthodes numériques. Ainsi, la méthode d'intégration numérique de Runge-Kutta a été employée en utilisant différents pas d'incrément. Les calculs ont été réalisés au voisinage des points d'instabilité. Les conditions initiales correspondant à une poutre au repos sont utilisées (28) ; le second mode est considéré comme non excité en raison de sa stabilité vis-à-vis du premier mode (II.3.4).

$$q_1=1, \frac{dq_1}{d\tau}=0, q_2=0 \text{ et } \frac{dq_2}{d\tau}=0 \text{ à } \tau=0. \quad (28)$$

Certains comportements typiques en mode dynamique sont montrés en figure (II-4) et certaines vérifications sont effectuées. A une fréquence d'excitation fixée, si l'amplitude

normalisée des vibrations extérieures est supérieure à $A_{F_{\max}}$, il est observé que le phénomène de 'snap-through' est initié et les amplitudes de vibrations de la poutre flambée deviennent importantes. De plus, dans les mêmes conditions de simulation que précédemment, si les effets de l'amortissement sont suffisants, le phénomène de 'snap-through' peut être évité : le comportement en mode dynamique est stable.

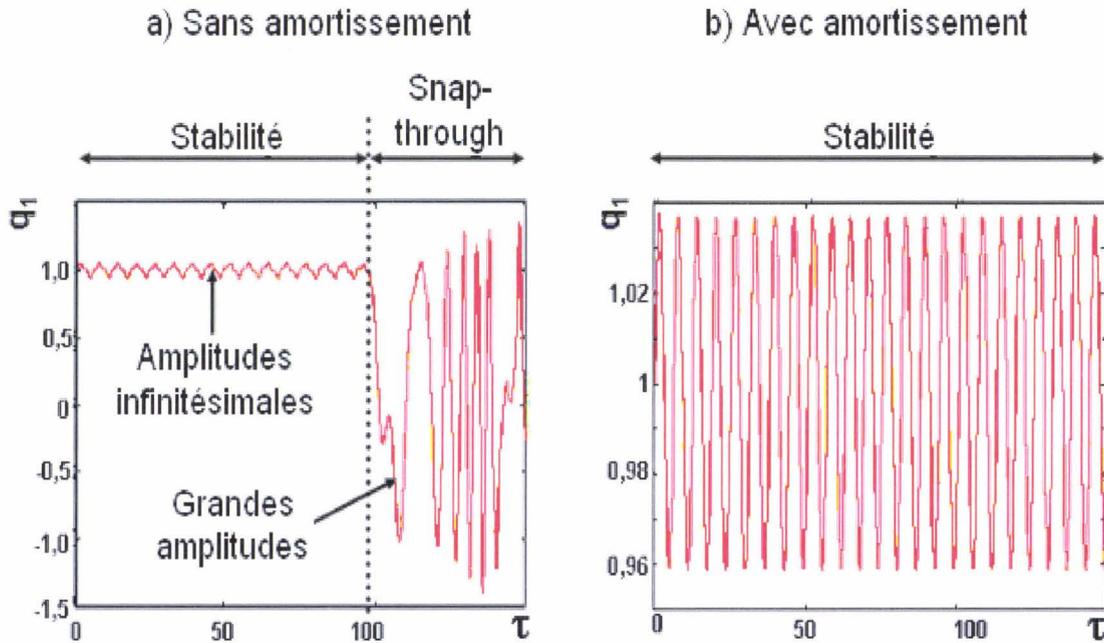


Figure II-4. Comportement dynamique de la poutre en flambement en cas de 'Snap-through'; a) Sans amortissement; b) Avec amortissement.

II.4. Validation expérimentale du modèle analytique

II.4.1. Fabrication du dispositif de test

Les échantillons requis pour valider le modèle sont des parties élémentaires d'un dispositif MOEMS, fabriqué au laboratoire IEMN via un procédé de fabrication 'haute température' (1^{ere} Partie, III.2.) ; le micro-usinage de surface de ces structures nécessite un niveau enterré et un niveau structural. Ces dispositifs auto-assemblés 3D consistent en un plateau en film mince élevé hors du plan du substrat, et supporté par deux poutres en flambement [95, 53] (Figure II-5a); ils ont été réalisés en s'appuyant sur un transfert de la technologie SAT3D de l'université de Tokyo.

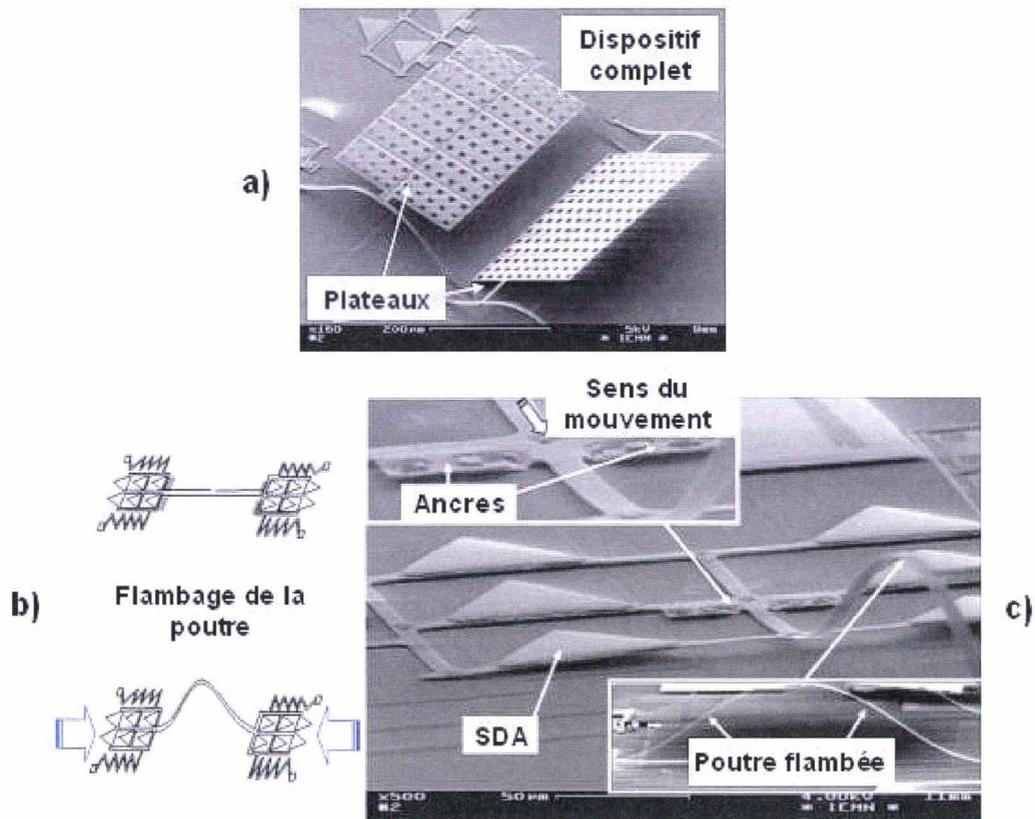


Figure II-5. a) Dispositif complet consistant en un tableau de deux plateaux élevés ; b) Principe de flambage d'une poutre sous l'action de SDAs ; c) Système d'ancres pour le maintien des poutres à l'état de flambement.

Sous l'action de SDAs ayant une trajectoire rectiligne, les poutres initialement planes sont soumises à une force de compression et se flambent (Figure II-5b). Afin d'éviter un flambage trop important et un retour à la configuration initiale dû aux forces de rappel élastique (produites par les poutres et les ressorts à la fin de l'actionnement), un système de fermeture mécanique est intégré ; il permet de limiter le mouvement des SDAs par butée, mais aussi de garder la structure fixe une fois déformée hors du plan (Figure II-5c). L'utilisation d'un verrou mécanique permet d'une part de former de façon permanente la microstructure, d'autre part il laisse présager une bonne configuration de la forme finale des poutres flambées et enfin assure un double encastrement des poutres. Une observation au MEB permet de vérifier la propriété de symétrie présentée par les poutres en flambement (Figure II-5c). Afin de ne pas influencer le comportement de la poutre par la masse représentée par le plateau élevé, une micropointe en tungstène est utilisée pour casser la poutre à étudier du plateau, et ce avant l'actionnement des SDAs.

II.4.2. Mesures expérimentales et validation préliminaire du modèle

II.4.2.a. Modes opératoires pour l'acquisition des mesures

La méthode de mesure basée sur la déflexion d'un faisceau Laser (OBD) est utilisée pour déterminer la valeur exacte de la fréquence naturelle des deux premiers modes afin de les comparer aux valeurs théoriques (**1ere Partie, IV.1.2.b**).

Concernant la validation expérimentale du modèle analytique du phénomène de 'snap-through', le but est de vérifier qu'à une fréquence d'excitation fixée, pour deux amplitudes de vibrations différentes (respectivement inférieure à la limite de stabilité $a.h.A_{F_{max}}$ et une supérieure à la limite de stabilité $a.h.A_{F_{max}}$), deux comportements dynamiques différents sont observés (respectivement de la stabilité et le phénomène de 'snap-through'). Ainsi, le banc de test est mis sous vide afin de ne pas tenir compte de l'amortissement. De plus, l'expérience est réalisée à une fréquence d'excitation égale à la moitié de la fréquence de résonance du premier mode de la poutre flambée (22 kHz, valeur obtenue expérimentalement) ; la réponse dynamique est en effet analysée au point de saut afin de rapidement obtenir une instabilité pour une amplitude des vibrations extérieures peu élevée, afin de ne pas dépasser l'amplitude maximale permise par les caractéristiques de la céramique piézo-électrique. A cette fréquence, dans le cas des structures étudiées (déflexion initiale de 97 μm), le modèle prédit une limite de stabilité $a.h.A_{F_{max}}$ qui correspond à des amplitudes des vibrations extérieures égales à 19,4 μm . Tout d'abord, les amplitudes de vibrations extérieures sont fixées à 10 μm (via le potentiel aux bornes de la céramique piézo-électrique). Ensuite, l'amplitude des vibrations extérieure est fixée à environ 25-30 μm . Pour la caractérisation, la méthode de déflexion du faisceau Laser (OBD) est utilisée pour déterminer les amplitudes des vibrations de la poutre flambée, la diode quatre-cadrans sert ici de capteur de positionnement. Le signal de sortie du capteur a été analysé par un analyseur de réseau pour observer la tension proportionnelle aux amplitudes des vibrations de la poutre flambée.

II.4.2.b. Résultats expérimentaux

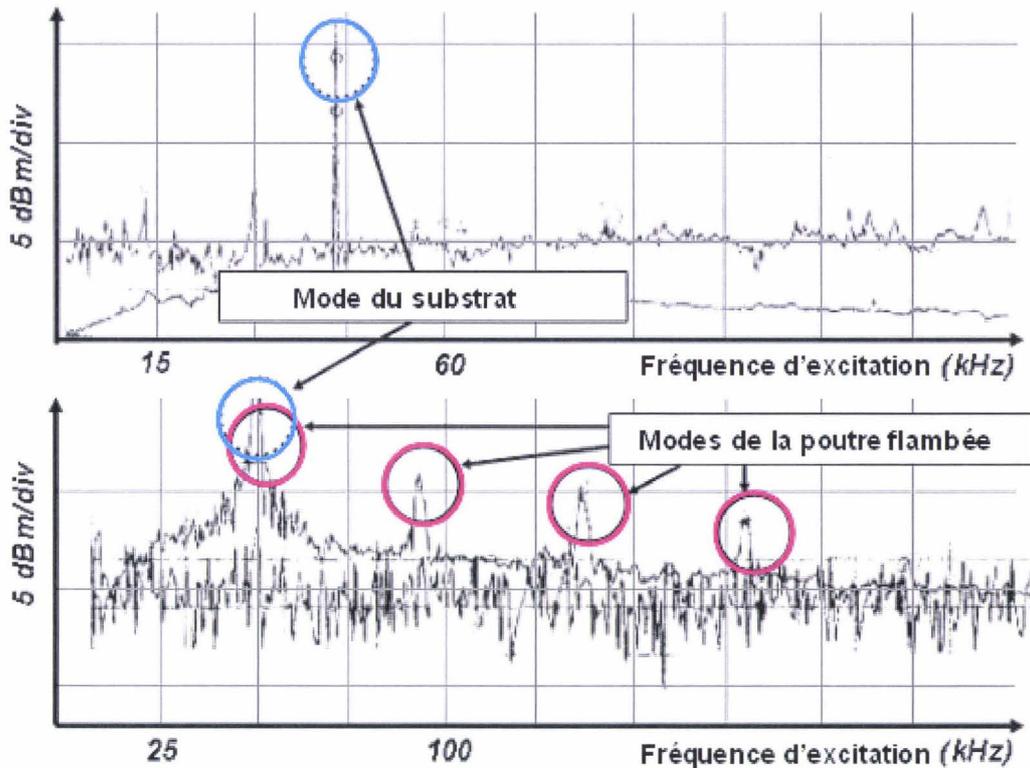


Figure II-6. Mesure du signal électrique proportionnel aux amplitudes de vibrations du substrat et de la poutre en flambement quand ils sont soumis à une excitation extérieure.

Prenant en compte la déflexion initiale des poutres, l'algorithme de Nayfeh prédit les fréquences de résonance (ω_1 , ω_2) et l'inversion des modes ($\omega_1 > \omega_2$). La déflexion initiale est le seul paramètre expérimental utilisé pour les calculs. La figure (II-6) montre les fréquences de résonance pour les modes du substrat et de la poutre flambée. Les valeurs expérimentales et théoriques sont reportées dans le tableau (II-1). Le faible écart observé peut être expliqué par plusieurs hypothèses. Tout d'abord, le modèle tient compte d'une poutre en flambement présentant des encastremets idéaux ; en pratique, les verrous mécaniques agissent plus comme des contraintes empêchant la rotation, ce qui diffère de la définition d'un encastrement idéal. Deuxièmement, des contraintes ont pu apparaître dans la poutre après la libération de la structure et après le flambage amenant à une augmentation de la rigidité. Pour conclure, les valeurs expérimentales sont une très bonne approximation des premières fréquences de résonance.

Résultats numériques :		
Longueur : 550 μm	<u>Résultats expérimentaux:</u>	<u>Résultats théoriques:</u>
Largeur: 8 μm	Mode2: 29705Hz	Mode2: 29501Hz
Epaisseur: 0.477 μm	Mode1: 42811Hz	Mode1: 44201Hz
Déflexion initiale: 97 μm		

Tableau II-1. Valeurs des fréquences de résonance d'une poutre bi-encastée en polysilicium en flambement hors du plan, obtenues théoriquement par l'algorithme de Nayfeh et expérimentalement par microvibrométrie.

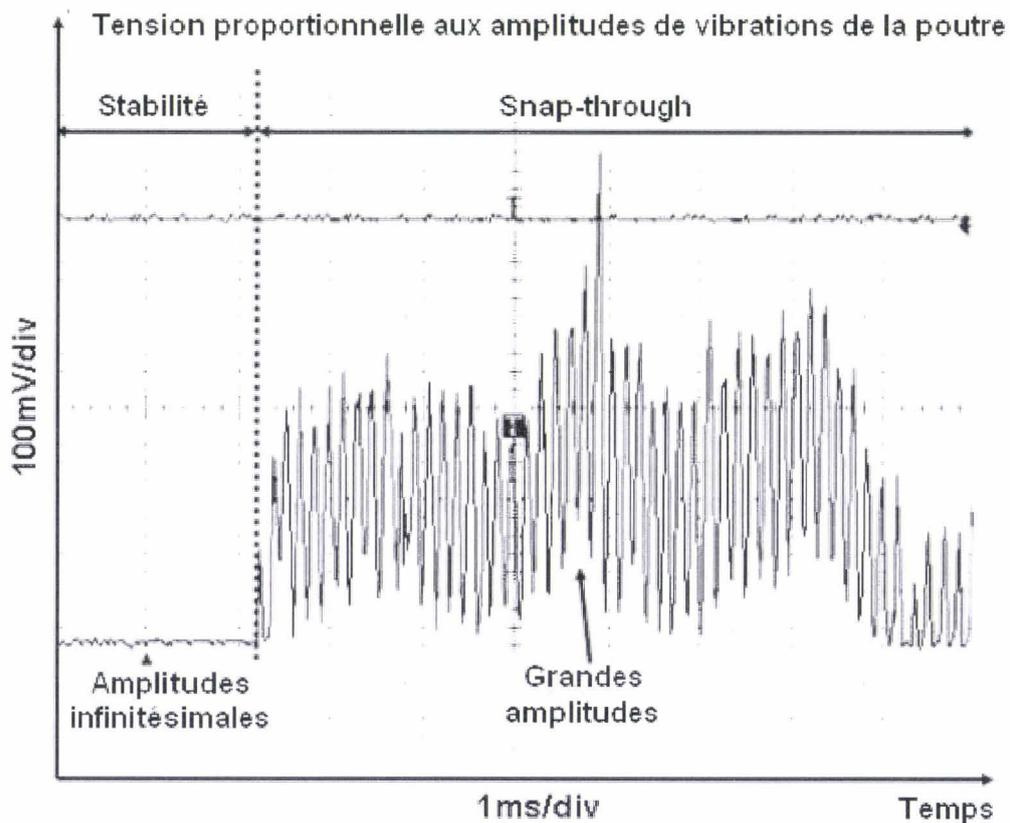


Figure II-7. Détermination expérimentale du phénomène de snap-through ; apparition d'amplitudes de vibrations très grandes et non régulières.

Les résultats expérimentaux montrent que la stabilité est confirmée lorsque les amplitudes de vibrations sont plus basses que la limite de stabilité $a.h.A_{F_{\max}}$ (19,4 μm) ; l'enregistrement de l'état du SHM montre des amplitudes de vibration de la poutre infinitésimales. L'autre enregistrement de la même poutre flambée, à la même fréquence d'excitation, mais avec des amplitudes de vibration du substrat égales à 25-30 μm , est montré sur la figure (II-7). La

transition vers le comportement de 'snap-through' est observée : de très larges amplitudes de vibrations de la poutre sont obtenues. Une validation préliminaire du modèle théorique est donc fournie.

II.5. Conclusion partielle

Le phénomène de 'snap-through' a été considéré dans le cas d'une poutre en flambement bi-encastree microfabriquée. La principale différence entre cette étude et les études précédentes tient dans les paramètres géométriques de la poutre, et plus particulièrement dans la déflexion initiale de la poutre flambée. Dans le domaine des microsystèmes, le ratio a est supérieur à 100 ($a=200$ pour les structures testées), ce qui implique l'inversion des deux premiers modes. Certaines conclusions peuvent être faites. Tout d'abord, l'amplitude des vibrations extérieures apparaît être le critère de stabilité pour le phénomène de 'snap-through'. A chaque fréquence, une limite de stabilité est évaluée entre le comportement de stabilité et le phénomène de 'snap-through'. Deuxièmement, le second mode est stable, impliquant que les instabilités sont uniquement confirmées avec le premier mode forcé. De plus, il apparaît que l'amortissement peut éviter le phénomène de 'snap-through' en augmentant la zone de stabilité du système. Finalement, les résultats expérimentaux des fréquences de résonance des deux premiers modes sont en accord avec les résultats théoriques ; ainsi, l'algorithme de Nayfeh est validé. Concernant le phénomène de 'snap-through', l'analyse théorique s'accorde avec l'expérimentation. Le présent travail de recherche a tenté de démontrer l'importance du phénomène de 'snap-through' en mode dynamique via l'analyse du comportement vibratoire de poutres microfabriquées en flambement.

II.6. Appendice

$$A_0 = (1,5.x_{n,1}.x_{n,2}.y_{n,1} + 1,5.x_{n,2}.x_{n,3}.y_{n,1} - 0,75.x_{n,1}^2.y_{n,2} + 1,5.x_{n,1}.x_{n,3}.y_{n,2} - 1,5.x_{n,1}.x_{n,2}.y_{n,3} + y_0^3 + 1,5.y_{n,0}.x_{n,1}^2 + 1,5.y_{n,0}.x_{n,2}^2 + 1,5.y_{n,0}.x_{n,3}^2 + 1,5.y_{n,0}.y_{n,1}^2 + 1,5.y_{n,0}.y_{n,2}^2 + 1,5.y_{n,0}.y_{n,3}^2 + 0,75.y_1^{n,2}.y_{n,2} + 1,5.y_{n,1}.y_{n,2}.y_{n,3})$$

$$A_1 = (3.y_{n,0}.x_{n,2}.y_{n,1} - 3.y_{n,0}.x_{n,1}.y_{n,2} + 3.y_{n,0}.x_{n,3}.y_{n,2} - 3.y_{n,0}.x_{n,2}.y_{n,3} + 3.y_{n,0}^2.x_{n,1} + 0,75.x_{n,1}^3 - 0,75.x_{n,1}^2.x_{n,3} + 1,5.x_{n,1}.x_{n,2}^2 + 1,5.x_{n,1}.x_{n,3}^2 + 0,75.x_{n,2}^2.x_{n,3} + 0,75.x_{n,1}.y_{n,1}^2 + 1,5.x_{n,1}.y_{n,2}^2 - 1,5.x_{n,1}.y_{n,1}.y_{n,3} + 1,5.x_{n,1}.y_{n,3}^2 + 1,5.x_{n,2}.y_{n,2}.y_{n,3} - 0,75.x_{n,3}.y_{n,2}^2 + 0,75.x_{n,3}.y_{n,1}^2)$$

$$A_2 = (3.y_{n,0}.x_{n,1}.y_{n,1} + 3.y_{n,0}.x_{n,3}.y_{n,1} - 3.y_{n,0}.x_{n,1}.y_{n,3} + 3.y_{n,0}^2.x_{n,2} + 1,5.x_{n,1}^2.x_{n,2} + 1,5.x_{n,1}.x_{n,2}.x_{n,3} + 0,75.x_{n,2}^3 + 1,5.x_{n,2}.x_{n,3}^2 + 1,5.x_{n,1}.y_{n,2}.y_{n,3} + 0,75.x_{n,2}.y_{n,2}^2 - 1,5.x_{n,2}.y_{n,1}.y_{n,3} + 1,5.x_{n,2}.y_{n,3}^2 + 1,5.x_{n,3}.y_{n,1}.y_{n,2} + 1,5.x_{n,2}.y_{n,1}^2)$$

$$A_3 = (3.y_{n,0}.x_{n,2}.y_{n,1} + 3.y_{n,0}.x_{n,1}.y_{n,2} - 0,25.x_{n,1}^3 + 3.y_{n,0}^2.x_3 + 1,5.x_{n,1}^2.x_{n,3} + 0,75.x_{n,1}.x_{n,2}^2 + 1,5.x_{n,2}^2.x_{n,3} + 0,75.x_3^3 + 0,75.x_{n,1}.y_{n,1}^2 - 0,75.x_{n,1}.y_{n,2}^2 + 1,5.x_{n,3}.y_{n,1}^2 + 1,5.x_{n,2}.y_{n,1}.y_{n,2} + 1,5.x_{n,3}.y_{n,2}^2 + 0,75.x_{n,3}.y_{n,3}^2)$$

$$A_4 = (3.y_{n,0}^2.y_{n,1} + 0,75.x_{n,1}^2.y_{n,1} + 1,5.x_{n,1}.x_{n,3}.y_{n,1} + 1,5.x_{n,2}^2.y_{n,1} + 1,5.x_{n,3}^2.y_{n,1} + 1,5.x_{n,2}.x_{n,3}.y_{n,2} - 0,75.x_{n,1}^2.y_{n,3} - 0,75.x_{n,2}^2.y_{n,3} + 3.y_{n,0}.x_{n,1}.x_{n,2} + 3.y_{n,0}.x_{n,2}.x_{n,3} + 3.y_{n,0}.y_{n,2}.y_{n,3} + 0,75.y_{n,1}^3 + 1,5.y_{n,1}.y_{n,2}^2 + 0,75.y_{n,1}^2.y_{n,3} + 0,75.y_{n,2}^2.y_{n,3} + 1,5.y_{n,1}.y_{n,3}^2 + 3.y_{n,0}.y_{n,1}.y_{n,2})$$

$$A_5 = (1,5.x_{n,2}.x_{n,3}.y_{n,1} + 3.y_{n,0}^2.y_2 + 1,5.x_{n,1}^2.y_{n,2} - 1,5.x_{n,1}.x_{n,3}.y_{n,2} + 0,75.x_{n,2}^2.y_{n,2} + 1,5.x_{n,3}^2.y_{n,2} + 1,5.x_{n,1}.x_{n,2}.y_{n,3} - 1,5.y_{n,0}.x_{n,1}^2 + 3.y_{n,0}.x_{n,1}.x_{n,3} + 1,5.y_{n,0}.y_{n,1}^2 + 3.y_{n,0}.y_{n,1}.y_{n,3} + 1,5.y_{n,1}^2.y_{n,2} + 1,5.y_{n,1}.y_{n,2}.y_{n,3} + 0,75.y_{n,2}^3 + 1,5.y_{n,2}.y_{n,3}^2)$$

$$A_6 = (- 0,75.x_{n,1}^2.y_{n,1} - 0,75.x_{n,2}^2.y_{n,1} + 3.y_{n,0}^2.y_{n,3} + 1,5.x_{n,1}.x_{n,2}.y_{n,2} + 1,5.x_{n,1}^2.y_{n,3} + 1,5.x_{n,2}^2.y_{n,3} + 0,75.x_{n,3}^2.y_{n,3} - 3.y_{n,0}.x_{n,1}.x_{n,2} + 3.y_{n,0}.y_{n,1}.y_{n,2} + 0,25.y_{n,1}^3 + 0,75.y_{n,1}.y_{n,2}^2 + 1,5.y_{n,1}^2.y_{n,3} + 1,5.y_{n,2}^2.y_{n,3} + 0,75.y_{n,3}^3)$$

III. Etude de l'influence des chocs sur des structures encapsulées

III.1 Intérêt et approche

Actuellement, le microcommutateur RF est l'un des microsystèmes les plus prometteurs, non seulement par les caractéristiques techniques qu'il présente [107-108], mais aussi à cause de son fort potentiel de commercialisation : ses applications vont de la téléphonie mobile à la guerre électronique. Deux topologies différentes existent pour les micro-commutateurs RF : le commutateur parallèle⁷² ou le commutateur série⁷³ [87]. Pour des raisons de performance, le commutateur parallèle est la topologie la plus communément utilisée. Ainsi, dans le cadre d'un Plan d'Etude Amont supporté par la DGA⁷⁴, le problème de la fiabilité des microcommutateurs parallèles a été abordé, comprenant entre autre l'étude du comportement mécanique des dispositifs encapsulés lorsque soumis à un choc.

Les microcommutateurs RF parallèles présentent une faible raideur dans la direction z hors du plan, et ceci en raison de la fine épaisseur du niveau structurel pour obtenir de petites tensions d'actionnement. Par conséquent, dans le cas d'un choc du boîtier contre un obstacle dans la direction normale au substrat encapsulé, un déplacement non-linéaire des structures micro-usinées est induit, et se traduit par de grandes amplitudes de vibrations. Le comportement non-linéaire présenté par la structure peut générer trois modes de défaillance (I) (Figure II-8): la destruction mécanique de la structure via une fissure ou une rupture, la déformation plastique de la poutre et le phénomène de collage/impacts sur le substrat. Il est à noter que ce dernier phénomène peut apparaître dans deux situations différentes : un choc sur le dessous du boîtier (en dessous du substrat) et un choc sur le dessus du boîtier.

Cunningham *et al.* ont étudié la robustesse aux chocs de microstructures en polysilicium [109]. Brown *et al.* ont réalisé des tests sur des capteurs en incluant l'étude des chocs [127]. Tanner *et al.* ont appliqué des chocs sur des peignes interdigités [128]. Li et Shemansky ont analysé les mécanismes d'endommagement causés par des chutes libres (drop test) pour les microstructures en général [110, 129]. Senturia *et al.* ont travaillé sur la conception de microsystèmes plus résistants aux chocs [130-131]. Hartzell et Woodilla ont mis en place une

⁷² Basé sur une coupure du signal via un effet capacitif ; topologie du type poutre bi-encastree ou membrane.

⁷³ Basé sur un contact ohmique, le plus souvent or-or ; topologie du type poutre encastree-libre.

⁷⁴ DGA : Délégation Générale à l'Armement.

méthodologie pour prédire le phénomène de collage pour des accéléromètres [132]. Ramajeyathilagam *et al.* ont étudié la réponse non-linéaire d'un plateau soumis à un impact [133] et Tay *et al.* ont analysé l'influence d'un choc sur un micro-accéléromètre [134].

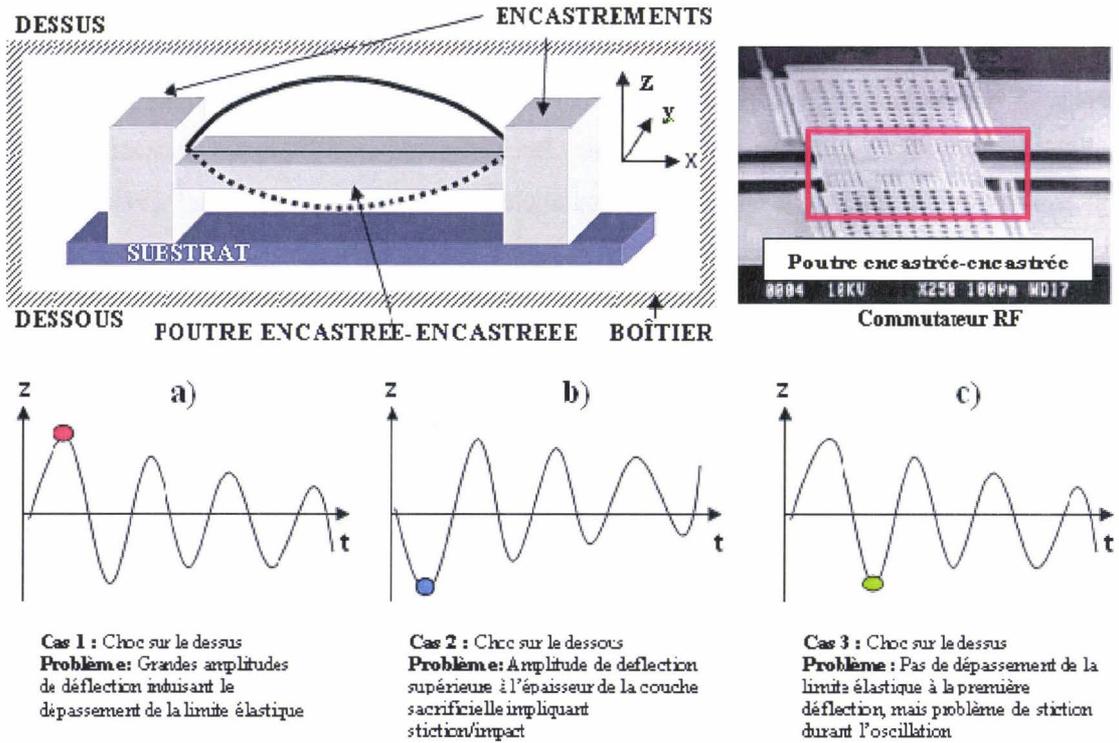


Figure II-8. Poutre encastree-encastree soumise à un choc.

Cette étude concerne la réponse d'une poutre bi-encastree homogène, micro-usinée et encapsulée dans un boîtier considéré comme infiniment rigide. L'analyse théorique est composée de trois parties ; premièrement, le microdispositif est considéré comme un oscillateur à un seul degré de liberté qui est gouverné par une équation différentielle ordinaire. Cette étape permet de calculer la déflexion induite par le choc [110, 129]. Deuxièmement, les déflexions induisant l'obtention de la limite élastique et de la limite à rupture sont déterminées en considérant les petites et grandes déflexions [130]. Finalement, à partir des deux premières parties de l'étude, les conditions de 'pré-choc' (vitesse et accélération) sont trouvées pour éviter les phénomènes d'endommagement. Il est démontré que ces conditions de 'pré-choc' dépendent des propriétés structurelles du dispositif et de l'amortissement.

III.2 Modélisation analytique d'une structure encapsulée soumise à un choc

III.2.1 Détermination de la déflexion maximale induite par un choc

Un micropont peut être utilisé pour modéliser un commutateur MEMS parallèle. Les deux encastremets représentent les ancrs du commutateur, et le plateau peut être considéré comme le contact mobile du commutateur. L'équation régissant le mouvement est donnée (29).

$$\frac{d^4 W(x, t)}{dx^4} + \frac{m}{L} \frac{d^2 W(x, t)}{dt^2} + c \frac{dW(x, t)}{dt} = \frac{m}{L} a_c \quad (29)$$

W est le déplacement vertical de la structure par rapport au substrat. Il peut être exprimé comme un produit $W(x, t) = \phi_1(x) \cdot \tilde{q}_1(t)$ où $\phi_1(x)$ est le premier mode et $\tilde{q}_1(t)$ correspond aux coordonnées généralisées. Les autres quantités sont la masse linéique m , la longueur de la poutre L , le déplacement longitudinal x , le temps t , le coefficient d'amortissement c et l'accélération a_c . Par ailleurs, $\phi_1(t)$ doit satisfaire aux conditions limites d'une poutre bi-encastree, en prenant en compte que la déflexion la plus importante est obtenue en $x = \frac{L}{2}$

(i.e. $\phi(\frac{L}{2}) = 1$).

$$W(0, t) = \frac{\partial W(0, t)}{\partial x} = \frac{dW(L, t)}{dx} = W(L, t) = 0 \quad (30)$$

Ainsi $\phi_1(t)$ est déterminé à partir des équations (29) et (30) en nonobstant les termes dépendant du temps t (31).

$$\phi_1(x) = 16 \left(\frac{x}{L} \right)^4 - 32 \left(\frac{x}{L} \right)^3 + 16 \left(\frac{x}{L} \right)^2 \quad (31)$$

En substituant $\phi_1(x) \cdot \tilde{q}_1(t)$ et l'équation (31) dans l'équation (29), en multipliant l'ensemble par $\phi_1(x)$ et en intégrant de 0 à L , une équation différentielle de la même forme que (32) est obtenue.

$$\ddot{\tilde{q}}_1 + 2 \cdot \zeta \cdot \omega_0 \cdot \dot{\tilde{q}}_1 + \omega_0^2 \cdot \tilde{q}_1 = \gamma \cdot a_c \quad \text{où} \quad \tilde{q}_1 = \frac{d\tilde{q}_1}{dt} \quad (32)$$

ω_0 et ζ sont respectivement la pulsation naturelle du système et le coefficient d'amortissement normalisé ; γ est un coefficient et I le moment quadratique (33).

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{504.E.I}{m.L^3}} \quad \zeta = \frac{c.L}{2.m} \sqrt{\frac{m.L^3}{504.E.I}} \quad \gamma = \frac{21}{16} \quad \text{avec} \quad I = \frac{w.e^3}{12} \quad (33)$$

Les conditions initiales pour $\tilde{q}_1(t)$ dans l'équation (32) peuvent être obtenues en appliquant le principe de la conservation d'énergie : quand un choc est appliqué à un boîtier comprenant une microstructure, le boîtier et la microstructure subissent un changement brusque de leur vitesse respective. Considérant que l'impact a lieu au temps zéro ($t=0$), le boîtier et le micropont auraient une vitesse $v(t=0^-)$ juste avant le choc. Après l'impact, le boîtier peut rester collé à l'obstacle ou alors être rejeté avec une vitesse moins importante $v(t=0^+) = -r.v(t=0^-)$ où $0 < r < 1$ est un coefficient de restitution dépendant de l'origine de l'obstacle. A partir de cette approche, les conditions initiales pour $\tilde{q}_1(t)$ sont obtenues (34).

$$\tilde{q}_1(0) = 0, \dot{\tilde{q}}_1(0) = (1+r) \sqrt{\frac{315}{128}} V_{choc} \quad \text{où} \quad V_{choc} = v(t=0^-) \quad (34)$$

Après le passage d'une équation différentielle partielle à une équation différentielle ordinaire, le calcul de la déflexion maximale de la structure induite par le choc $\tilde{q}_{1\max}$ et l'accélération maximale induite par le choc $a_{c\max}$ est effectué directement (35, 36).

$$\tilde{q}_{1\max} = \sqrt{\frac{5.m.L^3}{1024.E.I}} V_{choc} \cdot d_o(\zeta, r) \quad ; \quad a_{c\max} = \sqrt{\frac{180.E.I}{L^3.m}} V_{choc} \cdot d_r(\zeta, r) \quad (35), (36)$$

$d_o(\zeta, r)$ et $d_r(\zeta, r)$ sont définis par la suite (37).

$$d_o(\zeta, r) = \begin{cases} (1+r) \exp\left(-\frac{\zeta \cdot \arcsin \sqrt{1-\zeta^2}}{\sqrt{1-\zeta^2}}\right) & \text{pour } \zeta < 1 \\ \frac{1+r}{\exp} & \text{pour } \zeta = 1 \\ (1+r) \exp\left(-\frac{\zeta \cdot \operatorname{arcsinh} \sqrt{\zeta^2-1}}{\sqrt{\zeta^2-1}}\right) & \text{pour } \zeta > 1 \end{cases}$$

$$d_r(\zeta, r) = \begin{cases} \frac{2 \cdot (1 + r) \exp\left[-\frac{\zeta \cdot \arcsin \sqrt{1 - \zeta^2}}{\sqrt{1 - \zeta^2}}\right]}{1 + \exp\left[-\frac{\zeta \cdot \pi}{\sqrt{1 - \zeta^2}}\right]} & \text{pour } \zeta < 1 \\ \frac{2 \cdot (1 + r)}{\exp\left[-\frac{\zeta \cdot \operatorname{arcsinh} \sqrt{\zeta^2 - 1}}{\sqrt{\zeta^2 - 1}}\right]} & \text{pour } \zeta > 1 \end{cases} \quad (37)$$

Une hypothèse prise en compte est que l'accélération de la microstructure induite par le choc est égale à la décélération du boîtier induite par l'impact. Enfin, il est à signaler que Li et Shemansky ont effectué toutes les vérifications pour valider cet algorithme (détermination de la déflexion maximum) [110-129].

III.2.2 Détermination du domaine de rupture

L'objectif de cette partie est de déterminer les conditions de 'pré-choc' (vitesse et accélération) permettant d'éviter la destruction des microstructures, qui correspond à des contraintes générées supérieures à la limite à rupture du matériau. Pour ce faire, une étude est menée sur la déflexion de la poutre en fonction des contraintes, dans le cas de petites et grandes amplitudes de déflexion.

III.2.2.a Domaine des petites amplitudes de déflexion.

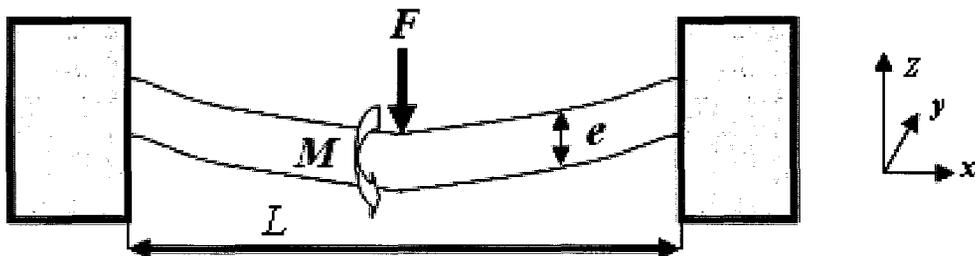


Figure II-9. Poutre encasté-encastée fléchissant sous une charge F .

Dans ce domaine, les approximations font partie de la théorie linéaire [132]. Une fois la masse connue, le calcul de la force F due à l'accélération a_c causée par le choc est fait directement (38).

$$F = m.a_c \quad (38)$$

De plus, connaissant la constante de raideur k d'une poutre bi-encastree (39), on détermine la déflexion maximale z_{\max} lorsque la structure est soumise à une force F (40).

$$k = \frac{192.E.I}{L^3} ; \quad z_{\max} = \frac{F}{k} = \frac{F.L^3}{192.E.I} \quad (39), (40)$$

L'égalité des déflexions maximales de la poutre $z_{\max} = \tilde{q}_{1\max}$ permet d'obtenir une relation entre la force appliquée et les conditions de pré-choc (41).

$$F = \sqrt{\frac{180.m.E.I}{L^3} . Vshock . d_o(\zeta, r)} \quad (41)$$

Par ailleurs, connaissant la relation entre les contraintes générées (42), le moment au milieu d'une poutre bi-encastree M (42), le module d'inertie Z (43) et les relations (40) et (41), on obtient la déflexion maximale en fonction du niveau de contraintes générées (44) (Figure II-9).

$$\sigma = \frac{M}{Z} \quad M = \frac{F.L}{8} \quad (42)$$

$$Z = \frac{2.I}{e} \quad (43)$$

$$z_{\max} = \frac{L^2 . \sigma}{12 . e . E} \quad (44)$$

III.2.2.b Domaine des grandes amplitudes de déflexion

Détermination de la déflexion

Cette partie est basée sur les travaux de Senturia [130] concernant les grandes amplitudes de déplacement. Les petites et grandes déflexions de la poutre doivent être considérées. La déformée de la poutre bi-encastree est sous la forme d'un cosinus (45).

$$\phi_1(x) = \frac{z_{\max}}{2} . (1 + \cos \frac{2.\pi.x}{L}) \text{ pour } -\frac{L}{2} < x < \frac{L}{2} \quad (45)$$

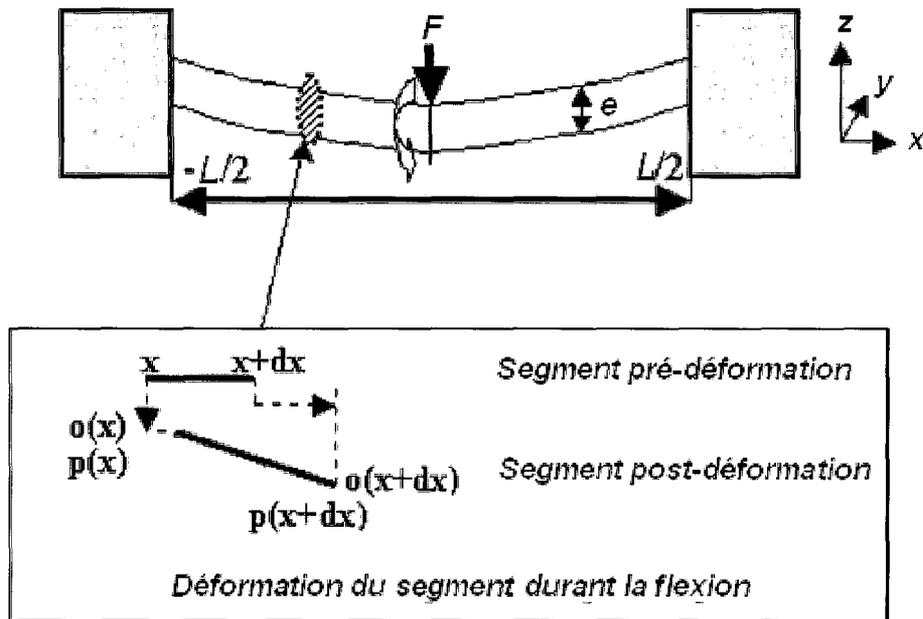


Figure II-10. Poutre encastée-encastée fléchissant sous une charge \$F\$ avec la déformation d'un segment durant la sollicitation en flexion.

$\phi_1(x)$ dépend uniquement d'un seul paramètre, ce qui implique une forme géométrique de la poutre totalement contrainte (Figure II-10). Cette approximation est utilisée afin de rechercher les grandes amplitudes de déplacement de la poutre. De plus, la solution n'est pas numériquement précise, même pour des petites déflexions, mais l'estimation est assez bonne pour étudier les chocs. De plus, comme le dépassement de la limite à rupture est le seul intérêt de cette partie de l'étude, la seule source de déformation considérée est l'étirement. L'étirement est une source de contrainte qui doit être incluse dans le modèle à cause des grandes déflexions ; des contraintes axiales sont produites car la longueur de la poutre augmente durant la flexion. Ainsi, les déplacements transverses o et les déplacements axiaux p sont pris en compte (Figure II-10). Considérant dx la longueur originale d'un segment, la longueur déformée s est déterminée (46).

$$ds = \sqrt{[dx + p(x+dx) - p(x)]^2 + [o(x+dx) - o(x)]^2} \quad (46)$$

Pour une petite valeur de δ , il est couramment admis que: $\sqrt{1+\delta} \approx 1 + \frac{\delta}{2}$. En appliquant ce principe à l'équation (46), une approximation de ds est obtenue (47).

$$ds = dx \cdot \left[1 + \frac{dp}{dx} + \frac{1}{2} \left(\frac{do}{dx} \right)^2 \right] \quad (47)$$

Via la définition de la déformation axiale appliquée aux éléments différentiels (48), on obtient la variation de longueur après déflexion δL (49) pour atteindre la valeur totale de la déformation axiale due à l'étirement sur l'axe neutre ε_a (50), (51).

$$\varepsilon_x = \frac{ds - dx}{dx} \quad ; \quad \varepsilon_x = \frac{dp}{dx} + \frac{1}{2} \left(\frac{do}{dx} \right)^2 \quad (48)$$

$$\delta l = \int_{-L/2}^{L/2} \varepsilon_x \cdot dx \quad (49)$$

$$\varepsilon_a = \frac{\delta L}{L} \quad ; \quad \varepsilon_a = \frac{1}{L} \int_{-L/2}^{L/2} \left[\frac{dp}{dx} + \frac{1}{2} \left(\frac{do}{dx} \right)^2 \right] \cdot dx \quad (50)$$

$$\varepsilon_a = \frac{1}{L} \cdot \left[p\left(\frac{L}{2}\right) - p\left(-\frac{L}{2}\right) \right] + \frac{1}{L} \int_{-L/2}^{L/2} \frac{1}{2} \left(\frac{do}{dx} \right)^2 dx \quad (51)$$

En raison des encastremets, le premier terme de ε_a est nul, laissant ainsi uniquement le second terme pour la déformation globale due à l'étirement. Comme il a été expliqué précédemment, seul l'étirement est considéré comme source de déformation, impliquant que la déformation totale ε_T durant la déflexion est égale à ε_a (52). Enfin, à partir de la définition de la déformation maximale (53), une relation entre la déflexion maximale et les contraintes générées σ est obtenue (54).

$$\varepsilon_T = \frac{1}{L} \cdot \int_{-L/2}^{L/2} \frac{1}{2} \left(\frac{do}{dx} \right)^2 \cdot dx = \left(\frac{\pi^2}{4 \cdot L^2} \right) \cdot z_{\max}^2 \quad (52)$$

$$\sigma = E \cdot \varepsilon_T \quad ; \quad z_{\max} = \frac{2 \cdot L}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma}{E}} \quad (53)$$

Vérification du modèle théorique

Afin de vérifier la validité de l'équation (53), des simulations éléments finis ont été réalisées via ANSYSTM (Figure II-11). Un déplacement égal à $z_{rupture} = \frac{2.L}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_{rupture}}{E}}$ est appliqué au milieu de la poutre bi-encastree, $\sigma_{rupture}$ étant la limite à rupture du matériau structural. Le but est d'observer si les contraintes générées par ce déplacement sont supérieures à $\sigma_{rupture}$. Le micropont est simulé pour différents paramètres géométriques ; quelques résultats sont reportés dans le tableau (II-2). Par la suite, le matériau considéré pour les simulations est le polysilicium ($E=176$ GPa, $\sigma_{rupture}=1,5$ GPa, masse volumique de 2400 kg/m³) car des échantillons sont facilement disponibles pour des expériences.

<i>Epaisseur</i> <i>Longueur</i>	0,5µm	1µm	2µm
200 µm	2 GPa	2,52 GPa	3,3 GPa
500 µm	1,8 GPa	2,25 GPa	2,6 GPa

Tableau II-2. Niveau maximum de contraintes générées dans une poutre bi-encastree fléchie avec une déflexion égale à $z_{rupture}$.

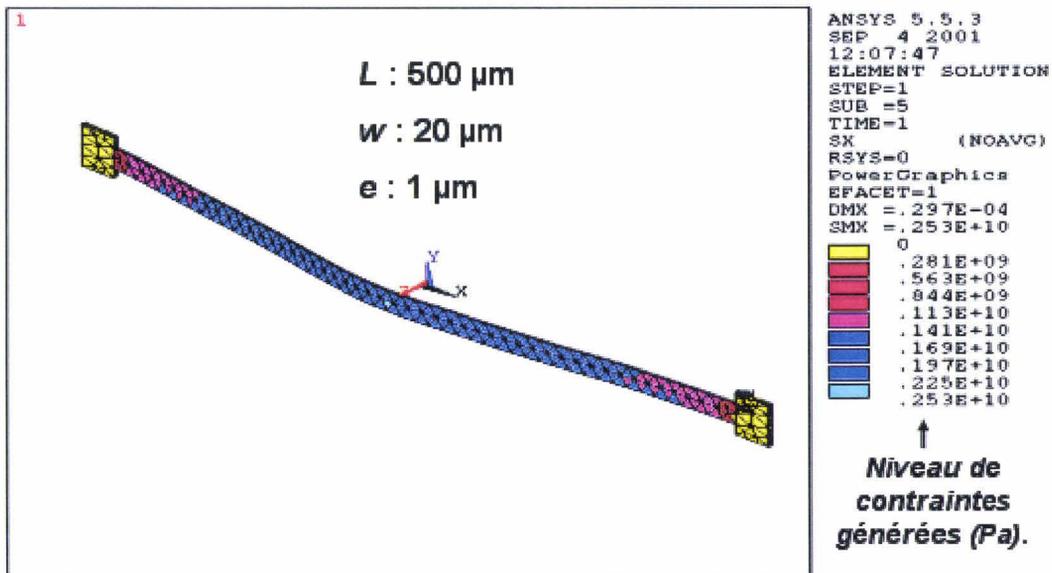


Figure II-11. Simulations via ANSYSTM d'une poutre bi-encastree en polysilicium déformée.

III.2.2.c Définition des domaines de petites et grandes déflexions

Cette partie de l'étude a pour objectif de définir la transition entre le domaine des petites déflexions et celui des grandes amplitudes de déplacement. Cette transition se traduit par une longueur l_{limit} pour laquelle les équations (42) et (43) sont équivalentes pour un même niveau de contrainte σ et une épaisseur fixée e (54) ; cette transition peut être observée sur la figure II-12.

$$l_{limit} = \frac{24}{\pi} \sqrt{\frac{E}{\sigma}} \cdot e \quad (54)$$

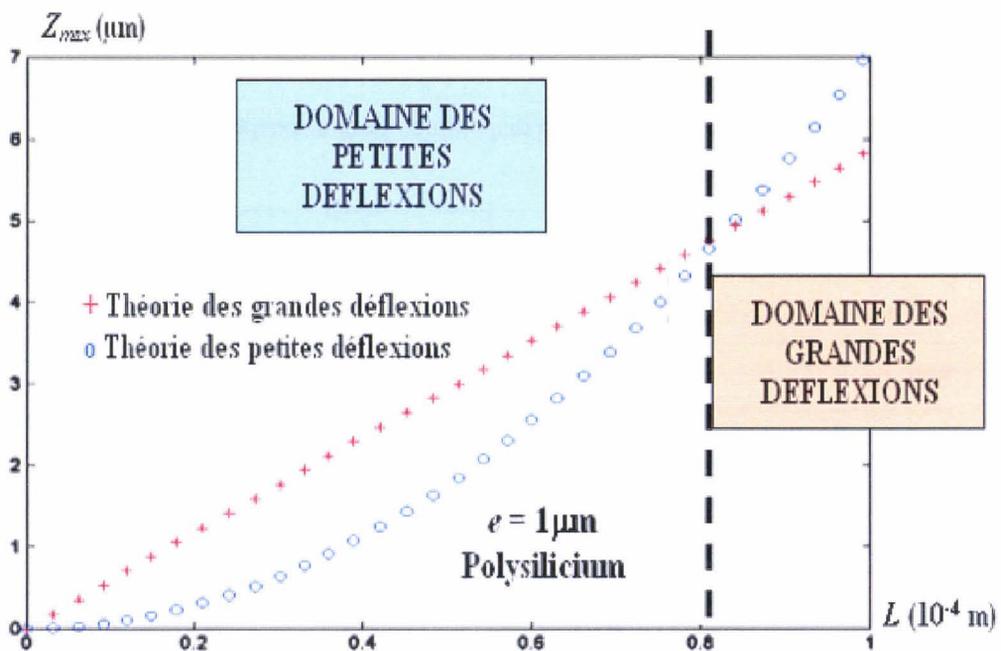


Figure II-12. Transition du domaine des petites déflexions vers le domaine des grandes déflexions.

III.2.2.d Détermination des conditions initiales: vitesse et acceleration

A partir des relations précédentes, les formules de l'accélération minimale $a_{rupture}$ et de la vitesse minimale $V_{rupture}$ correspondant à l'apparition d'un niveau de contraintes $\sigma_{rupture}$ lors d'un choc sont obtenues pour une poutre bi-encastée (Tableau II-3). Par ailleurs, les simulations sont effectuées et montrées sur les figures (II-13, II-14) dans le cas d'un micropont en polysilicium.

Domaine des petites déflexions	Domaine des grandes deflexions
--------------------------------	--------------------------------

Vitesse $V_{rupture}$	$V_{rupture} = \sqrt{\frac{16.L.w.e}{135.m.E} \cdot \sigma_{rupture} \cdot \frac{1}{d_o(\zeta, r)}}$	$V_{rupture} = \frac{64}{\pi} \sqrt{\frac{I \cdot \sigma_{rupture}}{5.m.L} \cdot \frac{1}{d_o(\zeta, r)}}$
Acceleration $a_{rupture}$	$a_{rupture} = \sqrt{\frac{16.w^2.e^4}{9.m^2.L^2} \cdot \sigma_{rupture} \cdot \frac{d_r(\zeta, r)}{d_o(\zeta, r)}}$	$a_{rupture} = \frac{384}{\pi} \sqrt{\frac{E.I^2 \cdot \sigma_{rupture}}{m^2.L^4} \cdot \frac{d_r(\zeta, r)}{d_o(\zeta, r)}}$

Tableau II-3. Conditions initiales dans les domaines des petites et grandes déflexions.

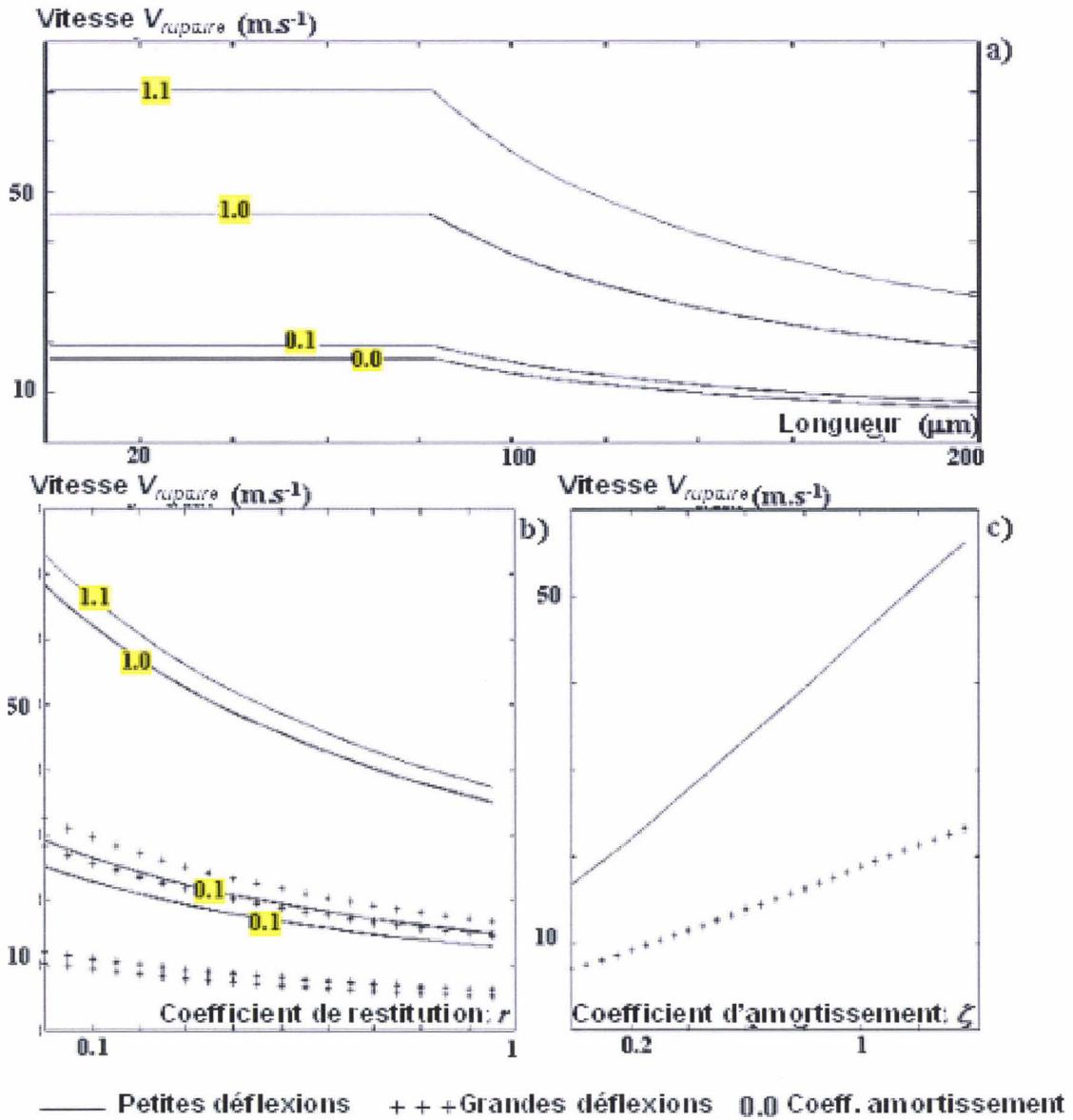


Figure II-13. Evolution de $V_{rupture}$; a) En fonction de la longueur L et du coefficient d'amortissement r ; b) En fonction du coefficient de restitution r et du coefficient d'amortissement ζ ; c) En fonction du coefficient d'amortissement ζ .

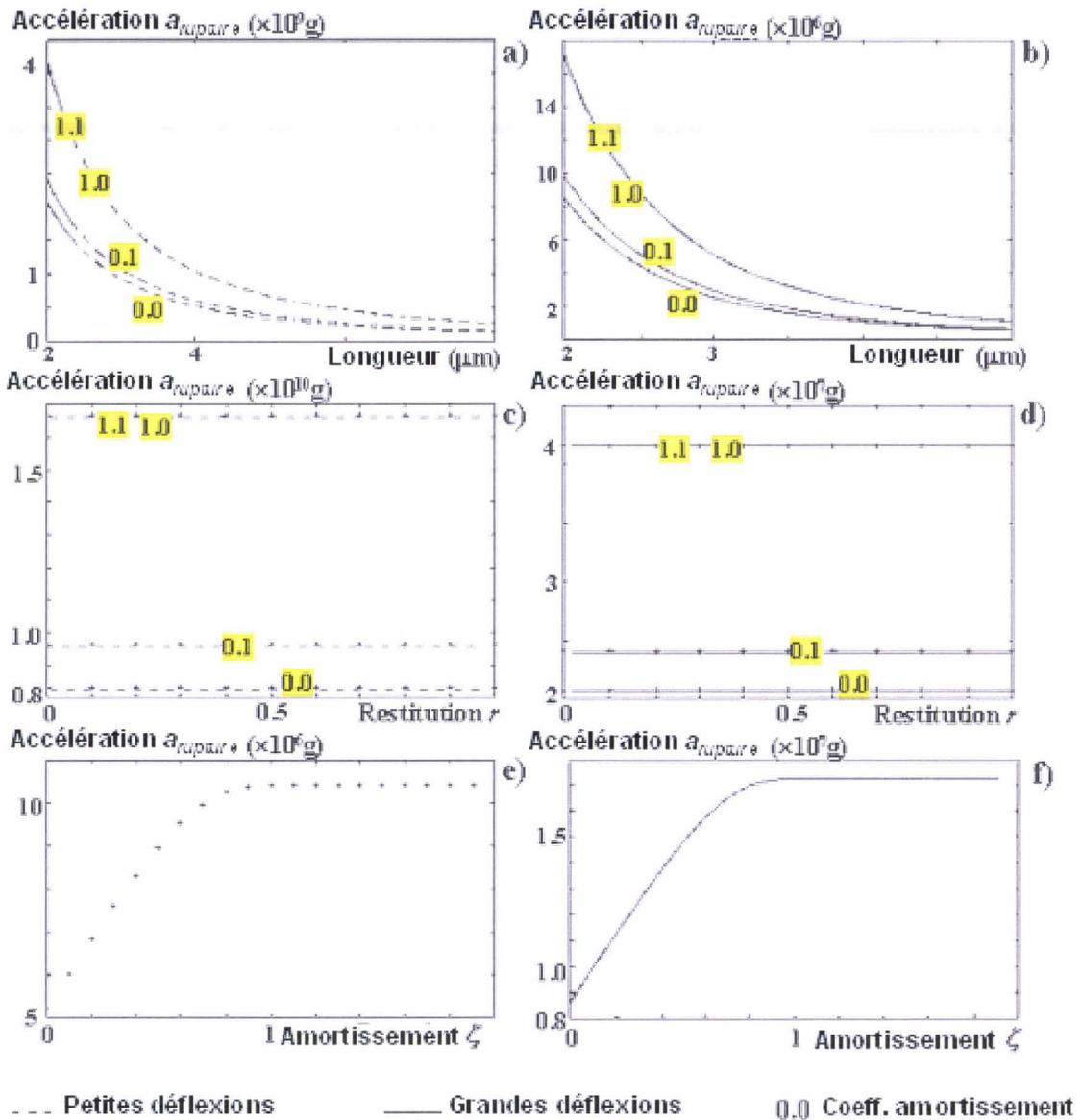


Figure II-14. Evolution de $a_{rupture}$; a) En fonction de la longueur L et du coefficient d'amortissement r ; b) En fonction du coefficient de restitution r et du coefficient d'amortissement ζ ; c) En fonction du coefficient d'amortissement ζ .

III.2.3 Détermination du domaine de déformation plastique

Les étapes de modélisations sont identiques à celles utilisées pour la détermination des conditions initiales générant une rupture de la microstructure (III.2.2) ; l'unique différence réside dans la valeur des contraintes générées : pour le domaine de rupture, la limite à rupture $\sigma_{rupture}$ était considérée alors que dans le cas d'une déformation plastique, l'intérêt est porté sur la limite élastique $\sigma_{élastique}$. Les pré-conditions ($a_{élastique}$, $V_{élastique}$), correspondant

respectivement à l'accélération minimum et la vitesse minimum générant un niveau de contraintes $\sigma_{\text{élastique}}$ lors d'un impact, sont déduites aisément (Tableau II-4).

	<i>Domaine des petites déflexions</i>	<i>Domaine des grandes déflexions</i>
Vitesse V_{crack}	$V_{\text{élastique}} = \sqrt{\frac{16.L.w.e}{135.m.E} \cdot \sigma_{\text{élastique}} \cdot \frac{1}{d_o(\zeta, r)}}$	$V_{\text{élastique}} = \frac{64}{\pi} \sqrt{\frac{I \cdot \sigma_{\text{élastique}}}{5.m.L} \cdot \frac{1}{d_o(\zeta, r)}}$
Accélération a_{crack}	$a_{\text{élastique}} = \sqrt{\frac{16.w^2.e^4}{9.m^2.L^2} \cdot \sigma_{\text{élastique}} \cdot \frac{d_r(\zeta, r)}{d_o(\zeta, r)}}$	$a_{\text{élastique}} = \frac{384}{\pi} \sqrt{\frac{E.I^2 \cdot \sigma_{\text{élastique}}}{m^2.L^4} \cdot \frac{d_r(\zeta, r)}{d_o(\zeta, r)}}$

Tableau II-4. Conditions initiales dans les domaines des petites et grandes déflexions.

III.2.4 Détermination du domaine de collage/impacts

Comme expliqué en introduction (III.1), le phénomène d'endommagement collage/impacts peut se produire dans deux cas distincts : lorsque l'impact a lieu sur ou sous le boîtier encapsulant la structure. Les deux situations sont étudiées dans cette partie.

III.2.4.a Cas d'un choc sur le dessous du boîtier

Un choc sur le dessous du boîtier peut induire un déplacement de la poutre en direction du substrat (Figure II-8b). Si la déformation est supérieure ou égale à l'épaisseur de la couche sacrificielle, la structure entre en contact avec le substrat et génère un phénomène de collage ou d'impacts. A partir des équations (35) et (36), l'accélération minimum a_{collage} et la vitesse minimum V_{collage} peuvent être évaluées, correspondant à l'apparition d'un déplacement z_{collage} égal à l'épaisseur de la couche sacrificielle⁷⁵ (55, 56).

$$V_{\text{collage}} = z_{\text{collage}} \cdot \sqrt{\frac{1024 \cdot E.I}{5.m.L^3} \cdot \frac{1}{d_o(\zeta, r)}} ; \quad a_{\text{collage}} = z_{\text{collage}} \sqrt{\frac{36864 \cdot E^2.I^2}{m^2.L^6} \cdot \frac{d_r(\zeta, r)}{d_o(\zeta, r)}} \quad (55), (56)$$

Ces relations sont valides uniquement si une déflexion égale à z_{collage} peut être appliquée à la microstructure sans dépasser la limite élastique. Cette condition définit le domaine de collage/impacts dans le cas d'un choc sur le dessous du boîtier ; considérant le domaine des petites déflexions, la longueur minimale l_{collage} du domaine est obtenue (57).

⁷⁵ Typiquement 2 ou 3 μm dans le cas d'un micro-usinage de surface.

$$l_{collage} = \sqrt{\frac{12 \cdot e \cdot E \cdot z_{collage}}{\sigma_{elastique}}} \quad (57)$$

Les simulations de $V_{collage}$ et $a_{collage}$ sont réalisées et montrées sur les figure (II-15, II-16) ; l'épaisseur de la couche sacrificielle est considérée égale à 2 μm .

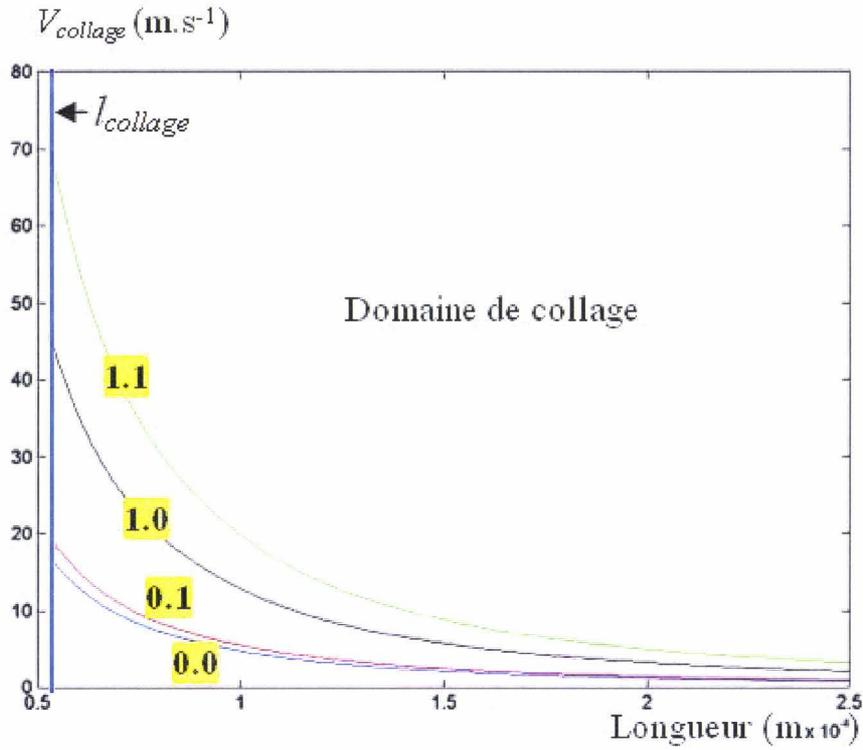


Figure II-15. Evolution de $V_{collage}$ en fonction de la longueur d'une poutre bi-encastrée en polysilicium (largeur 10 μm ; épaisseur 1 μm), suivant le coefficient d'amortissement (0.0 ; 0,1 ; 1,0 ; 1,1).

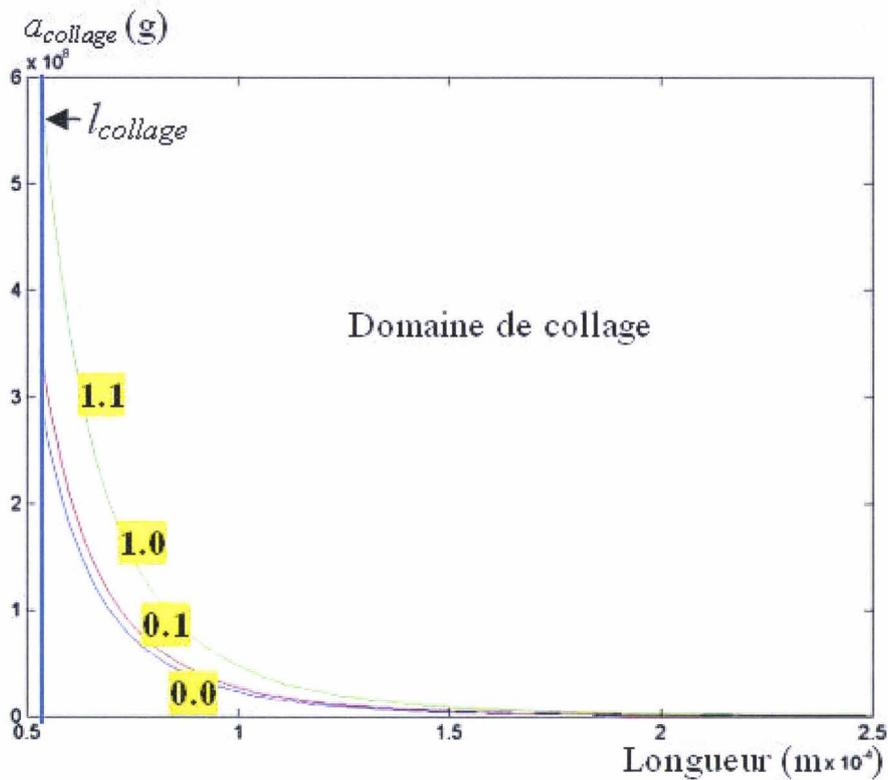


Figure II-16. Evolution de $a_{collage}$ en fonction de la longueur d'une poutre bi-encastée en polysilicium (largeur $10 \mu m$; épaisseur $1 \mu m$), suivant le coefficient d'amortissement (0.0 ; 0.1 ; 1.0 ; 1.1).

III.2.4.b Cas d'un choc sur le dessus du boîtier

Un choc sur le dessus du boîtier induit tout d'abord un premier déplacement de la structure sans endommagement si le niveau de contraintes n'est pas élevé ($\sigma < \sigma_{élastique}$), et ensuite une déflexion vers le substrat (figure II-17). Comme dans le cas d'un choc sur le dessous du boîtier, le contact peut générer du collage ou des impacts. En prenant en compte d'une part que suite au choc, la poutre oscille avec une période T , et d'autre part que le maximum de déflexion z_{max} est obtenu à $t = \frac{T}{4}$ (figure), il découle que le second maximum de déflexion z_{max2} se produit en $t = \frac{3.T}{4}$ (Figure II-17); le coefficient d'amortissement normalisé permet de déterminer le second maximum de déflexion z_{max2} (58).

$$z_{max2} = z_{max} \cdot \exp^{-\zeta \cdot \pi} \quad (58)$$

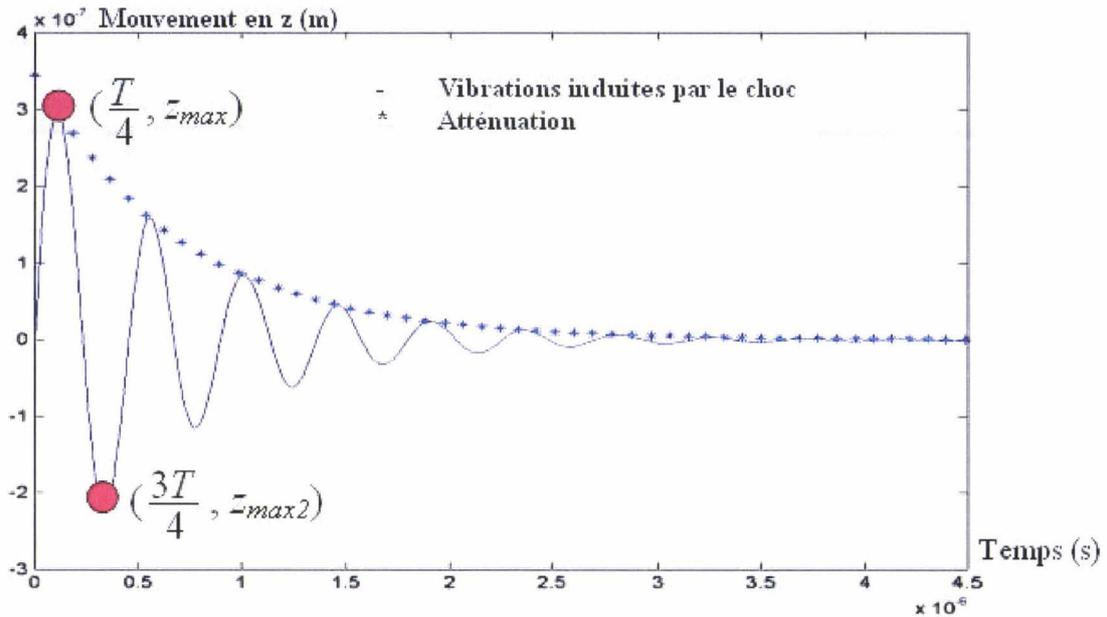


Figure II-17. Représentation des vibrations induites par un choc pour une accélération de $1g$ sans amortissement; la longueur de la poutre est $50 \mu m$, la largeur de la poutre est $5 \mu m$, l'épaisseur est $1 \mu m$.

Pour que du collage ou des impacts se produisent, z_{max2} doit être au moins égale à l'épaisseur de la couche sacrificielle. Ainsi, les valeurs de l'accélération minimum a_{retour} et la vitesse minimum V_{retour} , correspondant à l'apparition d'un déplacement égal à z_{max2} , sont déterminées afin de prévenir du phénomène de stiction ou d'impacts dus à un choc sur le dessus du boîtier.

$$a_{retour} = z_{max2} \cdot \exp^{\zeta \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{36864 \cdot E^2 \cdot I^2}{m^2 \cdot L^6} \cdot \frac{d_r(\zeta, r)}{d_o(\zeta, r)}} \quad ; \quad V_{retour} = z_{max2} \cdot \exp^{\zeta \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{1024EI}{5 \cdot m \cdot L^3} \cdot \frac{1}{d_o(\zeta, r)}} \quad (59), (60)$$

Comme dans le cas d'un choc sur le dessous du boîtier, un domaine de validité des relations précédentes est défini; il s'agit ici d'éviter de dépasser la limite d'élasticité lors du premier déplacement induit z_{max} . A partir de l'équation (35) et (58), la longueur minimale l_{retour} du domaine de validité est obtenue (61).

$$l_{retour} = \sqrt{\frac{12 \cdot e \cdot E \cdot z_{max2} \cdot \exp^{-\zeta \cdot \pi}}{\sigma_{retour}}} \quad (61)$$

Les simulations de V_{retour} et a_{retour} sont réalisées et montrées sur les figures (II-18, II-19) pour une épaisseur de la couche sacrificielle égale à $2 \mu m$.

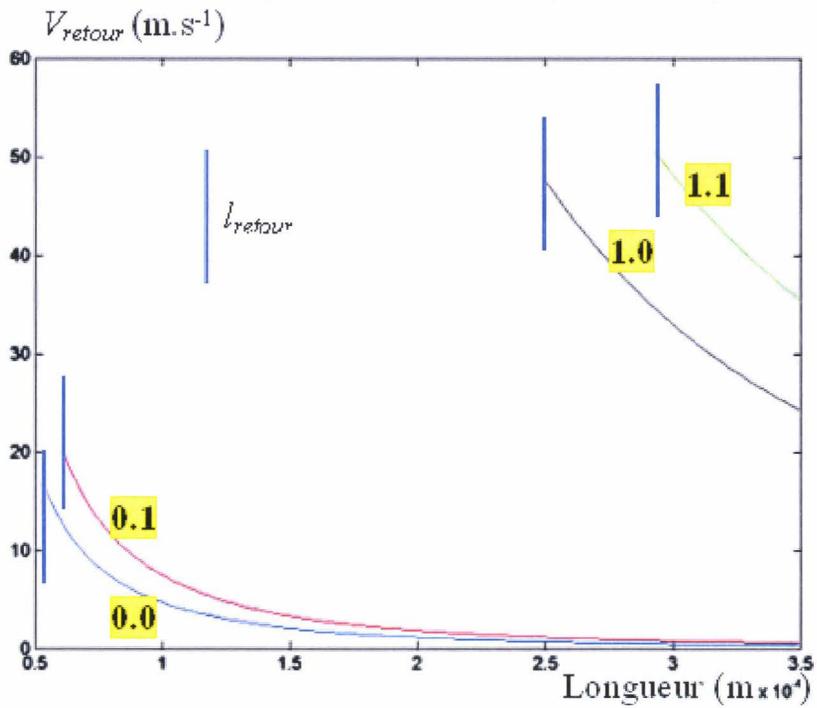


Figure II-18. Evolution de V_{retour} en fonction de la longueur d'une poutre bi-encastree en polysilicium (largeur $10 \mu m$; épaisseur $1 \mu m$), suivant le coefficient d'amortissement (0.0 ; 0,1 ; 1,0 ; 1,1).

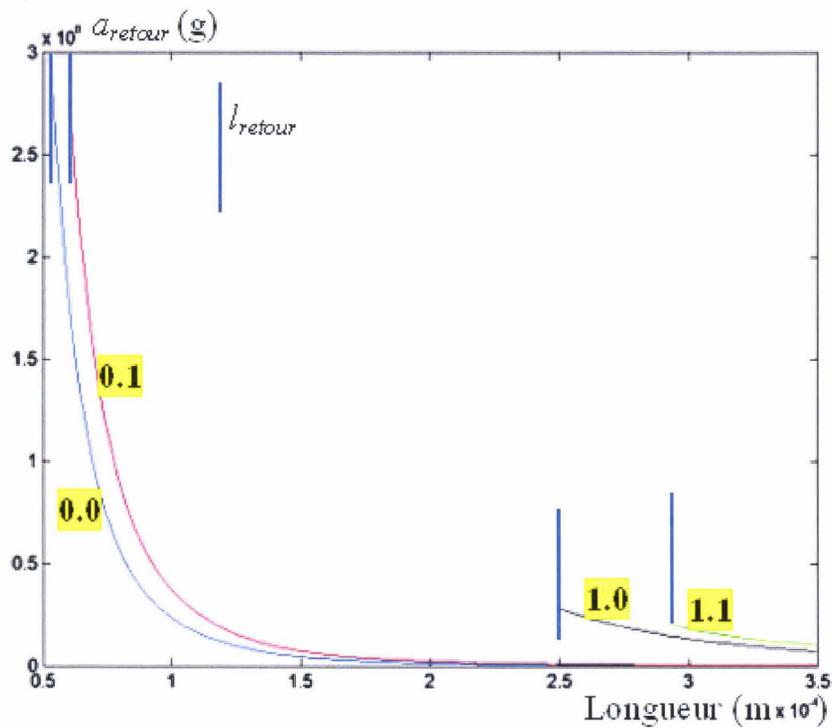


Figure II-19. Evolution de a_{retour} en fonction de la longueur d'une poutre bi-encastree en polysilicium (largeur $10 \mu m$; épaisseur $1 \mu m$), suivant le coefficient d'amortissement (0.0 ; 0,1 ; 1,0 ; 1,1).

III.3. Analyses des simulations numériques

Dans le cas d'un choc sur le dessus du boîtier induisant la destruction (ou la déformation plastique de la structure), il apparaît que $a_{rupture}$ ne dépend pas du coefficient de restitution r (Figure II-14) alors que $V_{rupture}$ en dépend (Figure II-13). Ceci implique qu'un choc peut être décrit par le facteur accélération sans prendre en compte les propriétés structurelles de la surface solide sur laquelle le choc se réalise. Ainsi, le facteur accélération est la donnée la plus significative dans la conception d'un MEMS en ce qui concerne les problèmes de destruction. Pour ce même paramètre, son évolution en fonction de l'amortissement se compose d'une phase linéaire suivie par une phase de stabilisation (Figure II-14). Enfin, l'accélération nécessaire pour détruire une structure encapsulée (en polysilicium pour les simulations) est de l'ordre de millions de g (Figure II-14); on en déduit que la déformation plastique et la destruction de la structure ne peuvent être aisément obtenues. Le problème le plus important vient de la stiction.

Concernant un choc sur le dessous du boîtier induisant du collage et/ou un impact, un domaine de validité du phénomène de stiction a été défini (Equation 57). Le but était de trouver la longueur minimale d'une poutre ne générant pas de contraintes supérieures à la limite élastique dans le cas d'une déflexion égale à l'épaisseur de la couche sacrificielle. Une fois le domaine de validité défini, l'étude d'un collage dû à un choc sur le dessous du boîtier a mis en avant que la vitesse est le critère le plus critique (Figure II-15, II-16). Pour qu'un collage/impact ait lieu, la vitesse nécessaire avant le choc n'est pas importante (dizaine de $m.s^{-1}$) (Figure II-15). L'équation (55) montre que la largeur et l'épaisseur sont les paramètres géométriques permettant d'augmenter la valeur de $V_{collage}$.

Enfin, dans le cas d'un choc sur le dessus du boîtier induisant du collage, les observations sont les mêmes que précédemment (Figure II-17, II-18) excepté que le domaine de stiction n'est plus le même (Equation 61).

III.4. Conclusion partielle

Le problème du choc a été considéré dans le cas d'une poutre bi-encastree, microfabriquée et encapsulée. Les principales différences entre cette étude et les études précédentes sont au nombre de deux : premièrement, les grandes amplitudes de déplacement

ont été prises en compte, et donc la théorie non-linéaire avec la définition des domaines de validité des petites et grandes amplitudes de déflexions ; le deuxième point concerne le phénomène de stiction. Ce phénomène peut apparaître dans deux cas différents (choc sur le dessous ou sur le dessus du boîtier), alors que seulement un cas a été étudié (choc sur le dessous). La description et l'étude de ce second cas ont été proposées dans ce travail.

Pour valider ce modèle, une campagne de tests doit être menée. Pour ce, des échantillons tels que ceux qui ont été fabriqués dans la première partie de ce travail (**1ere Partie, II.2.**) doivent être encapsulés et soumis à des chocs contrôlés. Un banc de test spécifique est en effet nécessaire pour contrôler la vitesse et l'accélération imposées au boîtier ; cet équipement n'est malheureusement pas disponible à l'IEMN et les tests de validation n'ont pu avoir lieu.

Cette étude a montré que sans contraintes mécaniques adéquates, une microstructure pourrait être sévèrement déformée à un degré pouvant conduire à des dysfonctionnements du composant. Les chocs sont un mécanisme d'endommagement qui doit être considéré lors de l'étape de conception d'un composant microsysteme.

IV Conception d'un système vibratoire adaptatif *in situ*

II.1 Introduction et principe

L'objectif d'un système vibratoire adaptatif est d'éviter les risques d'endommagement d'une structure mécanique de taille micrométrique qui entre en résonance mécanique lorsqu'elle est soumise à des vibrations extérieures. Un exemple de ce type de technique existe déjà dans le domaine macrométrique et repose sur le principe de l'antirésonance mécanique : une structure X se trouvant en résonance mécanique sous l'effet de perturbations extérieures avec une phase ϕ et soumise à des vibrations extérieures appliquées (dont la fréquence d'excitation est égale à la fréquence de résonance de la structure X) avec une phase $-\phi$ reste immobile en raison du principe de superposition des modes [136].

L'objectif de cette partie est de présenter les premières phases de conception et de fabrication d'un dispositif microsystème vibratoire adaptatif *in situ*, qui permettrait de limiter les effets du phénomène de résonance mécanique d'une structure, lorsque celle-ci est soumise à des vibrations extérieures dont la fréquence d'excitation est égale à la fréquence naturelle de la structure à protéger. En effet, dans le domaine des microsystèmes, une structure mobile entrant en résonance se détériore et/ou ne remplit plus sa mission (**1ere Partie, V.5**) [40]. Il est ici proposé d'utiliser des actionneurs piézoélectriques pour imposer à la structure mécanique à protéger un mode vibratoire qui pourrait 'perturber' la résonance mécanique via le principe de superposition des modes : on entre dans le domaine des systèmes dit 'Smart Systems'.

La structure à protéger repose sur un actionneur piézoélectrique [112-114] et deux capteurs capacitifs résonants (dont les spectres fréquentiels se recouvrent, permettant d'obtenir un capteur large bande couvrant la fréquence de résonance de la structure à protéger) sont positionnés sur le substrat (Figure II-20). Lorsque le substrat est soumis à des perturbations extérieures dont la fréquence est proche ou égale à la fréquence de résonance de la structure à protéger, les capteurs (liés à une électronique de commande asservissant le système) entrent en résonance et fournissent un signal de détection. Le système d'asservissement traite le signal électrique obtenu et le compare à un seuil représentant le 'danger' pour la structure de test ; si le niveau du signal reçu est plus important que le seuil, le système d'asservissement alimente des couches piézoélectriques (Figure I-20) à une fréquence proche d'un mode propre de la structure, ce qui permettrait de protéger la structure de test en perturbant la résonance

mécanique. Les capteurs sont fixés sur le substrat afin de continuer à jauger le danger environnemental pendant que la structure de test est protégée. Une fois le 'danger' disparu, l'asservissement arrête l'excitation de l'actionneur piézoélectrique.

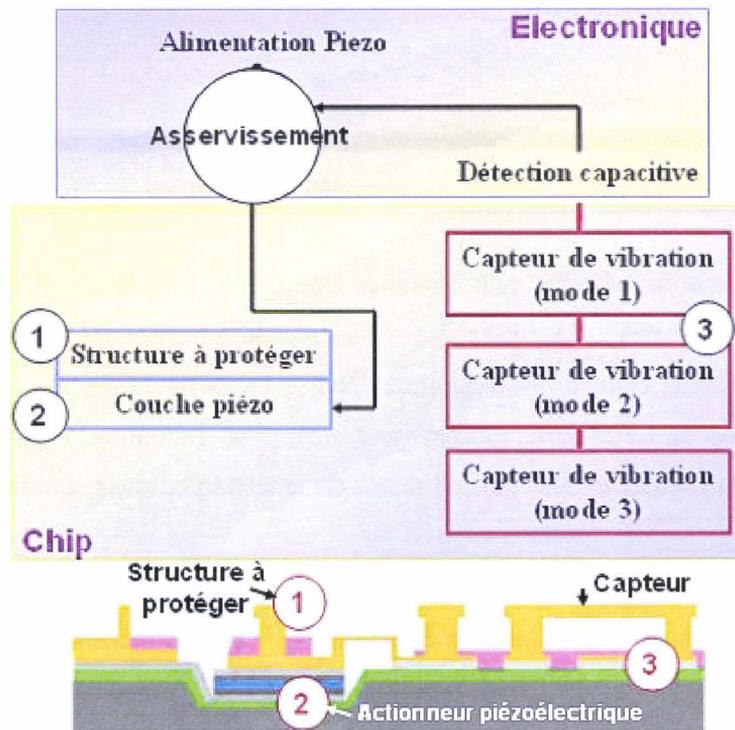


Figure II-20. Principe de fonctionnement du système antirésonance (Vue système et technologique); 1) Structure à protéger; 2) Couche piézoélectrique; 3) Capteur de vibrations.

La conception d'un tel système requiert le croisement de diverses disciplines. Tout d'abord, d'un point de vue technologique, le dépôt de couches piézoélectriques en film mince doit être maîtrisé et mis en accord avec les techniques d'usinage de surface plus communément utilisées à l'IEMN (technologie 'basse température' et 'haute température'); il apparaîtra que certaines de ces technologies ne sont pas compatibles. Une collaboration avec l'équipe MIMM⁷⁶ a permis d'obtenir le dépôt des couches piézoélectriques PZT⁷⁷. Ensuite, ce système nécessite une électronique de commande pour pouvoir être caractérisé d'un point de vue expérimental.

⁷⁶ MIMM : Matériaux pour l'Intégration en Microélectronique et dans les Microsystèmes. Interlocuteurs : Eric Cattan, Denis Remiens.

⁷⁷ PZT : Plomb Zirconate Titanate.

Dans ce manuscrit sont présentées la conception technologique et électronique du système, avec comme résultats la réalisation du système et les simulations du système d'asservissement. La phase de validation expérimentale n'a pas encore été réalisée, ce qui mènera à présenter des perspectives de test du système.

II.2 Conception

II.2.2 Topologie et aspects technologiques

La topologie du système antirésonance dépend en grande partie des deux filières technologiques employées : la filière des films piézoélectriques PZT (bien maîtrisée au laboratoire MIMM) et celle de la technologie 'basse température' décrite dans la première partie de ce manuscrit. Cette partie présente tout d'abord les limitations imposées par chacune de ces filières et met en avant les choix de topologie et technologiques qui ont été considérés.

La technologie des films piézoélectriques PZT impose cinq conditions. La première concerne le niveau de température atteint lors des diverses étapes de dépôt des différents films. Ainsi, une température de 625°C est nécessaire lors du dépôt de film de PZT, ce qui n'est pas compatible avec la filière de technologie 'basse température' (**1ere Partie, III.5.**). Par conséquent, toutes les étapes de technologie froide devront être réalisées post-dépôt des couches PZT. Deuxièmement, l'activation de la couche piézoélectrique ne peut être assurée que sur des surfaces de dimensions réduites (300 µm de diamètre), limitant alors la taille de la structure à protéger. Par ailleurs, les couches ne doivent plus être soumises à des températures de plus de 600°C après leur activation ; ce fait implique que seule une technologie 'basse température' peut être utilisée pour la définition des niveaux structurels mobiles. Ensuite, l'épaisseur maximale de PZT pouvant être déposée est de 2 µm et la qualité structurale du matériau est mauvaise (grosse taille de grains). Enfin, le coefficient d_{33} ⁷⁸ est environ égal à 100 pm/V.

Les principales étapes du procédé de fabrication de l'actionneur piézoélectrique sont les suivantes. Une couche d'adhérence de 10 nm de titane est déposée, suivie d'une couche de 100 nm de platine pour l'électrode inférieure. Le PZT est ensuite pulvérisé afin de former une

⁷⁸ Coefficient d_{33} : correspond au déplacement généré dans l'axe hors du plan par un actionneur piézoélectrique lorsque soumis à un potentiel électrique. d_{33} est en pm/V

couche de 0-2 μm , puis l'électrode supérieure est enfin déposée : il s'agit dans un premier temps de 10 nm de titane (car stable sur le PZT), puis de 100 nm de platine qui doit servir d'électrode. Une étape de recuit à 625 °C durant 30 minutes permet de cristalliser le dépôt de PZT pour lui donner ses propriétés piézoélectriques.

La filière de la technologie 'basse température' nécessite de ne pas dépasser les 250°C à cause du polymère utilisé comme couche sacrificielle (PMGI). Ainsi, comme expliqué au paragraphe précédent, toutes les étapes de création et définition des niveaux structurels seront réalisées après le dépôt des couches PZT. Par ailleurs, les matériaux utilisés (nitrure PECVD déposé à 200°C, or) ont de mauvaises propriétés d'adhésion. Il est alors nécessaire de prévoir une couche d'adhérence (titane) dans le cas des métaux tels que l'or et d'ôter complètement les films piézoélectriques de matériau tel que le nitrure PECVD afin d'éviter tout décollement du film diélectrique. Par ailleurs, la filière technologique 'basse température' développée à l'IEMN impose une épaisseur maximale de 0,6 μm pour le niveau structurel à cause du gradient de contrainte. Enfin, l'utilisation de la technologie 'basse température' permet de s'affranchir de la mauvaise qualité structurelle du film mince PZT ; en effet, lors du dépôt du polymère PMGI en tant que couche sacrificielle, celui-ci flue et compense donc la rugosité due aux gros grains du matériau piézoélectrique.

Le procédé de fabrication du système complet est indiqué en annexe. Il est à noter que des études de compatibilité entre les deux filières technologiques ont été réalisées, et plus particulièrement au niveau des procédés de gravure (BE.7-1, gravure au plasma, etc.).

Concernant la structure de test, une forme non élémentaire a été choisie afin de ne pas avoir une fréquence de résonance pouvant facilement être assimilée à celle d'une poutre bi ou mono encastrée. Pour ce faire, une structure en H est choisie ; la figure (II-21) montrent les dimensions de cette structure qui sont limitées par les impératifs technologiques imposés par la filière 'couche piézoélectrique'. Des simulations par éléments finis sur CoventorwareTM permettent de déterminer les trois premiers modes de résonance de cette structure, les résultats étant répertoriés sur la figure (II-21).

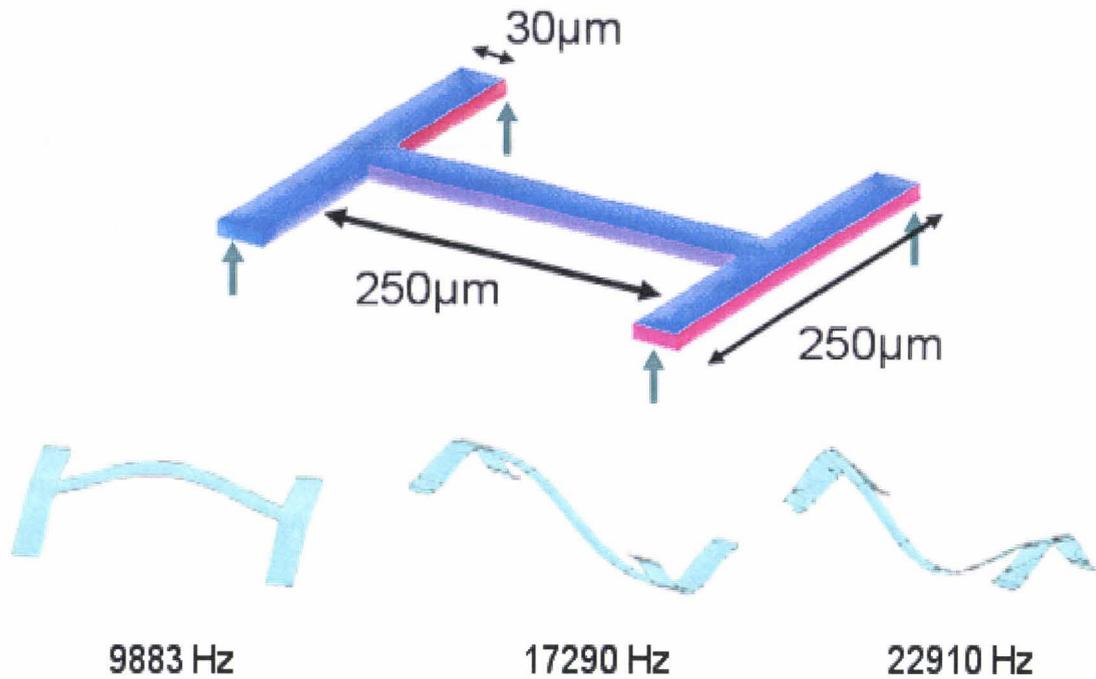


Figure II-21. Paramètre géométrique de la structure de test en H en or; présentation des différents modes et valeurs des fréquences de résonance su premier, second et troisième mode obtenues via des simulations par éléments finis (CoventorwareTM).

Pour chaque mode de résonance de la structure de test, deux capteurs sont utilisés afin que leur fréquence de résonance encadre le mode de résonance de la structure et que les deux spectres fréquentiels se recouvrent. La configuration choisie pour les capteurs consiste en des poutres bi-encastées (afin d'éviter tous problèmes de stiction couramment observés dans le cas de poutres encastrée-libre), avec une électrode enterrée pour effectuer la détection capacitive. Ainsi, connaissant les trois premiers modes de la structure de test (Figure II-21), on détermine la longueur des capteurs à partir de la définition de la fréquence de résonance d'une poutre bi-encastée donnée en équation (62) (Tableau II-5). Enfin, la largeur des structures de détection est fixée à 50 μm pour augmenter la surface en vis-à-vis avec les électrodes tout en limitant le collage de la structure dû à la capillarité.

$$L = \sqrt{\frac{1.03 e}{f}} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (62)$$

L est la longueur de la poutre bi-encastée, E est le module d'Young du matériau structurel, e est l'épaisseur de la poutre et ρ est la masse volumique du matériau structurel. Basé sur ce calcul, le tableau récapitule les propriétés de l'ensemble des capteurs.

Capteur	Longueur	fréquence de résonance
Mode1 fréquence basse	375 μm	9,468 kHz
Mode1 fréquence haute	350 μm	10,929 kHz
Mode2 fréquence basse	285 μm	16,74 kHz
Mode2 fréquence haute	270 μm	18,66 kHz
Mode3 fréquence basse	250 μm	22,00 kHz
Mode3 fréquence haute	240 μm	23,80 kHz

Tableau II-5. Détermination des longueurs des capteurs capacitifs (poutres bi-encastées avec une électrode enterrée) dont les fréquences de résonance encadrent les modes de la structure de test en H.

Deux types de configuration sont étudiés dans ce travail : soit la structure de test est totalement fabriquée sur un actionneur piézoélectrique, soit seuls les pieds de la structures sont sur un actionneur piézoélectrique comme il est observé sur la figure (II-22). La seconde solution présente d'une part l'avantage d'avoir des actionneurs de petites dimensions qui ont plus de chance d'être opérationnels (propriétés des films minces en PZT), et d'autre part les dimensions de la structure de test ne sont pas limitées comme dans la première topologie par le diamètre maximum de l'actionneur qui est imposée. Par contre, cette solution engendre des problèmes de recouvrement de marche qui ne sont pas négligeables (fragilité de la structure).

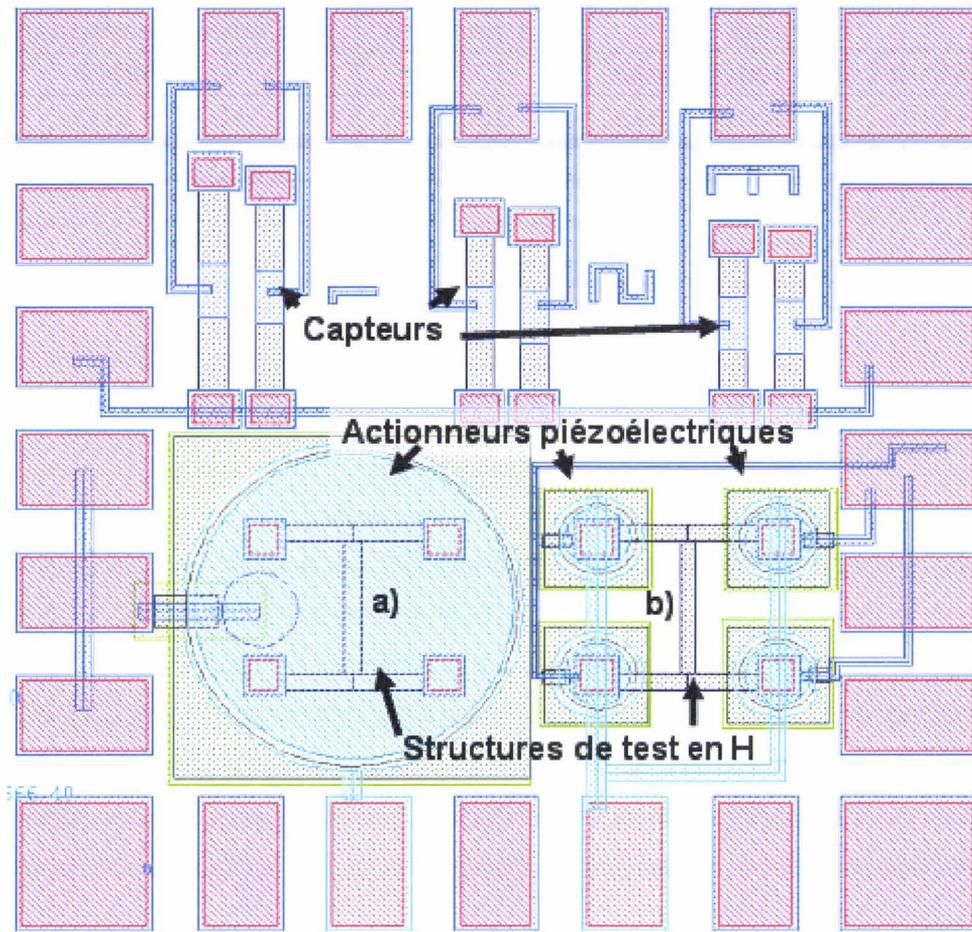


Figure II-22. Topologie du système sur substrat : capteurs, structure de test en H fabriquée entièrement sur un actionneur piézoélectrique (a) et structure de test en H ayant uniquement les encastresments sur actionneur piézoélectrique (b).

Enfin, un dernier choix de conception a été fait. Afin de lier l'électrode supérieure aux plots de polarisation servant pour appliquer un potentiel aux bornes de la couche PZT, un pont est utilisé. Cette approche évite tout court-circuit entre les deux électrodes (Figure II-23) et diminue le phénomène de fatigue mécanique au niveau des angles lors du fonctionnement de la couche piézoélectrique. L'ensemble des niveaux formant les électrodes et la couche piézoélectrique représentant une épaisseur approximative de 2,5 μm , le pont considéré devrait avoir un dénivelé égal à cette épaisseur ; or, une telle possibilité n'est pas envisageable en raison des problèmes de recouvrement de marche. Par conséquent, une cavité est gravée avant tout dépôt pour y déposer l'actionneur piézoélectrique afin que le haut de l'électrode supérieure de l'actionneur soit à la même hauteur que les plots de polarisation, et donc obtenir un dénivelé minimale pour le pont de polarisation (Figure II-23).

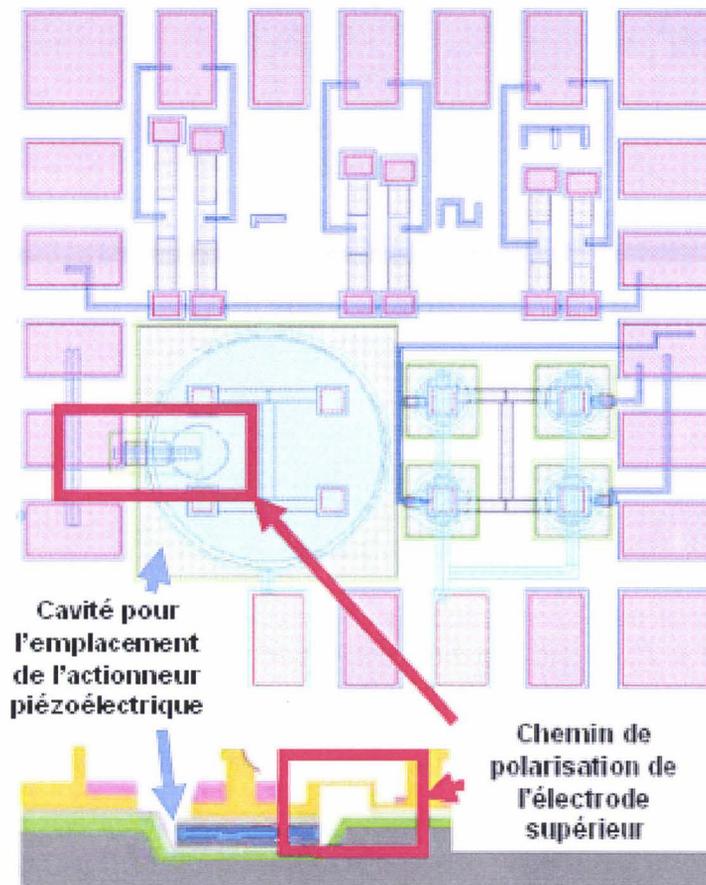


Figure II-23. Pont dans l'air pour la polarisation de l'électrode supérieure de l'actionneur piézoélectrique et cavité dans le substrat pour le dépôt du même actionneur.

Le système vibratoire adaptatif *in situ* a finalement été réalisée dans les locaux du laboratoire MIMM (pour la partie dépôt des couches de l'actionneur piézoélectrique) et à l'IEMN pour la définition des niveaux et le procédé 'basse température' (Figure II-24).

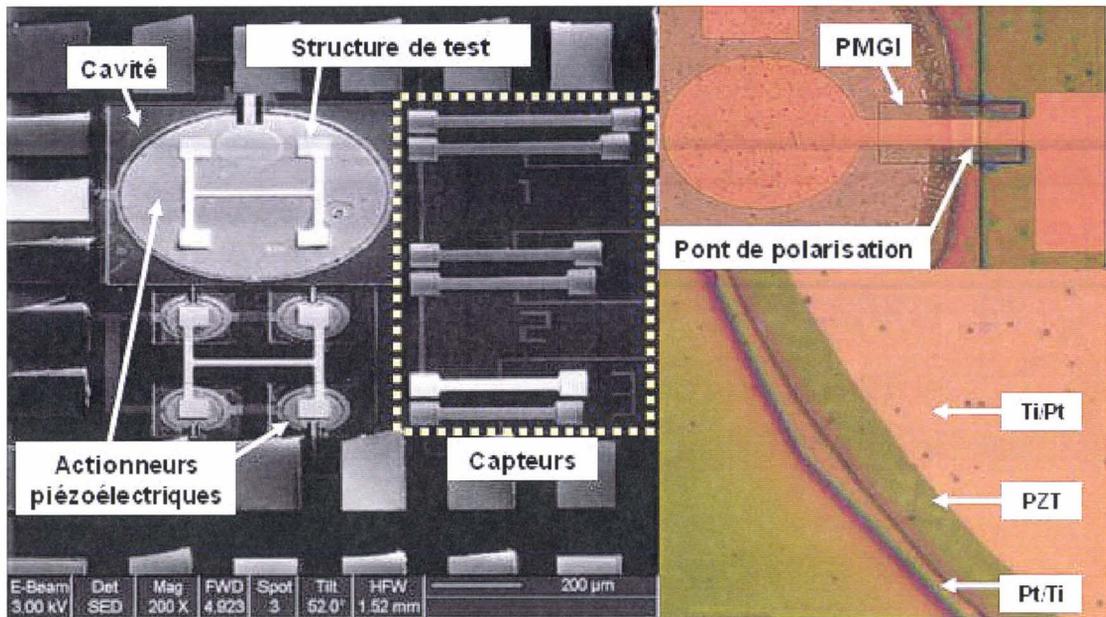


Figure II-24. *Vue au microscope à balayage électronique du système antirésonance avec les structures de test en H, les capteurs, la cavité dans le silicium, le pont de polarisation et les différentes couches (Ti/Pt, PZT, Pt/Ti) constituant les actionneurs piézoélectriques.*

II.2.3 Système d'asservissement de l'actionneur piézoélectrique

Le principe du dispositif d'asservissement est le suivant : lorsque le couple de capteurs (consistant en des poutres bi-encastées polarisées avec une électrode enterrée sous l'élément mobile) vibre, le système d'asservissement le détecte via une mesure capacitive et, selon l'amplitude de vibration du capteur, permet l'actionnement des couches piézoélectriques (Figure II-25). Ainsi, le système d'asservissement évalue si la vibration est dangereuse pour l'objet (résonance mécanique) et permet l'alimentation de l'actionneur piézo-électrique si tel est le cas. La conception de la partie électronique de ce système réside dans la création du système d'asservissement.

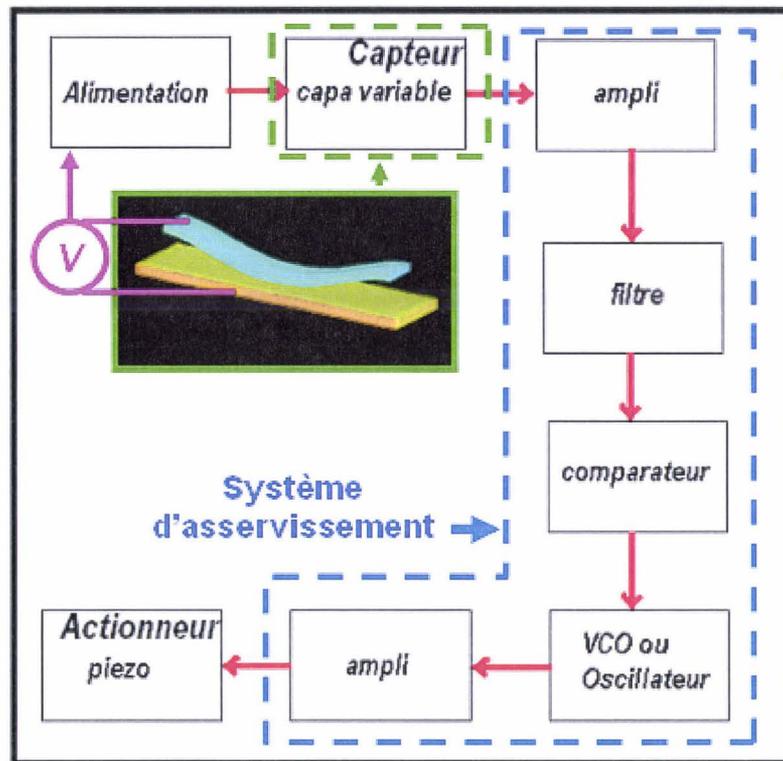


Figure II-25. *Système s'asservissement : polarisation des capteurs, Chaîne de détection et de commande électronique et alimentation de l'actionneur piézoélectrique.*

Le système d'asservissement est basé sur les principes de mesures capacitives classiques dans le domaine des microcapteurs [130]; il est composé de cinq étages (Figure II-25). A l'entrée du système d'asservissement s'ajoute un étage d'alimentation des capteurs couplé à un étage comprenant les capteurs ; en sortie du système se trouve la partie actionnement des couches piézoélectriques.

Concernant l'alimentation des capteurs, elle consiste en une polarisation avec un signal sinusoïdal de modulation d'amplitude constante à haute fréquence (entre 30 KHz et 100 KHz).

Le premier étage du système d'asservissement est un étage d'amplification (Figure II-25) ; cet étage d'amplification est placé à l'entrée de système d'asservissement afin d'amplifier le signal mesuré pour travailler avec un niveau de signal acceptable et s'affranchir du bruit environnant. Ensuite, un détecteur d'enveloppe permet l'obtention de l'enveloppe du signal amplifié, *i.e.* un signal proportionnel aux variations de la valeur de la capacité générée par le capteur résonant; le détecteur doit être paramétré pour ne laisser passer que les oscillations

dues au mouvement des capteurs en résonance. Ainsi, le signal doit être coupé entre 30 kHz et 100 kHz pour supprimer le signal modulant et ne garder que l'enveloppe de ce dernier. Troisièmement, un comparateur permet de déterminer si les amplitudes de vibration ainsi mesurées sont potentiellement dangereuses pour la structure à protéger via une comparaison ; le cas échéant, la sortie du comparateur change d'état, et commande une source de courant qui alimente un oscillateur (VCO⁷⁹) L,C . Les valeurs de L et de C vont permettre de fixer arbitrairement la fréquence désirée (mode 2 ou supérieur) pour l'excitation du piézoélectrique. Par ailleurs, un circuit (monostable) sera inséré entre le comparateur et l'oscillateur afin de maintenir le signal de commande du circuit L,C . Enfin, un dernier étage d'amplification de puissance amène le signal généré au niveau de tension nécessaire à l'actionnement des couches piézoélectriques.

Concernant la simulation du montage complet sur SpiceTM, il ne peut être réalisé en raison de la taille du circuit. Néanmoins, il est tout de même possible d'effectuer une simulation en intégrant le comparateur au circuit d'alimentation des couches piézoélectriques. Un exemple de résultats de simulation est donné en figure (II-26); les oscillations démarrent effectivement à partir de la tension de seuil fixée, ce qui mène à la conclusion que le montage effectue sa tâche. Enfin la figure (II-27) montre l'évolution de la tension à la sortie du système d'asservissement lorsqu'une résonance est détectée ; le principe de fonctionnement du système d'asservissement envisagé semble correct. Par ailleurs, le circuit électronique du système d'asservissement a été réalisé.

⁷⁹ VCO : Voltage Control Oscillator, ou oscillateur contrôlé par une tension.

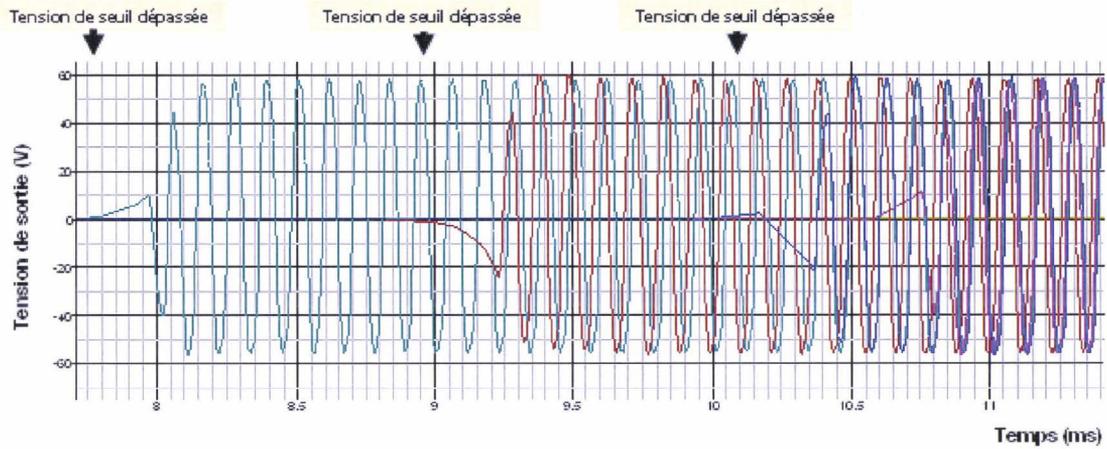


Figure II-26. Tension de sortie du système d'asservissement en fonction du temps ; obtention d'un signal de 10 KHz chaque fois que la tension de seuil est dépassée.

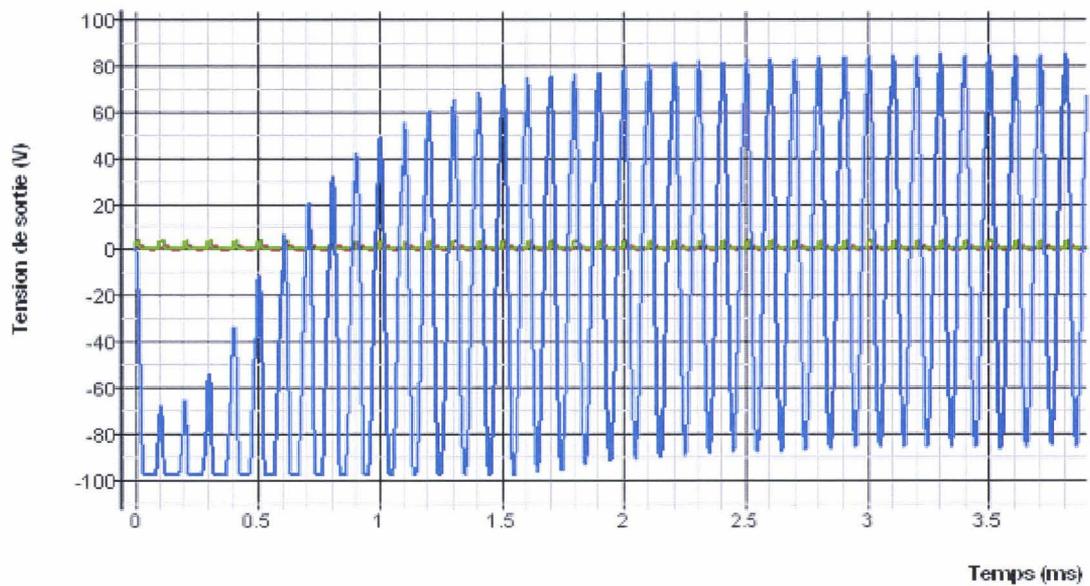


Figure II-37. Signal de sortie du circuit lorsque une résonance mécanique est détectée sur un capteur capacitif.

II.3 Perspectives

Le test du dispositif est la prochaine étape de ce travail. Chaque élément (structure mécanique, système d'asservissement, etc.) devra d'abord être testé indépendamment afin de cibler les éventuelles défaillances (contact entre les électrodes de l'actionneur piézoélectrique, disfonctionnement de l'asservissement, etc.). Ensuite tous les éléments devront être connectés. La première étape du test de validation consiste à exciter l'ensemble du substrat afin

d'atteindre la résonance de la structure de test, une technique OBD (**1ere Partie IV.1.2.6**) étant utilisée pour déterminer la résonance. Ensuite, une fois le système d'asservissement inséré, le système sera validé si la résonance de la structure de test ne peut plus être détectée avec la technique OBD, ou si les valeurs des amplitudes de vibrations sont moins importantes. La phase de validation va nécessiter beaucoup de mise au point en raison de plusieurs paramètres dont nous pouvons citer certains : l'erreur sur les dimensions (sous gravure) et les paramètres intrinsèques au matériau (module d'Young, contraintes résiduelles), les problèmes de recouvrement de marche, etc.

Le système présenté permettra au mieux de perturber la résonance mécanique, et non d'annihiler complètement le phénomène. L'utilisation du principe d'antirésonance, qui garantirait la stabilité de la structure à protéger, nécessitera la détection de la phase des vibrations, de la réelle fréquence de résonance et des amplitudes de déplacement du substrat; une version améliorée du système proposé serait alors à concevoir pour obtenir un système d'antirésonance optimisé. Enfin, l'utilisation d'un capteur de vibration à réponse linéaire sur une large bande de fréquence sera étudiée.

V. Conclusion

Cette seconde partie a permis une approche des mécanismes de défaillances en régime dynamique différente de celle étudiée dans la première partie ; en effet, la cause des dégradations n'est plus le phénomène de fatigue, mais des sollicitations extérieures (vibrations, chocs) qui induisent un comportement non-linéaire des structures libérées. Or, les phénomènes non-linéaires peuvent être modélisés. Ainsi, les paramètres influant sur la défaillance d'une structure peuvent être identifiés à travers les équations, et non expérimentalement comme dans la première partie. Par contre, il apparaît qu'un modèle théorique est propre à une seule configuration : une poutre en flambement ou une poutre non flambée ne peuvent être modélisées de la même manière.

La première étape de cette seconde partie a concerné le phénomène de 'snap-through', qui est un phénomène vibratoire non-linéaire pouvant mener à la destruction totale d'une structure comportant des poutres bi-encastées en flambement. Différentes hypothèses et étapes de calcul ont permis de déterminer les facteurs critiques sur ce phénomène (amplitude des vibrations extérieures, amortissement) et définir les zones de stabilité et d'instabilité ('snap-through') du système en régime dynamique. Une validation préliminaire du modèle a aussi été réalisée. La seconde étape se proposait d'aborder le problème des chocs pour des structures de type micropont encapsulé. Le problème a nécessité d'utiliser les théories linéaires et non-linéaires pour obtenir les conditions pré-chocs (vitesse et accélération) permettant d'éviter l'impact/collage/déformation plastique de la structure. Cette étude a mis en avant qu'une structure microsysteme encapsulée était soumise à des accélérations induites très élevées. Enfin, la troisième étape est une perspective sur les matériaux adaptatifs pour les microsystemes, utiles pour compenser les sollicitations extérieures telles que les vibrations ou les chocs. Il s'agit ici d'une étape intermédiaire, consistant en la présentation des approches conceptuelles du projet, tant au niveau technologique que système (asservissement). La réalisation du système adaptative vibratoire a été faite, mais celui-ci nécessite une phase de caractérisation afin de valider les premières étapes du projet.

Cette partie du travail de recherche se veut un complément de l'étude expérimentale menée dans la première partie, afin d'explorer tous les aspects du problème de la fiabilité.

VI. Références Bibliographiques

- [91] Jörg Bagdahn, William N. Sharpe, Jr., et Osama Jadaan
Fracture Strength of Polysilicon at Stress Concentrations
Journal of Microelectromechanical Systems, (2003), Vol. 12, pp. 302-312
- [92] W. Y. Tseng, et J. Dugundji
Nonlinear vibrations of a buckled beam under harmonic excitation
Journal of Applied Mechanics, (1970), pp. 292-297
- [93] E.W. Becker, W. Ehrfeld, P. Hagemann, A. Maner, et D. Münchmeyer
Fabrication of Microstructures with high aspect ratio and great structural heights by synchrotron radiation lithography, galvanorforming, and plastic molding (LIGA process)
Microelectronic Engineering, (1986), Vol. 4, pp. 35-56
- [94] A. Bertsch, H. Lorentz, et P. Renaud
Combining microstereolithography and thick resist UV lithography for 3D microfabrication
MEMS Conference, Germany, (1998), pp. 18-23
- [95] E. Quévy, L. Buchaillet, P. Bigotte, et D. Collard
3D self-assembling and actuation of electrostatic micro-mirrors
ESSDERC conference, (2000), pp. 329-332
- [96] M.C. Wu, L. Y. Lin, S. S. Lee et K. S. J. Pister
Microfabricated free space integrated micro-optics
Sensors & Actuators : A, (1995), Vol. 50, pp. 127-134
- [97] N.C. Tien, O. Solgaard, M.H. Kiang, N.J. Daneman, K.Y. Lau, et R.S. Muller
Surface Micromachined mirrors for laser beam positioning
Sensors & Actuators : A, (1996), Vol. 52, pp. 76-80
- [98] E. Smela, O. Inganä, et I. Lundströ
Controlled folding of micrometer-size structures
Science, 1995, Vol. 268, pp. 1735-1738
- [99] I. Shimoyama, O. Kano, et H. Miura
3D microstructures folded by Lorentz forces
MEMS Conference, (1998), pp. 25-29
- [100] R. R. A. Syms, et E. Y. Yeatman
Self-assembly of fully three-dimensional microstructures using rotation by surface tension forces
Electronics Letter, (1993), Vol. 29, pp. 662-664
- [101] R. R. A. Syms
Self-assembled 3D silicon microscanners with self-assembled electrostatic drives

- Photonics Technical Letter, (2000), Vol.12, pp. 1519-1521
- [102] R. R. A. Syms
Surface tension powered self-assembly of 3D micro-optomechanical structures
Journal of MicroElectroMechanical Systems, (1999), Vol. 8, pp. 448-455
- [103] R. R. A. Syms, C. Gormley, et S. Blackstone
Improving yield, accuracy an complexity in surface tension self-assembled MOEMS
Sensors & Actuators : A, (2001), pp. 273-283
- [104] W. Fang, et J.A. Wickert
Postbuckling of micromachined beams
MEMS Conference, Japan, (1994), pp. 182-187
- [105] E. J. Garcia
Microflex mirror and instability actuation technique
MEMS Conference, (1998), pp. 470-475
- [106] L. Fan, M. C. Wu, K. D. Choquette, et M.H. Crawford
Self-assembled microactuated XYZ stage for optical scanning and alignment
International Conference on Solid-State Sensors & Actuators, USA, (1997), pp. 319-322
- [107] G. M. Rebeiz
RF MEMS: Theory, design, and technology
Wiley, 2003
- [108] G. M. Rebeiz
RF MEMS switches: status of the technology
Transducer 03, USA, (2003), pp. 1726-1729
- [109] S. J. Cunningham, D. G. McIntyre, J.S. Carper, P.D. Jaramillo, et W.Tang
Microstructures designed for shock robustness
SPIE Proceedings, (1996), Vol. 2880, pp. 99-107
- [110] G. X. Li, et F.A. Shemansky Jr.
Drop test and analysis on micro-machined structures
Sensors & Actuators : A, (2000), pp. 280-286
- [111] E. Thielicke, et E. Obermeier
Microactuators and their technologies
Mechatronics, (2000), Vol. 10, pp.431-455
- [112] S. K. Kim, C.-S. Kim, K. W. Lee, et S. Y. Lee
Piezoelectric and electrical properties of PZT-PSN thin film ceramics for MEMS applications
Materials Science in Semiconductor Processing
- [113] E. Defay, C. Millon, C. Malhaire, et D. Barbier



- PZT thin films integration for the realisation of a high sensitivity pressure microsensor based on a vibrating membrane*
Sensors and Actuators : A, (2002), Vol. 19, pp. 64–67
- [114] D.F. Bahr, J.S. Robach, J.S. Wright, L.F. Francis, et W.W. Gerberich
Mechanical deformation of PZT thin films for MEMS applications
Materials Science and Engineering, (1999), Vol. 259, pp. 126–131
- [115] J. Qiu, J.H. Lang, et A.H. Slocum
A centrally-clamped Parallel-Beam Bistable MEMS mechanism
MEMS Conference, Switzerland, (2001), pp 353-356
- [116] M. Vangbo
An analytical analysis of a compressed bistable buckled beam
Sensors & Actuators : A, (1998), pp. 212-216
- [117] M. Vangbo, et Y. Bäcklund
A lateral symmetrically bistable buckled beam
Journal of Micromechanical and Microengineering, (1998), pp. 29-32
- [118] J. S. Humphreys
Dynamic Snap Buckling of Shallow Arches
American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal, (1966), pp.878-886
- [119] M. H. Lock
Snapping of a Shallow Sinusoidal Arch Under a Step Pressure Load
American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal, (1966), pp. 1249-1256
- [120] E. Mettler
Stability and Vibration Problems of Mechanical Systems Under Harmonic Excitation
International Conference on Dynamic Stability of Structures, USA, (1965), pp. 169-188
- [121] G. B. Min, et J.G. Easley
Nonlinear vibrations of buckled beams
Journal of Engineering for Industry, (1972), pp. 637-646
- [122] A.H. Nayfeh, et W. Kreider
Investigation of natural frequencies and modes Shapes of Buckled beams
American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal, (1995), pp. 1121
- [123] L. Nicu, et C. Bergaud
Experimental and theoretical investigations on nonlinear resonances of composite buckled microbridges
Journal of Applied Physics, (1999), Vol. 86
- [124] O. Millet
Détermination des caractéristiques mécaniques d'alliage à mémoire de forme à l'état de film mince
Mémoire, Diplôme d'Etudes Approfondies, (2000)

- [125] T. Wah
The Normal Modes of Vibration of Certain Nonlinear Continuous Systems
Journal of Applied Mechanics, (1964), pp. 139-140
- [126] W-Y. Tseng, et J. Dugundji
Nonlinear vibrations of a buckled beam under harmonic excitation
Journal of Applied Mechanic, (1971), pp. 467-476
- [127] T. G. Brown, et B. Davis
Dynamic high-G loading of MEMS sensors: ground and flight testing
Proceeding SPIE, (1998), Vol. 3512, pp. 228-235
- [128] D. M. Tanner, J. A. Walraven, K. Helgesen, L. X. Irwin, F. Brown, N. Smith, et N. Masters
MEMS reliability in shock environment
IEEE IRPS, USA, (2000), pp. 129-138
- [129] G. X. Li, D. Koury, G. Courtney, et F. Shemansky
Modeling and experimental observation of drop testing of micro-machined structures
Proceedings of EuroSensor, Netherlands, (1999), pp. 411
- [130] S. D. Senturia
Design for MEMS
Book, Edition KAP, (2000), pp. 249-259
- [131] V. T. Shrikar, et S. D. Senturia
The Design and Analysis of Shock Resistant Microsystems (MEMS)
International Conference on Solid-State Sensors & Actuators, Germany, (2001), pp. 1370-1373
- [132] A. Hartzell, et D. Woodilla
Reliability Methodology for Prediction of Micromachined Accelerometer Stiction
Proceeding IEEE IRPS, USA, 1999, pp. 202-205
- [133] K. Ramajeyathilagam, C. P. Vendhan, et V. Bhujanga Rao
Non-linear transient dynamic response of rectangular plates under shock loading
International Journal of Impact Engineering, (2000), pp. 999-1015
- [134] F. E. H. Tay, J. Xu, et V. J. Logeeswaran
A differential capacitive low-g microaccelerometer with mg resolution
Sensors & Actuators : A, (2000), pp. 45-51
- [135] W. C. Young
Formulas for stress and strain
ROARK'S, pp. 162-174
- [136] M. Géradin, et D. Rixen
Théorie des vibrations, application à la dynamique des structures.
Masson, Physique Fondamentale et Appliquée, pp. 58

CONCLUSION GENERALE

Ce mémoire s'insère dans un axe de recherche portant sur les technologies microsystèmes à base de micro-usinage de surface, à partir desquelles des mécanismes de défaillances de dispositifs élémentaires ont été étudiés théoriquement et expérimentalement.

Dans la première partie, des bancs de test *in situ* en matériau polycristallin ont été conçus et fabriqués afin de découvrir et d'étudier les mécanismes d'endommagement dus à un actionnement cyclique. Le principe des bancs de test conçus consiste à appliquer cycliquement une sollicitation élémentaire (traction, flexion ou torsion) sur une structure élémentaire, typiquement une poutre bi-encastrée ; les forces électrostatiques sont utilisées pour actionner les structures de test. Suite à la phase de conception, une analyse par éléments finis a mis en avant qu'il était difficile d'appliquer indépendamment chaque sollicitation élémentaire en raison de la faible distance entre les électrodes enterrées et les structures. Une seconde phase a consisté à fabriquer des structures de test en polysilicium dopé *in situ*, en polysilicium dopé par diffusion et en or. Pour chacun des procédés de fabrication, des optimisations ont été réalisées tant au niveau des matériaux que du dispositif (fragilisations mécaniques). Par ailleurs, une technologie multi-niveaux a été mise en place ; de celle-ci a découlé une application directe aboutissant à la fabrication d'une pince actionnée électrostatiquement. Les structures de test ont par la suite été caractérisées en mode statique afin de déterminer les propriétés de chaque matériau structurel, d'éliminer les structures endommagées et d'accéder à des données environnementales. Une fois cette étape réalisée, les différents bancs de test *in situ* sont actionnés cycliquement et caractérisés périodiquement dans des conditions environnementales différentes ; une chambre de test sous vide est utilisée pour accéder à un vide primaire. La caractérisation consiste à déterminer soit la fréquence de résonance (vibrométrie), soit la raideur (mesure mécanique à l'AFM ou mesure de la tension d'effondrement) des structures de test; les différentes méthodes de caractérisation ont été comparées. Les résultats de caractérisation ont permis de comprendre le phénomène de fatigue pour des matériaux polycristallins : l'évolution de la raideur de la structure en fonction du nombre de cycles de fonctionnement peut être décrite en la succession de deux pics et d'une phase de stabilité. L'existence d'une relation entre la fréquence de résonance de structures sollicitées en flexion et le phénomène de fatigue a été aussi démontrée, permettant d'élaborer un modèle phénoménologique pour la prédiction du phénomène de fatigue avec une erreur de 20 %. Par ailleurs, l'influence des conditions environnementales et du niveau

de contraintes appliqué sur la vitesse d'apparition des pics a été analysée. Enfin, des études portant sur l'influence du recouvrement de marche ou la propagation d'une fissure dans le matériau structural ont été réalisées via des caractérisations AFM (changement de topographie de surface) ou au microscope à balayage électronique. Cette première partie a permis de mieux comprendre le phénomène de fatigue pour des matériaux polycristallins, et permettra de mettre en place de nouvelles règles de conception pour la fabrication de microdispositifs constitués d'éléments simples tels que des microcommutateurs RF ou des résonateurs électromécaniques utilisés dans la téléphonie mobile.

La seconde partie porte sur les mécanismes d'endommagement liés aux phénomènes non-linéaires en régime dynamique. Plus précisément, cette étude s'est attachée à explorer les défaillances causées par les vibrations extérieures et les chocs, et à tenter de proposer une solution pour contrer les vibrations extérieures pour un système embarqué. En effet, les structures obtenues par micro-usinage de surface présentent une faible raideur dans le plan normal au substrat, facilitant ainsi l'apparition des phénomènes non-linéaires lorsque les dispositifs soumis à une sollicitation extérieure. Le comportement dynamique non-linéaire engendre des amplitudes de déplacement des structures mobiles maximales, pouvant induire le collage de la structure ou le non respect des spécifications inscrites dans le cahier des charges du composant. Ainsi, dans une première étape le phénomène de 'snap-through' est abordé : une poutre bi-encastree en flambement hors du plan faisant partie d'un système d'optique adaptative peut, sous l'effet de vibrations extérieures, s'effondrer et donc se coller. Pour chaque fréquence d'excitation, le modèle mis en place permet de déterminer la valeur minimale des amplitudes de vibrations extérieures induisant des instabilités dans le système ; une validation préliminaire du modèle a été réalisée. Dans une seconde étape, la réponse dynamique d'une poutre bi-encastree encapsulée dans un boîtier soumis à un choc (sur ou sous la structure) est étudiée ; le modèle établi détermine les conditions pré-choc (vitesse, accélération du boîtier) évitant la dégradation de la structure lors du choc. Enfin, une approche conceptuelle d'un système vibratoire adaptatif a été présentée. Une structure à protéger est fabriquée sur des couches piézo-électriques ; celles-ci sont actionnées pour perturber la résonance mécanique de la structure à protéger lorsque des capteurs résonants détectent des vibrations extérieures dont la fréquence d'excitation est égale à la fréquence de résonance. Les choix de conception sont exposés dans le cas de la réalisation technologique et du système d'asservissement électronique (détection, alimentation des couches piézoélectriques) ; enfin, le procédé technologique a été mis en place, la phase de test restant à

mettre en œuvre. Les deux premières phases de cette partie ont fait apparaître que l'étude des phénomènes non-linéaires doit être faite au cas par cas en raison de la variété des topologies existantes et de la diversité des types de perturbations extérieures. La troisième étape est une perspective sur des systèmes adaptatifs pour contrer les perturbations extérieures, qui est une étape intermédiaire avant d'aborder un système basé sur le principe d'antirésonance (nécessitant la détection de la phase, de la fréquence d'excitation et de la force des amplitudes des vibrations extérieures).

Le contexte de ce travail de thèse a montré ainsi l'aspect pluridisciplinaire de l'étude de la fiabilité des microsystèmes; une approche expérimentale, physique, électronique et mécanique sont nécessaires pour avoir une vision globale de chaque mécanisme de défaillance. Ce travail se veut d'apporter des résultats précurseurs dans la thématique de la fiabilité des microsystèmes, comme la mise en place d'un système prédictif pour l'évolution de la raideur d'une structure bi-encastree sollicitée en flexion en fonction du nombre de cycles de fonctionnement, utile dans le domaine des télécommunications (microponts pour commutateurs ou résonateurs). Aujourd'hui, l'étude de la fiabilité des microsystèmes prend toute son ampleur dans le contexte actuel qu'est la commercialisation des composants MEMS.

Le lecteur trouvera en annexes respectivement, les scripts ANSYSTM qui ont été utilisés pour les calculs de déformations, les étapes des procédés de fabrication du système adaptatif vibratoire et la liste des principales publications, communications et collaborations auquel ce travail a donné lieu.

ANNEXE 1.

Listing du programme implémenté sous ANSYS™ pour la simulation sans étape de remaillage de déformation de structures de type poutre actionnées électrostatiquement.

1) Simulation dans le cas d'une poutre encastrée-libre en polysilicium.

```
finish
/clear,start
/prep7
/units,mks                ! Unités SI
/title,Cantilever (Polysilicium)
csys,0                    ! Coordonnées cartésiennes

!*****
! Eléments-matériaux
!*****

et,1,82,,,2              ! Solide structure pour la poutre
et,2,121                 ! Solide électrostatique pour le vide
emunit,epzro,8.854e-6    ! Permittivité du vide, unités  $\mu\text{MKSV}$ 
mp,perx,2,1              ! Permittivité du vide
mp,ex,1,198e3           ! Module d'Young ( $\mu\text{N}/\mu\text{m}^2$ )
mp,nuxy,1,0.22         ! Coefficient de Poisson

!*****
! Données (um)
!*****

l=150                    ! Longueur de la poutre
ep1=2                   ! Epaisseur de la poutre
ep2=0.35                ! Epaisseur de l'électrode
h=2.35                  ! Intervalle poutre-électrode
x=10                    ! Marge du vide (axe x)
y=10                    ! Marge du vide (axe y)
voltfin=70              ! Potentiel maximal
voltpas=10              ! Pas pour le potentiel
i=0
j=voltfin/voltpas
voltage=0                ! Potentiel initial à 0

!*****
! Modélisation géométrie
!*****

rectng,0,l,0,ep1        ! Modélisation de la poutre
rectng,0,l,-h,-h-ep2   ! Modélisation de l'électrode
rectng,-x,l+x,ep1+y,-h-ep2-y ! Modélisation du vide
aovlap,all

!*****
! Maillage
!*****
```

```

smrtsiz,2

type,1
mat,1
amesh,1                                ! Maillage de la poutre

type,2
mat,2
mshape,1
amesh,4                                ! Maillage du vide

*do,i,1,j,1

et,2,121
et,1,0                                ! Annule l'élément 1 (poutre)

finish

!*****
! Calcul électrostatique
!*****

/solu
voltage=voltage+voltage

asel,s,area,,1                        ! Potentiel sur la poutre
!sla,s
!dl,all,,volt,0
!sfl,all,mxwf                          ! surface de Maxwell
!allsel,all

asel,s,area,,2                        ! potentiel sur l'électrode
!sla,s
!dl,all,,volt,voltage
!allsel,all

!swrite,i
!*enddo
!ssolve,1,i                            ! Résolution électrique
!finish

!*****
! Calcul structurel
!*****

/prep7
et,1,82,,,2                            ! Rétabli l'élément 1 (poutre)
et,2,0                                ! Annule l'élément 2 (vide)

finish
/solu
*do,i,1,j,1
!dread,forc,i,,,,,rth                  ! Lecture des forces magnétiques résultantes du calcul
! électrique
!dl,4,,all,0                           ! Blocage de l'extrémité de la poutre
!swrite,i
!*enddo
!ngeom,on

```

```
Issolve,1,i ! Résolution structurelle
/post1
```

```
! Listing Déplacement
```

```
nsort,u,sum,1,1
*get,Depmax,sort,0,max
nset,s,u,sum,Depmax
*get,Nnum1,node,0,num,max
allset,all
```

```
! Listing Contraintes
```

```
nsort,s,eqv,1,1
*get,Contmax,sort,0,max
nset,s,s,eqv,Contmax
```

```
*get,Nnum2,node,0,num,max
nset,s,,,Nnum2
esln,s
esel,r,type,,1
*get,Enum2,element,0,num,max
allset,all
```

```
/post26
```

```
nsol,2,Nnum1,u,y,Deplacement
esol,3,Enum2,Nnum2,s,eqv,Contrainte
```

```
prtime,0,i
prvar,2,3
```

2) Simulation dans le cas d'une poutre bi-encastée en polysilicium.

```
finish
/clear,start
/prep7
/units,mks ! Unités SI
/title,Cantilever (Polysilicium)
csys,0 ! Coordonnées cartésiennes

|*****
! Eléments-matériaux
|*****

et,1,82,,2 ! Solide structure pour la poutre
et,2,121 ! Solide électrostatique pour le vide

emunit,epzro,8.854e-6 ! Permittivité du vide, unités μMKSV
mp,perx,2,1 ! Permittivité du vide

mp,ex,1,198e3 ! Module d'Young (μN/μm²)
mp,nuxy,1,0.22 ! Coefficient de Poisson

|*****
! Données (um)
|*****
```

```

l=350                                ! Longueur de la poutre

ep1=2                                 ! Epaisseur de la poutre
ep2=0.35                              ! Epaisseur de l'électrode

h=2.35                                ! Intervalle poutre-électrode

x=10                                  ! Marge du vide (axe x)
y=10                                  ! Marge du vide (axe y)

voltfin=25                            ! Potentiel maximal
voltpas=5                             ! Pas pour le potentiel

i=0
j=voltfin/voltpas

voltage=0                             ! Potentiel initial à 0

!*****
! Modélisation géométrie
!*****
rectng,0,l,0,ep1                      ! Modélisation de la poutre
rectng,0,l,-h,-h-ep2                 ! Modélisation de l'électrode

rectng,-x,l+x,ep1+y,-h-ep2-y        ! Modélisation du vide
aovlap,all

!*****
! Maillage
!*****

smrtsiz,2

type,1
mat,1
amesh,1                               ! Maillage de la poutre

type,2
mat,2
mshape,1
amesh,4                               ! Maillage du vide

*do,i,1,j,1
/prep7
et,2,121
et,1,0                                ! Annule l'élément 1 (poutre)
finish

!*****
! Calcul électrostatique
!*****

/solu
voltage=voltage+voltpas

asel,s,area,,1                       ! Potentiel sur la poutre
lsla,s
dl,all,,volt,0
sfl,all,mxwf                          ! Surface de Maxwell

```

```

allsel,all

asel,s,area,,2           ! potentiel sur l'électrode
!sla,s
dl,all,,volt,voltage
allsel,all

!swrite,i
*enddo
!ssolve,1,i             ! Résolution électrique
finish

!*****
! Calcul structurel
!*****

/prep7
et,1,82,,,2           ! Rétabli l'élément 1 (poutre)
et,2,0                ! Annule l'élément 2 (vide)
finish
/solu
*do,i,1,j,1
!dread,forc,i,,,,rth  ! Lecture des forces magnétiques résultantes du calcul
!                      électrique

dl,2,,all,0
dl,4,,all,0           ! Blocage de l'extrémité de la poutre
!swrite,i
*enddo
n!geom,on
!ssolve,1,i           ! Résolution structurelle
/post1

! Listing Déplacement

nsort,u,sum,1,1
*get,Depmax,sort,0,max
n!sel,s,u,sum,Depmax
*get,Nnum1,node,0,num,max
allsel,all

! Listing Contraintes

nsort,s,eqv,1,1
*get,Contmax,sort,0,max
n!sel,s,s,eqv,Contmax

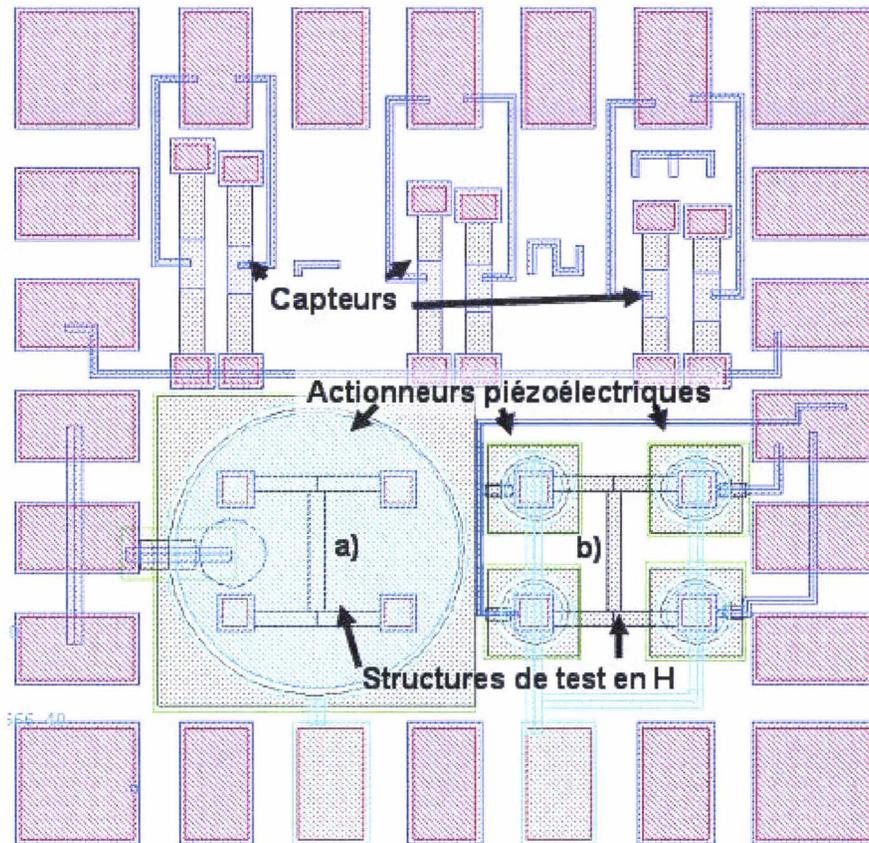
*get,Nnum2,node,0,num,max
n!sel,s,,,Nnum2
es!n,s
es!el,r,type,,1
*get,Enum2,element,0,num,min
allsel,all

finish
/post26
nsol,2,Nnum1,u,y,Deplacement
esol,3,Enum2,Nnum2,s,eqv,Contrainte
prtime,0,i
prvar,2,

```


Annexe 2.

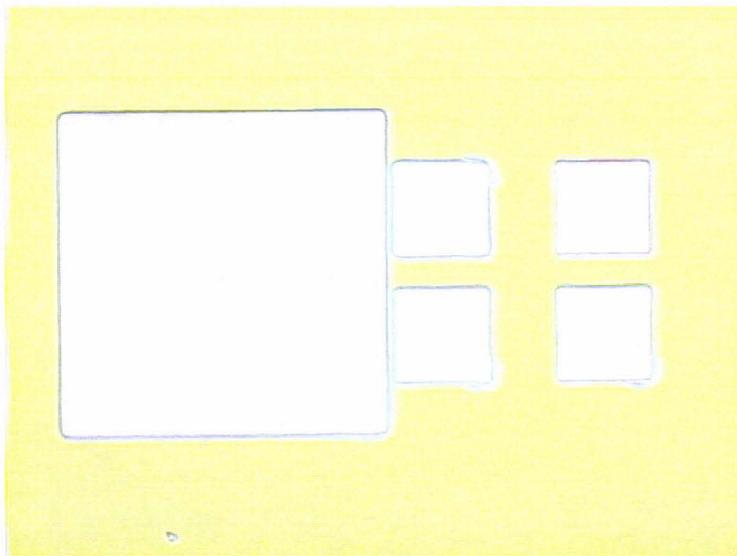
Description détaillée du procédé 'actionneurs piézoélectriques' et 'basse température' de micro-usinage de surface.



Layout du micro-système.

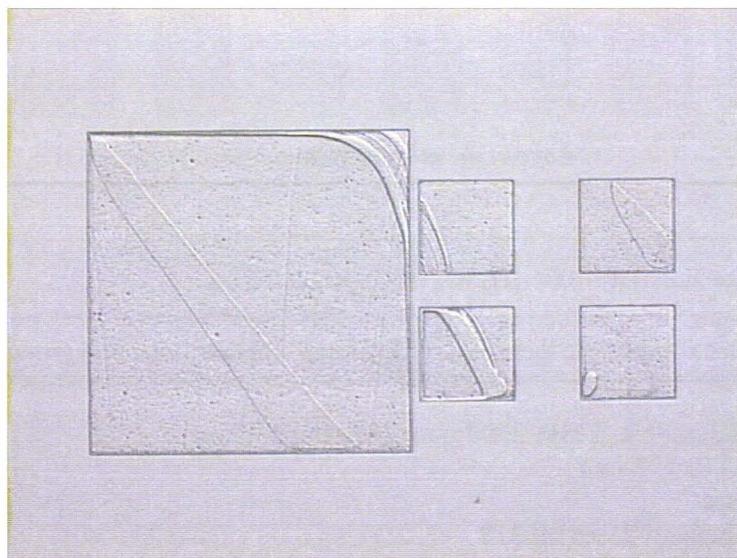
1	Nettoyage substrat <100> ($H_2SO_4+H_2O_2$) puis BE7-1.
2	Croissance d'un oxyde thermique (3500Ang). <i>Masque pour une gravure KOH.</i>
3	Photolithographie, S1818 2500 rpm /2500 rmp ² /12sec Prebake 110°C 1 min UV 8,2 sec Développement 25sec MF319 Postbake 120°C 3min. <i>Masque pour une attaque chimique d'oxyde.</i>
4	Ouverture dans l'oxyde via attaque BE7-1. <i>Accès au silicium pour le KOH.</i>

5	Nettoyage résine (acétone+alcool). <i>Pour enlever le masque de résine.</i>
---	---



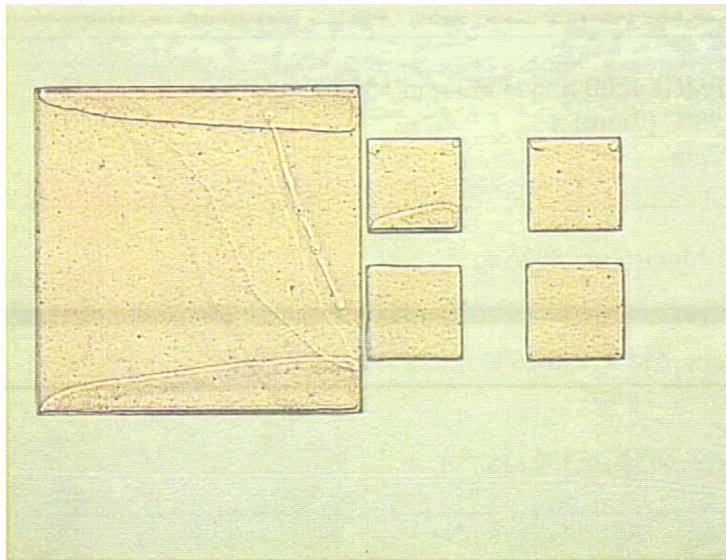
(Etape 5)

6	Attaque KOH 80°C, 2min30 pour 2,3 μ m et attaque BE7-1. <i>Gravure des cavités et destruction du masque d'oxyde.</i>
---	--



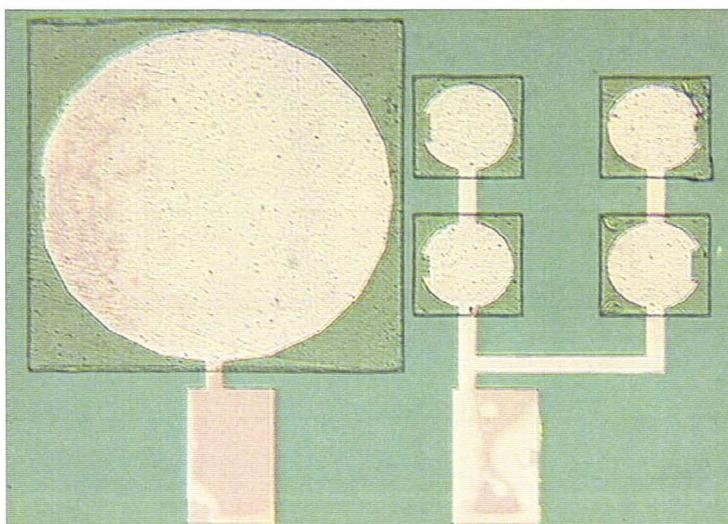
(Etape 6)

7	Croissance d'un oxyde thermique (3500Ang). <i>Film diélectrique pour éviter les courants de fuites dans le substrat.</i>
---	--



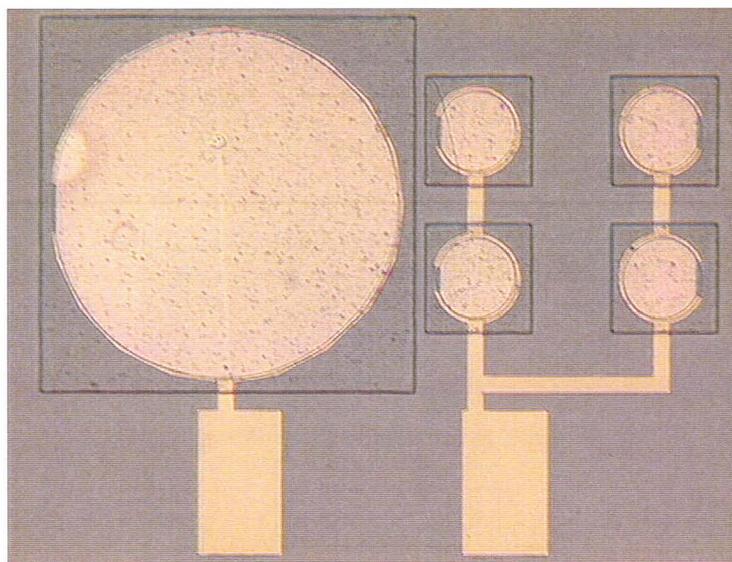
(Etape 7)

8	Photolithographie S1828 2500 rpm /2500 rmp ² / 12sec Prebake 110°C 1min UV 8,2 sec Développement 35sec MF319. <i>Moule pour le lift-off.</i>
9	Dépôt Ti/Pt.
10	Lift-off, remover 1165 + ultrasons.
11	Recuit 650°C.



(Etape 11)

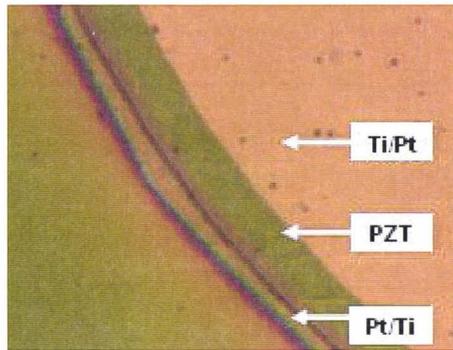
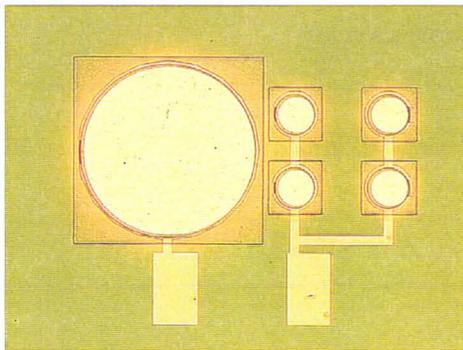
12	Spinning PMGI 4800 rpm /5000 rpm ² / 35sec Prebake 190°C [7min] x 2 épaisseur 2µm.
13	Sputtering Aluminium 500Ang.
14	Photolithographie S1818 2500 rpm/2500 rpm ² / 12sec Prebake 110°C 1min UV 10,2sec Développement 25sec MF319.
15	Attaque BE7-1 de l'Aluminium.
16	Gravure de la PMGI: Plasma O ₂ (20sccm), 200W sur 8 oscillations Puis plasma O ₂ (40 sccm) 40W sur 1,5 oscillations. <i>Moule pour le lift-off.</i>
17	Nettoyage du masque: Insolation totale UV 30sec, MF319 30sec, BE7-1.



(Etape 17)

18	Dépôt PZT 2µm.
19	Lift off, remover EBRPG + ultrasons.

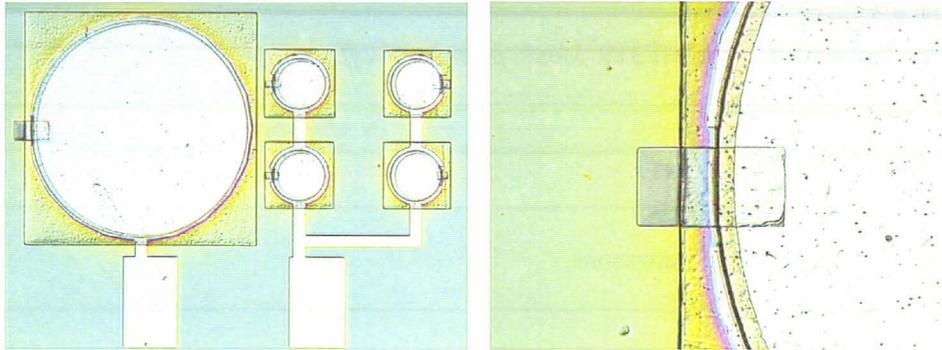
20	Recuit 625°C. Photolithographie S1828 2500 rpm/2500 rpm ² / 12sec Prebake 110°C 1 min UV 8,2 sec Développement 35sec MF319. <i>Moule pour le lift-off.</i>
22	Dépôt Ti/Pt.
23	Lift-off remover 1165+ultrasons.
24	Recuit 500°C.



(Etape 24)

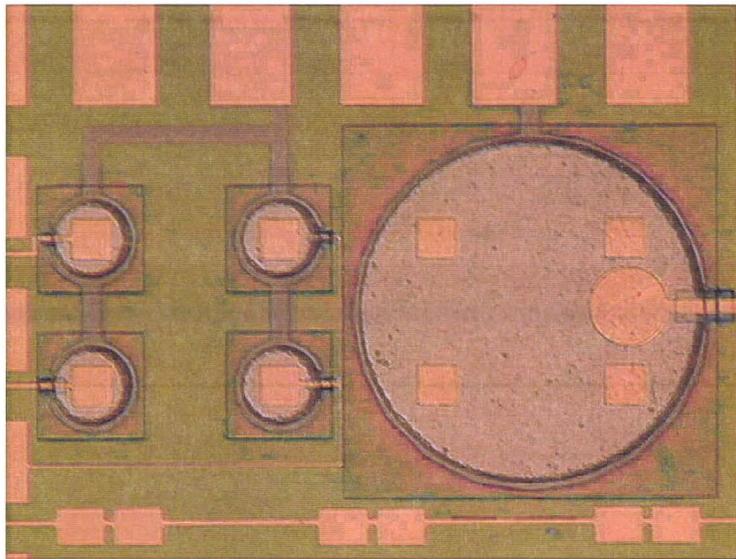
25	PMGI 4800 rpm /5000 rpm ² / 35sec Prebake 190°C [7min] x 2; épaisseur 2µm.
26	Sputtering Aluminium 500Ang.
27	Photolithographie S1818 2500 rpm/ 2500 rpm ² / 12sec Prebake 110°C 1 min UV 8,2 sec Développement 25sec MF319.
28	Attaque BE7-1 de l'Aluminium.
29	Gravure de la PMGI: Plasma O ₂ (20 sccm) 200W sur 8 oscillations puis plasma O ₂ (40 sccm) 40W sur 1,5oscillations. <i>Support du pont de polarisation.</i>

30	Nettoyage du masque: Insolation totale UV 20sec, MF319 30sec, BE7-1.
-----------	--



(Etape 30)

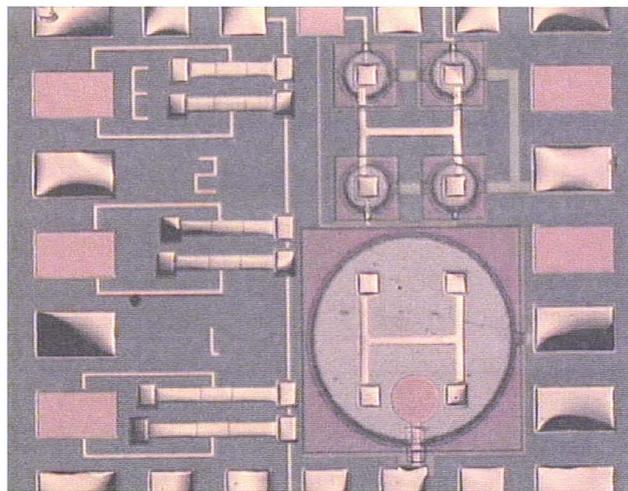
31	Sputtering Ti (250ang) /Or, 110W, $4,10^{-2}$ Torr, 3500Ang. <i>(Electrodes enterrées et pont de polarisation de l'actionneur piézoélectrique)</i>
32	Photolithographie S1828 2500 rpm/2500 rpm ² / 12sec Prebake 110°C 1 min UV 8,2 sec Développement 35sec MF319.
33	Attaque KI.
34	Attaque BE7-1 dilué 30fois pour enlever le Titane. <i>Définition des électrodes et du pont de polarisation.</i>
35	Insolation totale 30sec + MF319 30sec.



(Etape 35)

36	Dépôt nitrure de silicium PECVD 200°C 3500Ang. <i>Film diélectrique pour protéger les électrodes enterrées.</i>
37	Photolithographie, S1818 2500 rpm /2500 rmp ² /12sec Prebake 110°C 1 min UV 8,2 sec Développement 25sec MF319 Postbake 120°C 3min.
37	
38	Attaque RIE du nitrure, CHF3/40sccm+CF4/40sccm. <i>Accès au niveau enterré.</i>
39	Plasma O2 pour enlever le masque de résine.
40	[PMGI 4800/5000/35sec, Prebake 190°C 7min] x 2; épaisseur 2µm. <i>Couche sacrificielle.</i>
41	Sputtering Aluminium 500Ang.
42	Photolithographie, S1818 2500 rpm /2500 rmp ² /12sec Prebake 110°C 1 min UV 8,2 sec Développement 25sec MF319 Postbake 120°C 3min. Attaque BE7-1 de l'Aluminium.
43	Gravure de la PMGI: Plasma 02 200W, 20sccm sur 8 oscillations / plasma 02

	40W/40sccm sur 1,5 oscillations. <i>Accès au niveau enterré.</i>
44	Nettoyage du masque: Insolation totale UV 20sec, MF319 30sec, BE7-1.
45	Sputtering or 110W/4.10-2Torr, 6000Ang.
46	Photolithographie, S1818 2500 rpm /2500 rmp ² /12sec Prebake 110°C 1 min UV 8,2 sec Développement 25sec MF319 Postbake 120°C 3min.
47	Attaque KI. <i>Définition du niveau structurel.</i>
48	Insolation totale UV 30sec, développement MF319 30sec.
49	Gravure de la PMGI: Plasma 02 200W, 20sccm sur 8 oscillations.
50	Développement EBRPG 15min + alcool Isopropanol 15min. <i>Etape de libération des structures.</i>
51	Etape de séchage CO2 supercritique.



(Etape 51)

Remarque :

Les paramètres de dépôt par pulvérisation de l'aluminium ont été mis en place durant le travail de recherche et sont reportés ci-dessous (tableau 1) et donnés pour une cible de 2'' sur un bâti de pulvérisation PLASSYS; les valeurs expérimentales sont indiquées sur la figure (1). Des observations au microscope à balayage électronique permettent d'observer après clivage l'état du matériau et sont montrées sur la figure (1); il apparaît que le matériau présente une structure colonnaire pour une épaisseur supérieure ou égale à 2 μm .

Paramètre	Valeur
Débit d'argon	110 sccm
Puissance RF	100 W
Taille de la cible	2''
Potentiel de dépôt	424 V
Capacité d'accord C ₁	0,5-0,6
Capacité d'accord C ₂	0,6
Mode	Manuel

Tableau 1. Paramètres de dépôt de l'aluminium sur un bâti PLASSYS.

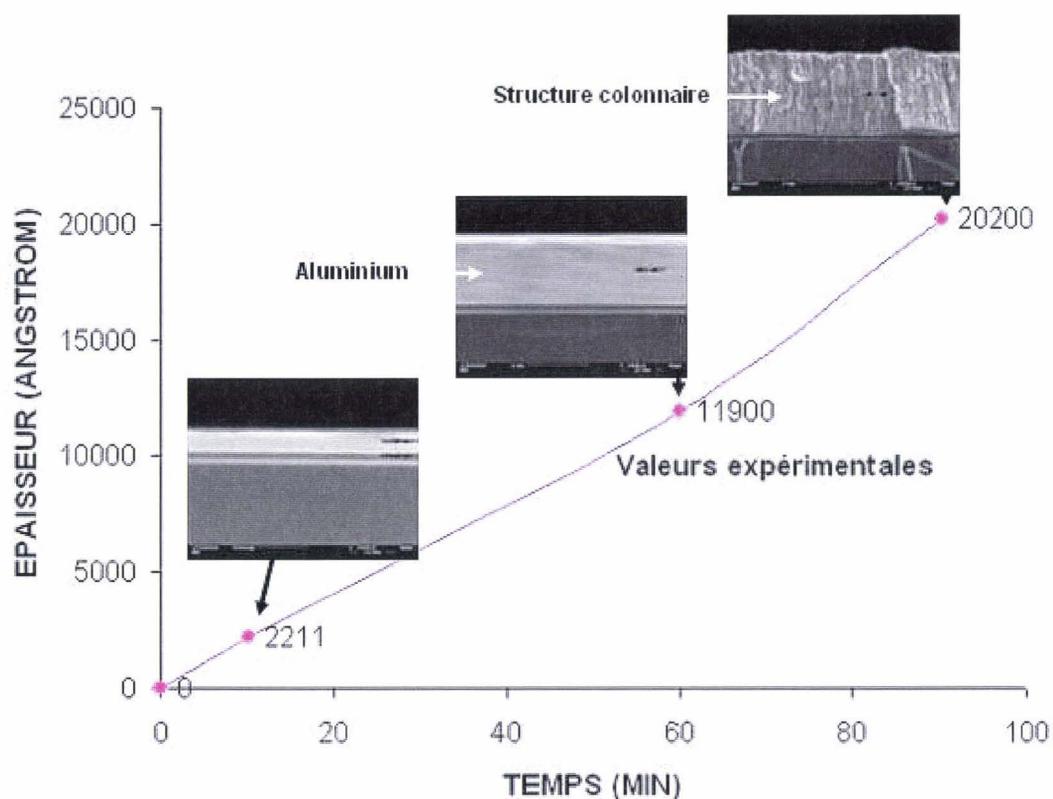


Figure 1. Valeurs expérimentales de l'épaisseur déposée d'aluminium en fonction du temps de dépôt, et observations MEB de l'épaisseur.

On obtient une vitesse de dépôt de **224 nm/min.**

ANNEXE 3.

Liste des publications et communications parues au cours de la thèse.

Journaux:

O. MILLET, P. BERNARDONI, S. REGNIER, P. BIDAUD, E. TSITSIRIS, D. COLLARD, L. BUCHAILLOT, “Electrostatic Actuated Micro Gripper Using An Amplification Mechanism”, IEEE Sensors & Actuators A: physical. 2003. *Accepté pour publication.*

O. MILLET, D. COLLARD, L. BUCHAILLOT, “Reliability of polysilicon microstructures: *In situ* test benches”, IEEE Microelectronics reliability. 2002. Vol. 42. pp 1795-1800.

O. MILLET, B. LEGRAND, D. COLLARD, L. BUCHAILLOT, “Influence of the Step Covering on Fatigue Phenomenon for Polycrystalline Silicon Micro-Electro-Mechanical-Systems (MEMS)”, Japanese Journal of Applied Physics, Vol.41 No.11B pp.L1339 - L1341

E. QUEVY, V. AGACHE, **O. MILLET**, M. LAGOUGE, P. BIGOTTE, D. COLLARD, L. BUCHAILLOT, “3D self-assembling microstructures for optical MEMS devices: Concept and Applications”, Belgian Journal of Electronics & Communications HF, No 2, pp. 9-25, 2001

Conférences / Séminaires:

O. MILLET, P. BERTRAND, B. LEGRAND, D. COLLARD, L. BUCHAILLOT, “Predictive modeling of the fatigue phenomenon for polycrystalline structural layers”, Proc. IEEE-ASME, ‘MEMS 2004’, Maastricht, Netherlands, Janvier 26-29, 2004. *Accepté.*

O. MILLET, D. COLLARD, L. BUCHAILLOT, « Fiabilité des microstructures en polysilicium : création de bancs de test *in situ* », 16ème congrès français de mécanique. CFM 2003, Nice, France, September 2-5, 2003.

O. MILLET, P. BERNARDONI, S. REGNIER, P. BIDAUD, D. COLLARD, L. BUCHAILLOT, “Micro Gripper Driven by SDAs Coupled to an Amplification Mechanism”, Proc. IEEE, ‘Transducers 2003’, Boston, USA, Juin 8-12, 2003, pp. 280-283.

O. MILLET, V. AGACHE, B. LEGRAND, D. COLLARD, L. BUCHAILLOT, “Modeling of failure mechanisms for optimized MEMS CAD: Design, fabrication and characterization of *in situ* test benches”, Proc. IEEE, ‘Transducers 2003’, Boston, USA, Juin 8-12, 2003, pp. 1578-1581.

O. MILLET, D. COLLARD, L. BUCHAILLOT, “Reliability of polysilicon microstructures: *In situ* test benches”, Proc. IEEE, ‘ESREF 2002’, Rimini, Italy, October 7-11, 2002, pp. 1795-1800.

O. MILLET, D. COLLARD, L. BUCHAILLOT, “Reliability of packaged MEMS in shock environment: Crack and stiction modeling”, Design, Test, Integration and Packaging of MOEMS/MEMS; DTIP 2002, Cannes, France, May 06-08, 2002

O. MILLET, L. BUCHAILLOT, E.QUEVY, D. COLLARD, “Reliability of self-assembled 3D microstructures: Snap-Through modelling and experimental validation.” , Proc. SPIE, 'Design, Test, Integration and Packaging of MOEMS/MEMS' DTIP 2001, Cannes, France, April 25-27, 2001 . Vol. 4408, pp.391-401

O. MILLET, L. BUCHAILLOT, E.QUEVY, D. COLLARD, “Reliability of self-assembled 3D microstructures: Dynamic Snap-Through modelling and experimental validation.”, Micromachining and microfabrication, San Fransisco, USA, October 21-25, 2001

I. ROCH, **O. MILLET**, H. BENNAYYAD, L. BUCHAILLOT, “Les alliages à mémoire de forme dans les microsystèmes. », Troisièmes Journées du Pôle Micro-Robotique, Cachan, France, 27-28 juin, 2000.

L. BUCHAILLOT, E. QUEVY, **O. MILLET**, D. COLLARD, “Microsystèmes tridimensionnels auto-assemblés : Modélisation et caractérisation mécanique. », MECAMAT, Journée Couplages entre MECANIQUE et ELECTRICITE, Cachan, France, 21 juin, 2000.

ANNEXE 4.

Liste des collaborations et stages entrepris au cours de la thèse.

Plan d'Etude Amont DGA « MEMS RF ». DGA, THALES Airborne System, THALES Comsys, PFM ⁸⁰ .	2001
Contrat Jeune chercheur DGA « Fiabilité des microsystèmes ». DGA, IEMN.	2001-2002
Programme de recherche exploratoire DGA « Fiabilité des microsystèmes ». DGA, IEMN.	2003
Action spécifique « Fiabilité microélectronique / microsystème ». IXL ⁸¹ , LIRMM ⁸² , IEF ⁸³ , PFM, IEMN, ENSERG ⁸⁴ .	2003
Projet « Micropince ». LRP ⁸⁵ -CEA/ Paul Bernardoni, Stéphane Regnier, Ellie Tsitsiris, Philippe Bidaud, IEMN.	2002-2003
Projet « Antirésonance ». MIMM/Eric Cattan, IEMN	2003
Encadrement stage de fin d'étude, école d'ingénieur, Polytech Lille (Lille 59). Mickaël Rodriguez, Jérôme Robert en collaboration avec le professeur Moussa Naït-Abdelaziz. Mémoire : <i>Fiabilité mécanique de microcomposants électromécaniques (MEMS)</i> .	2002-2003
Encadrement stage de fin d'étude, IUT⁸⁶, IUT Mesure Physique (Lille 59). Pierre Bertrand, Eric Behaegel. Mémoire : <i>Etude de la fiabilité des microsystèmes</i> .	2002-2003
Encadrement stage de technicien, école d'ingénieur, ISEN (Lille 59). Hubert Buysens, Olivier Thomas, Frédéric Viau. Mémoire : <i>Conception et réalisation d'un système antirésonance pour microactionneurs</i> .	2003
Encadrement stage de technicien, école d'ingénieur, ISEN (Lille 59). Yacine Mendil. Mémoire : <i>Conception et réalisation d'un réducteur d'échelle de température en technologie microsystème</i> .	2003
Encadrement stage de fin d'étude, école d'ingénieur, ES2M (Marseille 13). Etienne Lorriaux. Mémoire : <i>Fabrication d'échantillons pour un microbanc de traction et caractérisations</i> .	2002

⁸⁰ PFM : Pôle Francilien de Microsystèmes.

⁸¹ IXL : Laboratoire d'Etude de l'Intégration des Composants et Systèmes Electroniques.

⁸² LIRMM : Laboratoire d'Informatique, de Robotique et de Microélectronique de Montpellier.

⁸³ IEF : Institut d'Electronique Fondamentale.

⁸⁴ ENSERG : Ecole Nationale Supérieure d'Electronique et de Radioélectricité de Grenoble.

⁸⁵ LRP : Laboratoire de Robotique de Paris.

⁸⁶ IUT : Institut Universitaire de Technologie.

RESUME

Ce mémoire s'insère dans un axe de recherche portant sur les technologies microsystèmes à base de micro-usinage de surface, à partir desquelles des mécanismes de défaillances de dispositifs élémentaires ont été étudiés théoriquement et expérimentalement.

Des bancs de test *in situ* en matériau polycristallin ont été conçus afin de découvrir et d'étudier les mécanismes d'endommagement dus à un actionnement cyclique. Le principe consiste à appliquer cycliquement une sollicitation élémentaire sur une structure élémentaire afin d'observer l'évolution des propriétés mécaniques (raideur, résonance) en fonction du nombre d'opérations. Suite à une étude par éléments finis, les structures de test en polysilicium dopé *in situ* ou par diffusion et en or ont été fabriquées. Ces dernières ont été actionnées cycliquement et caractérisées périodiquement. Les résultats de caractérisation ont permis de comprendre le phénomène de fatigue pour des matériaux polycristallins. L'existence d'une relation entre la fréquence de résonance de structures sollicitées en flexion et le phénomène de fatigue a été aussi démontrée, permettant d'élaborer un modèle phénoménologique pour la prédiction du phénomène de fatigue avec une erreur de 20 %. Par ailleurs, l'influence des conditions environnementales, du niveau de contraintes appliqué, l'influence du recouvrement de marche, et la propagation d'une fissure dans le matériau structural ont été analysées. Cette étude permet de mieux comprendre le phénomène de fatigue pour des matériaux polycristallins, et permettra de mettre en place de nouvelles règles de conception pour la fabrication de microdispositifs constitués d'éléments simples tels que des microcommutateurs RF ou des résonateurs électromécaniques utilisés dans la téléphonie mobile.

Certains mécanismes d'endommagement liés aux phénomènes non-linéaires en régime dynamique ont été modélisés. Cette étude s'est attachée à explorer les défaillances causées par les vibrations extérieures et les chocs, et à proposer une solution pour contrer les vibrations extérieures pour un système embarqué. Dans une première étape le phénomène de 'snap-through' est abordé : une poutre bi-encastée en flambement hors du plan faisant partie d'un système d'optique adaptative peut, sous l'effet de vibrations extérieures, s'effondrer et donc se coller. Pour chaque fréquence d'excitation, le modèle mis en place détermine la valeur minimale des amplitudes de vibrations extérieures induisant des instabilités dans le système ; une validation préliminaire du modèle a été réalisée. Dans une seconde étape, la réponse dynamique d'une poutre bi-encastée encapsulée dans un boîtier soumis à un choc est étudiée ; le modèle établi détermine les conditions pré-choc (vitesse, accélération du boîtier) évitant la dégradation de la structure lors du choc. Enfin, une approche conceptuelle d'un système vibratoire adaptatif a été présentée. Une structure à protéger est fabriquée sur des couches piézo-électriques ; celles-ci sont actionnées pour perturber la résonance mécanique de la structure à protéger lorsque des capteurs résonants détectent des vibrations extérieures dont la fréquence d'excitation est égale à la fréquence de résonance. Les choix de conception sont exposés dans le cas de la réalisation technologique et du système d'asservissement électronique (détection, alimentation des couches piézoélectriques) ; enfin, le procédé technologique a été mis en place ; la phase de test reste à mettre en œuvre.

ABSTRACT

This work fits in a research orientation relating to MEMS technologies based on surface micromachining, from which failures mechanisms of elementary structures were studied theoretically and in experiments.

In situ test benches with polycrystalline layers were designed in order to discover and to study the damage mechanisms due to a cyclic actuation. The principle consists in recurrently applying an elementary solicitation to an elementary structure in order to observe the evolution of mechanical properties (stiffness, resonance) as a function of the operations number. Following a study by finite elements, the structures were manufactured with polycrystalline layers (polysilicon doped *in situ* or by diffusion and gold). These last were actuated recurrently and characterized periodically. The results of characterization made it possible to understand the fatigue phenomenon for polycrystalline layers. The existence of a relation between the resonant frequency of structures submitted to bending solicitations and the fatigue phenomenon was also shown, allowing us to obtain a phenomenological model for the prediction of the fatigue phenomenon, the error being equal to 20 %. In addition, the influence of the environmental conditions, the level of the applied stress level, the influence of the step covering, and the propagation of a crack in structural material were analyzed. This study makes it possible to better understand the phenomenon of fatigue for polycrystalline layers, and will make it possible to set up new rules of design for the design of microsystems consisted of simple elements such as RF switches or electromechanical resonators used in mobile phones.

Failure mechanisms related to non-linear phenomena in dynamic mode were modelled. This study attempted to explore the failures caused by the external vibrations and the shocks, and to propose a solution to counter the external vibrations for a mobile system. In a first stage the 'snap-through' phenomenon is approached: a buckled clamped-clamped beam out of the plan being part of a system of adaptive optics can, under the effect of external vibrations, to break down and thus to stick themselves. For each frequency of excitation, the built model determines the minimal value of the amplitudes of external vibrations inducing instabilities in the system; a preliminary validation of the model has occurred. In one second stage, the dynamic response of a packaged microbridge subjected to a shock is studied; the established model determines the conditions pre-shock (speed, acceleration of the package) avoiding the degradation of the structure at the time of the shock. Lastly, a conceptual approach of an adaptive vibratory system was presented. A structure to be protected is manufactured on piezoelectric layers; those are actuated to disturb the mechanical resonance of the structure to be protected when resonant sensors detect external vibrations having excitation frequency equal to the resonant frequency of the structure to be protected. The choices of design are exposed in the case of the technological realization and the electronic system of control (detection, piezoelectric layers); finally, the technological process was set up.

