



**HAL**  
open science

# Etude, conception et réalisation en technologie MEMS d'un commutateur mécaniquement bistable

Gatien Fleury

► **To cite this version:**

Gatien Fleury. Etude, conception et réalisation en technologie MEMS d'un commutateur mécaniquement bistable. Sciences de l'ingénieur [physics]. Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne, 2006. Français. NNT: . tel-00508949

**HAL Id: tel-00508949**

**<https://theses.hal.science/tel-00508949>**

Submitted on 9 Aug 2010

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

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



N° d'ordre : 433 MI

**THESE**  
présentée par

*Gatien FLEURY*

Pour obtenir le grade de Docteur  
de l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne

Spécialité : Mécanique et Ingénierie

# **Etude, conception et réalisation en technologie MEMS d'un commutateur mécaniquement bistable**

Soutenue à Grenoble, le 21 décembre 2006

Membres du jury

Président :	Christophe MALHAIRE	LPM, Villeurbanne
Rapporteurs :	Jean-Claude GRANDIDIER	LMPM, Poitiers
	Robert PLANA	LAAS-CNRS, Toulouse
Examineurs :	Pascal ANCEY	STMicroelectronics, Crolles
	Pierre-Louis CHARVET	CEA-LETI, Grenoble
	Olivier VENDIER	Alcatel Alenia Space, Toulouse
Directeurs de thèse :	Roland FORTUNIER	EMSE, Gardanne
	Sylvain DRAPIER	EMSE, Saint-Etienne

---

Thèse préparée dans le cadre du programme RTB au sein du Département des micro-Technologies pour la Biologie et la Santé du CEA-LETI, MINATEC

● **Spécialités doctorales :**

**SCIENCES ET GENIE DES MATERIAUX  
MECANIQUE ET INGENIERIE  
GENIE DES PROCEDES  
SCIENCES DE LA TERRE  
SCIENCES ET GENIE DE L'ENVIRONNEMENT  
MATHEMATIQUES APPLIQUEES  
INFORMATIQUE  
IMAGE, VISION, SIGNAL  
GENIE INDUSTRIEL  
MICROELECTRONIQUE**

**Responsables :**

**J. DRIVER** Directeur de recherche – Centre SMS  
**A. VAUTRIN** Professeur – Centre SMS  
**G. THOMAS** Professeur – Centre SPIN  
**B. GUY** Maître de recherche  
**J. BOURGOIS** Professeur – Centre SITE  
**E. TOUBOUL** Ingénieur  
**O. BOISSIER** Professeur – Centre G2I  
**JC. PINOLI** Professeur – Centre CIS  
**P. BURLAT** Professeur – Centre G2I  
**Ph. COLLOT** Professeur – Centre CMP

● **Enseignants-chercheurs et chercheurs autorisés à diriger des thèses de doctorat** (titulaires d'un doctorat d'Etat ou d'une HDR)

BENABEN	Patrick	PR 2	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
BERNACHE-ASSOLANT	Didier	PR 1	Génie des Procédés	CIS
BIGOT	Jean-Pierre	MR	Génie des Procédés	SPIN
BILAL	Essaïd	MR	Sciences de la Terre	SPIN
BOISSIER	Olivier	PR 2	Informatique	G2I
BOUDAREL	Marie-Reine	MA	Sciences de l'inform. & com.	DF
BOURGOIS	Jacques	PR 1	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
BRODHAG	Christian	MR	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
BURLAT	Patrick	PR 2	Génie industriel	G2I
COLLOT	Philippe	PR 1	Microélectronique	CMP
COURNIL	Michel	PR 1	Génie des Procédés	SPIN
DAUZERE-PERES	Stéphane	PR 1	Génie industriel	CMP
DARRIEULAT	Michel	ICM	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
DECHOMETS	Roland	PR 2	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
DELAFOSE	David	PR 2	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
DOLGUI	Alexandre	PR 1	Informatique	G2I
DRAPIER	Sylvain	PR 2	Mécanique & Ingénierie	CIS
DRIVER	Julian	DR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
FOREST	Bernard	PR 1	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
FORMISYN	Pascal	PR 1	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
FORTUNIER	Roland	PR 1	Sciences & Génie des Matériaux	CMP
FRACZKIEWICZ	Anna	MR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
GARCIA	Daniel	CR	Génie des Procédés	SPIN
GIRARDOT	Jean-Jacques	MR	Informatique	G2I
GOEURIOT	Dominique	MR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
GOEURIOT	Patrice	MR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
GRAILLOT	Didier	DR	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
GROSSEAU	Philippe	MR	Génie des Procédés	SPIN
GRUY	Frédéric	MR	Génie des Procédés	SPIN
GUILHOT	Bernard	DR	Génie des Procédés	CIS
GUY	Bernard	MR	Sciences de la Terre	SPIN
GUYONNET	René	DR	Génie des Procédés	SPIN
HERRI	Jean-Michel	PR 2	Génie des Procédés	SPIN
JOYE	Marc	Ing. (Gemplus)	Microélectronique	CMP
KLÖCKER	Helmut	CR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
LAFOREST	Valérie	CR	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
LE COZE	Jean	PR 1	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
LI	Jean-Michel	EC (CCI MP)	Microélectronique	CMP
LONDICHE	Henry	MR	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
MOLIMARD	Jérôme	MA	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
MONTHEILLET	Frank	DR 1 CNRS	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
PERIER-CAMBY	Laurent	MA1	Génie des Procédés	SPIN
PIJOLAT	Christophe	PR 1	Génie des Procédés	SPIN
PIJOLAT	Michèle	PR 1	Génie des Procédés	SPIN
PINOLI	Jean-Charles	PR 1	Image, Vision, Signal	CIS
SOUSTELLE	Michel	PR 1	Génie des Procédés	SPIN
STOLARZ	Jacques	CR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
THOMAS	Gérard	PR 1	Génie des Procédés	SPIN
TRAN MINH	Cahn	MR	Génie des Procédés	SPIN
VALDIVIESO	Françoise	CR	Génie des Procédés	SPIN
VAUTRIN	Alain	PR 1	Mécanique & Ingénierie	SMS
VIRICELLE	Jean-Paul	CR	Génie des procédés	SPIN
WOLSKI	Krzysztof	CR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
XIE	Xiaolan	PR 1	Génie industriel	CIS

## Remerciements

Je tiens tout d'abord à remercier Monsieur Pierre-Louis Charvet, ingénieur au CEA-LETI, qui m'a donné, tout au long de ma thèse, de nombreux conseils sur les micro-technologies et sur le fonctionnement du LETI. J'aimerais ensuite remercier le Professeur Sylvain Drapier et le Professeur Roland Fortunier, de l'Ecole des Mines de Saint-Étienne pour le temps qu'ils m'ont consacré ainsi que pour l'attention et les conseils qu'ils m'ont prodigués tant au niveau scientifique que pour la mise en forme du manuscrit, et ce malgré leur éloignement géographique.

Je tiens aussi à remercier tout particulièrement Madame Pascal Berruyer, Monsieur Patrice Caillat et Monsieur Philippe Robert qui ont proposé le sujet de ma thèse, puis m'ont accueilli dans leurs laboratoires, ainsi que Monsieur Marc Aid pour m'avoir intégré au sein de son laboratoire au cours la dernière partie de ma thèse.

Je remercie très sincèrement Monsieur le Professeur Jean-Claude Grandidier ainsi que Monsieur le Professeur Robert Plana pour avoir accepté d'être les rapporteurs de ma thèse.

Je remercie également Monsieur Pascal Ancey, Monsieur Christophe Malhaire, et Monsieur Olivier Vendier pour avoir accepté d'examiner mon travail.

Toutes mes meilleures pensées vont naturellement à mes collègues thésards, stagiaires et permanents du CEA ou de STMicroelectronics qui ont travaillé à mes côtés au cours de ces trois dernières années. J'aimerais donc tout spécialement remercier les membres des laboratoires LCRF, LCIV, LCMS, LCFM, LTPI et du personnel de la plateforme de micro-technologies du CEA-LETI qui ont su créer une atmosphère propice au travail et au bon déroulement de mon travail de thèse, et m'ont transmis une partie de leur savoir-faire.

Pour finir, j'aimerais remercier ma famille qui m'a toujours soutenu, et mes amis, notamment Grenoblois, avec qui j'ai partagé de nombreux moments de rigolade, détente, ski et randonnées, indispensables au bon déroulement de cette thèse.



# Table des matières

<b>Remerciements</b> .....	<b>iii</b>
<b>Table des matières</b> .....	<b>v</b>
<b>Introduction générale</b> .....	<b>1</b>
<b>Partie 1 : architectures et applications des switches MEMS</b> .....	<b>3</b>
<b>Introduction</b> .....	<b>3</b>
<b>I. Mouvement dans les MEMS : la physique des actionneurs</b> .....	<b>4</b>
A. La force électrostatique .....	4
B. Alternatives à l'actionnement électrostatique .....	7
<b>II. Utilisation des switches MEMS RF</b> .....	<b>13</b>
A. Les différentes technologies de réalisation des switches RF .....	14
B. Fonctions électroniques intégrant les switches MEMS RF .....	16
<b>III. Les différentes architectures de commutateurs MEMS</b> .....	<b>18</b>
A. Switches mono stables : les principales architectures.....	18
B. Switches MEMS bistables : quelques architectures .....	22
<b>IV. Architecture proposée</b> .....	<b>28</b>
A. Réalisation d'un contact électrique de type plan .....	28
B. Obtention d'un contact plan dans un switch bistable .....	30
C. Actionnements thermiques .....	34
<b>Conclusion</b> .....	<b>35</b>
<b>Partie 2 : conception mécanique</b> .....	<b>37</b>
<b>Introduction</b> .....	<b>37</b>
<b>I. Modélisation analytique d'un commutateur parfaitement symétrique</b> .....	<b>38</b>
A. Modèle initial [SAI 00].....	39
B. Poutre encastrée-encastrée sous contraintes résiduelles .....	47
C. Exploitation du modèle analytique pour la conception d'un switch .....	65
D. Application au cas d'un MEMS Bistable.....	72
<b>II. Modélisation thermomécanique par éléments finis du composant</b> .....	<b>85</b>
A. Description de la géométrie et des conditions limites.....	85
B. Dimensions du composant .....	88
C. Contraintes résiduelles et mise en œuvre du calcul .....	90
D. Les résultats de l'analyse par éléments finis .....	92
<b>Conclusion</b> .....	<b>97</b>

<b>Partie 3 : Fabrication et caractérisation des composants .....</b>	<b>99</b>
<b>Introduction .....</b>	<b>99</b>
<b>I.    Technique et stratégie de réalisation des masques.....</b>	<b>100</b>
A.    Principe de fabrication des microsystèmes .....	100
B.    Les différentes variantes à géométrie symétrique et dissymétrique .....	104
C.    Les différents prototypes et motifs de test .....	108
<b>II.    Fabrication des prototypes .....</b>	<b>113</b>
A.    Filière de fabrication initiale des prototypes à actionneurs en inconel .....	113
B.    Améliorations de la filière initiale.....	125
C.    Caractérisation mécanique d'une structure améliorée .....	133
<b>V.    Futurs axes de travail.....</b>	<b>138</b>
A.    Architecture .....	138
B.    Matériaux.....	139
<b>Conclusion .....</b>	<b>140</b>
<b>Conclusion générale.....</b>	<b>141</b>
<b>Références bibliographiques.....</b>	<b>143</b>
<b>Communications scientifiques .....</b>	<b>147</b>
<b>Annexe A : caractérisation des matériaux en couche mince .....</b>	<b>149</b>
<b>Annexe B : process-flow de la variante de type 3.....</b>	<b>161</b>

## Introduction générale

Suite à la découverte du transistor par Shockley et son équipe des laboratoires Bell à la fin des années 40, la micro-électronique a pu voir le jour et a permis la miniaturisation des circuits électroniques. Cette révolution technologique s'est faite en parallèle avec le perfectionnement de l'architecture des circuits électroniques. Ces circuits nécessitent l'utilisation de composants discrets comme des inductances, capacités, diodes PiN qui ne sont pas toujours intégrables directement sur les substrats de silicium utilisés pour fabriquer des transistors et qui doivent donc être reportés séparément. Récemment un nouveau type de système sur silicium a vu le jour. Il s'agit des microsystèmes appelés MEMS pour « Micro-Electro-Mechanical-Systems » en anglais. Ce terme est habituellement employé pour désigner des systèmes de petites dimensions fabriqués à partir des technologies issues de la microélectronique. Ces technologies sont basées sur les techniques de dépôt, gravure et photolithographie des couches minces.

Initialement restreinte à des systèmes qui comportaient une partie mobile, l'appellation couvre aujourd'hui également les systèmes de faibles dimensions fabriqués à partir des techniques d'usinage de volume ou de surface. Par exemple, la Figure 1 représente une inductance réalisée en usinage de surface au sein du CEA-LETI.

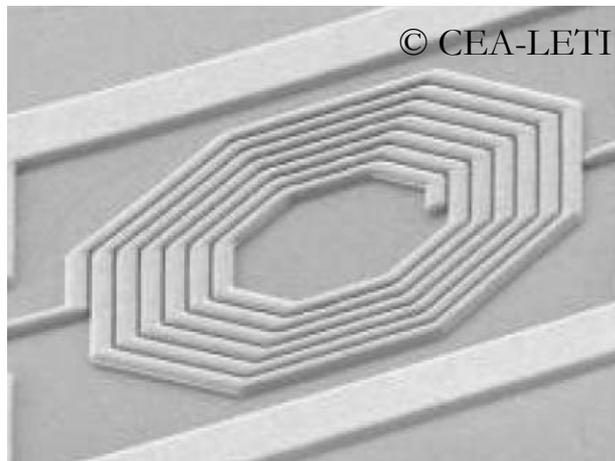


Figure 1 : bobine MEMS fabriquée par des techniques d'usinage de surface [AID 05]

Un effort considérable de la part d'industriels et d'institutions académiques dans le monde entier a permis à cette technologie de se développer et de s'imposer pour certaines applications. Les MEMS remplacent notamment les capteurs macroscopiques dont ils améliorent les performances (sensibilité notamment), diminuent la taille et le coût ; leurs procédés de fabrication permettent par ailleurs la co-intégration aisée avec l'électronique qui leur est associée. Le secteur automobile (Motorola, Bosch,

Analog Devices...), l'impression papier (tête d'impression des imprimantes jet d'encre) et l'aéronautique ont été les trois premiers secteurs à intégrer, développer et fabriquer ces composants MEMS pour des applications en grandes séries. Mais leurs faibles tailles, leur potentiel de bas coûts (fabrication collective), et leur excellente sensibilité a rendu ces composants attractifs pour de nombreux secteurs, dont notamment la détection sismique, les télécommunications (matrices de brassage optique), et la détection de champs magnétiques.

Depuis maintenant bientôt une dizaine d'années, les MEMS ont été identifiés comme une technologie prometteuse pour la réalisation de micro-commutateurs électriques pour les applications hautes fréquences. En effet, pour des fréquences de travail supérieures à 30 GHz, les technologies classiques montrent des lacunes soit en terme de performance (linéarité, pertes d'insertion et en isolation), soit de miniaturisation. Ces composants MEMS, communément appelés micro-switches ou switches MEMS, permettraient donc de lever les difficultés technologiques auxquelles les technologies traditionnelles se heurtent actuellement dans le domaine des hautes fréquences.

Dans l'état actuel de la technologie, des micro-commutateurs de deux types sont commercialisés. Il y a d'une part des switches monostables, qui doivent être alimentés en permanence pour se maintenir en position, et d'autre part des commutateurs bistables réalisés à partir de matériaux magnétiques, difficiles et onéreux à fabriquer. Le présent travail décrit une architecture novatrice de micro-commutateur mécaniquement bistable qui se propose de répondre à la fois aux contraintes de miniaturisation et de performances des composants.

Dans la première partie de ce travail, nous faisons une synthèse bibliographique des différentes architectures de switches MEMS et de leur actionnement, et comparons leurs performances avec les composants fabriqués avec d'autres technologies. Nous concluons cette première partie en situant l'architecture que nous proposons par rapport aux architectures mono- et bistables de la littérature. Dans la deuxième partie, nous détaillons les modèles analytiques et numériques utilisés pour le dimensionnement du composant. Dans la troisième et dernière partie, nous détaillons la démarche expérimentale suivie pour fabriquer et caractériser les prototypes de switches bistables, et proposons des pistes qui permettraient de faciliter leur réalisation.

# Partie 1 : architectures et applications des switches MEMS

<b>Introduction</b> .....	<b>3</b>
<b>I. Mouvement dans les MEMS : la physique des actionneurs</b> .....	<b>4</b>
A. La force électrostatique .....	4
B. Alternatives à l'actionnement électrostatique .....	7
<b>II. Utilisation des switches MEMS RF</b> .....	<b>13</b>
A. Les différentes technologies de réalisation des switches RF .....	14
B. Fonctions électroniques intégrant les switches MEMS RF .....	16
<b>III. Les différentes architectures de commutateurs MEMS</b> .....	<b>18</b>
C. Switches mono stables : les principales architectures.....	18
D. Switches MEMS bistables : quelques architectures .....	22
<b>IV. Architecture proposée</b> .....	<b>28</b>
A. Réalisation d'un contact électrique de type plan .....	28
B. Obtention d'un contact plan dans un switch bistable .....	30
C. Actionnements thermiques .....	34
<b>Conclusion</b> .....	<b>35</b>

## *Introduction*

Dans cette partie, les différents phénomènes physiques qui permettent de mettre en mouvement un MEMS sont explicités. On appelle « actionneur » la partie du MEMS à l'origine du mouvement des structures. Les différents types d'actionneurs sont présentés, avec leurs avantages et inconvénients. Ensuite, les applications les plus communes pour les switches MEMS, et notamment leurs applications dans quelques circuits radio-fréquences sont décrites. Les avantages et inconvénients des différentes technologies pour les applications hautes fréquences seront comparés, et les atouts des MEMS sont tout particulièrement mis en lumière. Les différents types de switches MEMS qui sont développés de par le monde sont enfin décrits, en précisant les avantages et inconvénients de chaque architecture.

## I. Mouvement dans les MEMS : la physique des actionneurs

Le fonctionnement et notamment le mouvement des MEMS repose sur des phénomènes physiques peu perceptibles à l'échelle macroscopique, car souvent négligeables devant l'attraction gravitationnelle. En raison de la petite taille des MEMS, les forces électrostatiques, magnétiques, thermiques et piézo-électriques peuvent ainsi entraîner des mouvements importants dans des parties mobiles des composants.

Il est notamment important de distinguer deux types de mouvement pour les microswitches : les mouvements qui se font dans un plan parallèle au substrat, qu'on appellera dans la suite de ce travail « mouvements dans le plan » (Figure 2-a), et les mouvements qui sont au contraire orthogonaux à ce plan, et qu'on appellera « mouvements verticaux » ou « mouvement hors plan » (Figure 2-b).



Figure 2 : mouvement a) dans le plan du substrat, b) hors du plan du substrat

Cette précision apportée, les détails concernant le mode d'application de la force électrostatique appliquée lors de l'actionnement des MEMS, avec notamment ses avantages et ses limites seront décrits dans les paragraphes suivants.

### A. La force électrostatique

La force électrostatique est particulièrement intéressante puisqu'elle résulte d'une attraction entre deux électrodes portées à deux potentiels différents, sans qu'il y ait de passage de courant électrique. En théorie, on ne consomme donc plus d'énergie pour continuer à appliquer cette force. La consommation d'énergie se fait lors du déplacement de charge à l'actionnement (de l'ordre de quelques dizaines de picoJoules dans le cas du composant décrit dans [MER 04]). En

pratique cependant, il existe des fuites qui entraînent une faible consommation lors du maintien en position ; mais cette consommation est de plusieurs ordres de grandeur inférieure à un actionnement thermique par exemple. Dans sa phase d'actionnement, un dispositif piloté par la force électrostatique va consommer moins de 1  $\mu$ Watt, alors que le dispositif à actionnement thermique proposé par [ROB 03] va consommer environ 10  $\mu$ J en 300 ms lors de son actionnement thermique, ce qui correspond à une puissance dissipée d'environ 30  $\mu$ Watt.

### 1) Bases physiques de l'actionnement électrostatique

Pour modéliser simplement un actionneur électrostatique, on peut prendre l'approximation de la capacité à armatures métalliques parallèles.

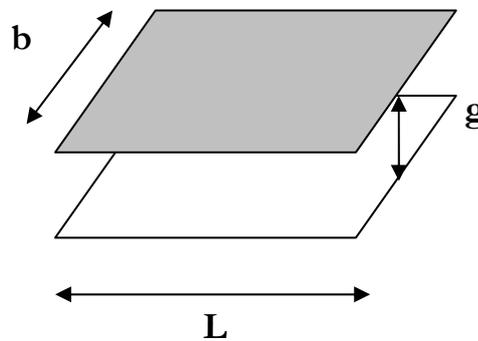


Figure 3 : schéma d'une capacité plane

On considère la capacité plane  $C$  illustrée sur la Figure 3 de largeur  $b$  et longueur  $L$ . L'espace entre les deux armatures métalliques  $g$  étant rempli par un diélectrique de permittivité  $\epsilon_0$ , on a la relation bien connue :

$$C = \frac{\epsilon_0 L b}{g} \quad (1)$$

La force électrostatique  $F_e$  qui va être exercée par l'une des armatures sur la deuxième en fonction de la différence de potentiel entre les deux armatures  $V$  dérive du calcul de la puissance délivrée par une capacité variable. Elle est exprimée en fonction de la largeur  $b$ , la longueur  $L$ , et le gap entre les deux armatures  $g$  par [ZAH 79]:

$$F_e = -\frac{\epsilon_0 b L V^2}{2g^2} \quad (2)$$

Une tension électrique de quelques dizaines de Volt entre deux électrodes séparées par quelques microns va ainsi engendrer une force électrostatique, qui peut servir d'actionnement pour une structure mécanique. A l'échelle macroscopique, ces forces sont généralement négligeables comparées aux forces de gravitation notamment.

## 2) Limites de l'actionnement électrostatique

L'actionnement électrostatique est très souvent intégré lors de la réalisation de commutateurs car sa faible consommation, virtuellement nulle pour le maintien électrostatique, représente un avantage prépondérant sur les autres types d'actionneur.

Cependant, les tensions mises en œuvre pour réaliser des déplacements importants sont hautes (de l'ordre d'une centaine de Volt pour un gap supérieur à 4  $\mu\text{m}$  par exemple). Ces fortes tensions vont ainsi favoriser le chargement des diélectriques qui sont situés entre les deux armatures métalliques. Les mécanismes de ce chargement sont encore relativement mal compris. Un consensus semble cependant se dessiner sur l'origine de ce chargement qui proviendrait des pièges de charges situés au niveau des interfaces et au sein même du matériau diélectrique. Ces pièges seraient notamment liés à l'état de surface, au type d'interfaces mis en jeu, et à l'état de contraintes résiduelles des couches [DAM 97]. Ces phénomènes sont connus depuis longtemps [BLA 90], mais jusqu'à ce jour aucune solution ne permettant de contourner les défaillances inhérentes à ces mécanismes n'a été découverte. Récemment des études ont été menées tout spécifiquement sur le chargement des diélectriques pour des commutateurs capacitifs [PAP 05], [MEL 05], et mettent en lumière les facteurs concourant à ce chargement : effet de la température qui favorise le piégeage des charges, ou de la tension d'actionnement [MEL 05].

Pour des applications où l'on cherche à avoir une bistabilité mécanique comme dans le cas de cette thèse, il est nécessaire d'avoir un gap important afin d'avoir une stabilité importante. Les tensions nécessaires pour mouvoir un tel composant sont donc particulièrement importantes. Pour mettre en mouvement un tel dispositif, on peut toutefois intégrer autrement la force électrostatique. Il est ainsi possible d'employer des peignes inter-digités, ou d'utiliser l'effet « zipping » où l'on augmente progressivement la surface de contact lors de l'application de la force électrostatique. Ces deux types d'actionnement sont cependant relativement difficiles à intégrer. Il est donc souvent plus aisé d'utiliser un actionnement reposant sur un autre principe physique.

## B. Alternatives à l'actionnement électrostatique

Les alternatives les plus répandues à l'actionnement électrostatique sont notamment l'actionnement magnétique, l'actionnement thermique, et les déformations engendrées par des actionneurs piézo-électriques.

### 1) Les actionneurs magnétiques et piézo-électriques

Pour mettre en œuvre des forces magnétiques, il est nécessaire d'intégrer des matériaux et des architectures relativement complexes (bobines MEMS notamment). Cependant, ce type d'actionnement offre des forces plus importantes (notamment comparées aux forces électrostatiques et piézo-électriques) et les distances d'interactions sont relativement importantes [NLA 03]. Par ailleurs, grâce aux matériaux magnétiques, il est possible de réaliser des switches qui ne consomment que lors de l'actionnement, puisque les propriétés magnétiques peuvent être intrinsèques.

Pour fonctionner, l'actionnement magnétique nécessite d'une part des aimants permanents réalisés dans des films minces magnétiques (voir par exemple [CHI 00] et [MYU 03]) et d'autre part l'intégration de bobines magnétiques capables de créer localement un champ magnétique variable selon l'intensité du courant électrique qui les traverse. Ce champ magnétique variable est utilisé pour créer un mouvement.

Les actionneurs piézo-électriques sont basés sur la faculté des cristaux piézo-électriques à se déformer mécaniquement sous l'impulsion d'une excitation électrique.

L'origine physique de ce phénomène provient de la création de dipôles électriques dans un matériau diélectrique soumis à un champ électrique extérieur. Ces dipôles vont engendrer un moment dipolaire  $\vec{P}$  linéairement dépendant du champ électrique extérieur  $\vec{E}$  ; la constante diélectrique du vide  $\epsilon_0$  ( $8,854.10^{-12}$  F/m) et la constante diélectrique relative du matériau  $\epsilon_r$  interviennent de la façon suivante pour définir ce coefficient de proportionnalité :

$$\vec{P} = \epsilon_0 (\epsilon_r - 1) \vec{E} \quad (3)$$

Dans les MEMS ce sont notamment les cristaux de ZnO, LiTaO<sub>3</sub>, AlN et de PZT (Pb(Zr<sub>0,52</sub>,Ti<sub>0,48</sub>)O<sub>3</sub>) qui sont intégrés, soit pour réaliser des capteurs de déplacement, soit comme actionneurs.

## 2) Les actionneurs thermiques

Le principe de l'actionneur thermique repose sur la faculté des matériaux à se déformer sous l'action d'une élévation de température. Cette dilatation va être plus ou moins forte selon le matériau ; par exemple l'or ou l'aluminium, qui possèdent un coefficient de dilatation thermique (CTE, pour « Coefficient of Thermal Expansion ») supérieur à 20 ppm/K vont se déformer plus de 40 fois plus que la Silice (CTE de 0,5 ppm/K) lorsqu'ils sont soumis à une hausse de température. Ce CTE, propre à chaque matériau est noté  $\alpha$ . En pratique, on utilise le plus souvent une règle de dilatation linéaire pour quantifier cette déformation thermique, en lui donnant une plage de validité. Une longueur initiale  $L_0$  soumise à une hausse de température  $\Delta T$  va se dilater jusqu'à une longueur  $L$  selon la relation (4) :

$$L(T) = L_0(1 + \alpha\Delta T) \quad (4)$$

Il est en revanche plus difficile d'obtenir un coefficient de dilatation valable sur une large plage de température. Pour de fortes variations de température, la relation peut même devenir relativement complexe. Celle du silicium entre 300 et 1500 K donné dans [OKA 84], est par exemple de la forme  $\alpha(T) = A(1 - \exp(B(T - C))) + DT$  où A, B, C, D sont des constantes. Dans ce qui suit, les deux manières d'exploiter la dilatation thermique dans les MEMS sont présentées.

### a) Géométrie pour un déplacement dans le plan du substrat.

La géométrie la plus commune pour réaliser un déplacement linéaire dans le plan est l'« actionneur en V ». Cette structure permet d'amplifier le déplacement engendré par la dilatation d'une poutre lors de son échauffement.

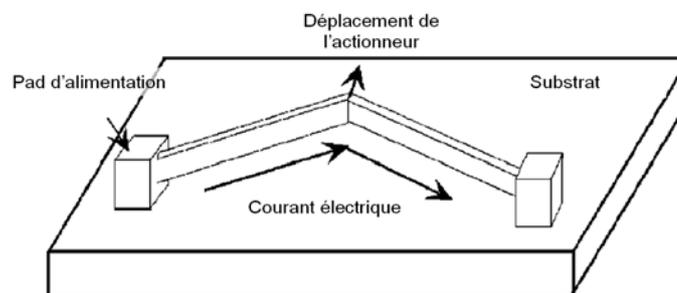


Figure 4: principe de l'actionneur thermique en V [QUE 01]

Cette solution d'actionnement est particulièrement intéressante car elle n'utilise qu'un seul matériau ce qui rend son intégration relativement aisée. Elle permet par ailleurs d'obtenir des déplacements dans un plan parallèle au substrat.

Une autre variante à ce type de déplacement « dans le plan » consiste en un actionneur composé de deux bras de même longueur et de largeurs différentes, reliés entre eux de manière à ce qu'ils forment un circuit électrique fermé (cf. Figure 5). L'application d'une différence de potentiel au niveau des connecteurs (appelé couramment « pads ») va engendrer un courant électrique qui va chauffer différemment les deux bras. La différence de dilatation qui en résulte va engendrer un mouvement parallèle à la surface du substrat, comme illustré sur la Figure 6.

Dans cette simulation, on a considéré un module d'Young de 169 GPa, coefficient de Poisson de 0,22, un coefficient de dilatation thermique de  $2,97 \cdot 10^{-6}/K$ , une résistivité de  $4 \Omega \cdot cm$  à température ambiante qui a une variation en  $T^{5/2}$ , et une conductivité thermique de  $32 W/mK$ .

En entrée du modèle, on donne la valeur de la tension électrique de 100V, appliquée entre les deux pads de l'actionneur. Dans un premier temps, on réalise un calcul non linéaire 2D qui permet de connaître la répartition de température, et qui est représentée sur la Figure 5. On utilise pour cela sous ANSYS des éléments thermo-électriques isoparamétriques.

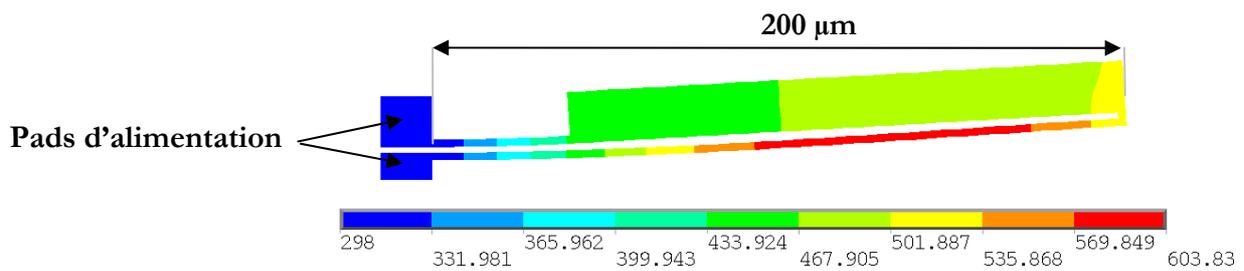


Figure 5 : répartition de la température dans un actionneur thermique en poly-silicium soumis à une tension électrique de 100V (d'après [LET 00])

Grâce à cette répartition de température, on peut obtenir les champs de déplacement de l'actionneur dans le plan, par exemple dans une hypothèse de contraintes planes.

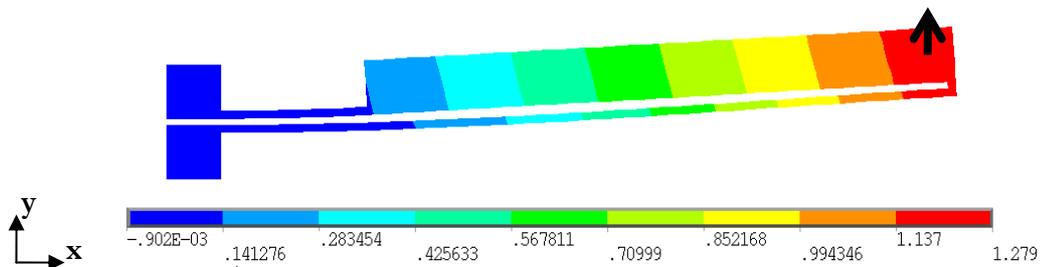


Figure 6 : champ de déplacement  $u_y$  d'un actionneur soumis à 100 V (selon [LET 00])

Ces simulations montrent clairement qu'il faut des tensions relativement importantes (100 Volt) pour avoir un déplacement non négligeable (de l'ordre de  $1,3 \mu\text{m}$ ) sur une poutre de  $200 \mu\text{m}$  de longueur. Ce type d'actionneur a néanmoins été intégré dans un micro-commutateur bistable qui est détaillé dans [QIU 03]; un modèle analytique mécanique de ce type d'actionneur est aussi fourni dans [QIU 03] et [QIU 05].

### **b) L'actionnement hors plan (bilame)**

L'actionneur bilame permet de réaliser un déplacement orthogonal au plan du substrat. Un bilame thermique est constitué de deux matériaux de coefficients de dilatation thermique différents. La Figure 7 ci-dessous illustre le fonctionnement d'une poutre cantilever constituée de deux matériaux ayant des coefficients de dilatation thermique  $\alpha_1$  et  $\alpha_2$  différents et soumis à un chauffage de  $T_0$  à  $T_1$ .

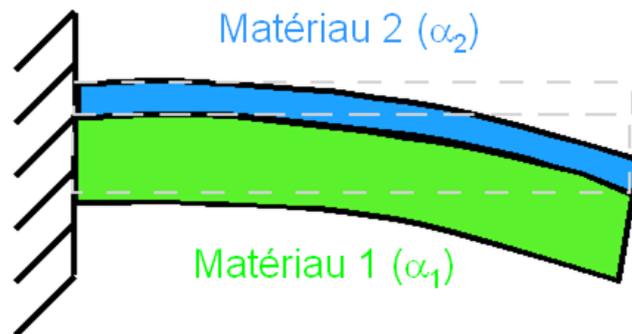


Figure 7 : principe d'un bilame thermique chauffé de  $T_0$  à  $T_1$

Un système bilame comme celui-ci peut être associé à une poutre encastree-encastree pour la réalisation d'un commutateur MEMS; c'est le principe d'actionnement utilisé dans [ROB 03] ainsi que dans ce travail.

Pour illustrer l'intégration de l'effet bilame thermique dans un MEMS, nous avons simulé sous ANSYS un actionneur bilame 2D, selon l'hypothèse de contraintes planes. Le maillage utilisé comporte environ 1500 éléments isoparamétriques à 4 nœuds.

Pour ce calcul les dimensions et paramètres matériaux rassemblés dans le Tableau 1 ci-après ont été utilisés:

	Actionneur (Inconel)	Actionneur (SiN)	Poutre (SiO2)
<b>E (GPa)</b>	140	160	70
<b>Nu</b>	0,3	0,3	0,29
<b><math>\alpha</math> (<math>10^{-6}/K</math>)</b>	20	7,6	0,5
<b>Epaisseur (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	2	0,2	0,57
<b>Longueur (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	10	10	100
<b>Largeur (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	50	50	50

Tableau 1 : paramètres matériaux et géométriques utilisé pour l'analyse FEM

En soumettant la structure à un chauffage homogène de 225K, on obtient les résultats de la Figure 8-b ci-dessous.

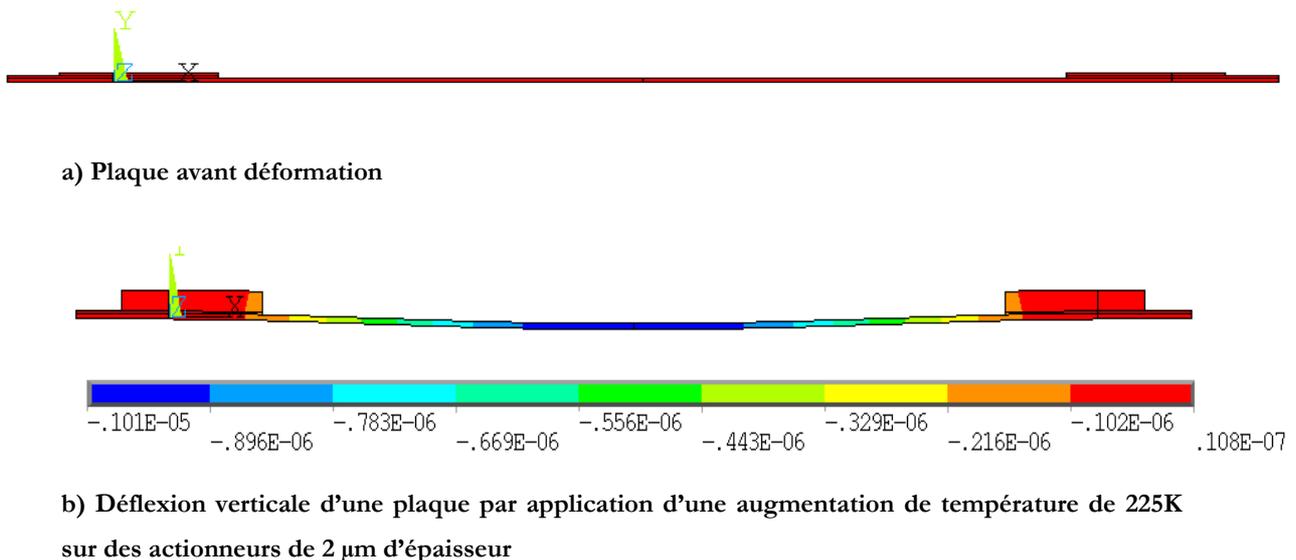


Figure 8 : fonctionnement d'un bilame intégré sur une poutre doublement encastree

### 3) Avantages et inconvénients des types d'actionneurs

Le choix d'un système d'actionnement se fait généralement en fonction des critères suivants:

- Simplicité de la réalisation (intégration technologique),
- Energie disponible pour l'actionnement,
- Valeur de la tension maximale nécessaire à l'actionnement,
- Temps de commutation.

Le savoir-faire lié à l'utilisation d'une technologie est souvent propre au laboratoire ou à une entreprise. Ce savoir faire va partiellement déterminer le choix pour une technologie, mais sera aussi dicté par le compromis nécessaire à l'application envisagée.

Une synthèse des principales méthodes d'actionnement avec leurs avantages et inconvénients est résumée le Tableau 2 ci-dessous.

	<b>Avantages</b>	<b>Inconvénients</b>
<b>Electrostatique</b>	Faible consommation Intégration aisée Commutation rapide	Tension d'actionnement importante Problème de collage Faible densité d'énergie
<b>Magnétique</b>	Déplacement important Densité d'énergie importante Intrinsèquement bistable	Intégration difficile Consommation importante
<b>Thermique</b>	Forte densité énergétique Intégration aisée	Relativement lent Consommation importante
<b>Piezoélectrique</b>	Faible consommation Intégration aisée Potentiellement bistable	Sensible à la température

Tableau 2 : avantages et inconvénients des méthodes d'actionnement des MEMS

Dans le cadre de ce travail, nous avons choisi d'utiliser l'actionnement thermique pour trois raisons. D'une part c'est un excellent moyen pour obtenir de grands déplacements car la force d'origine thermique est indépendante du gap à franchir. D'autre part c'est un actionnement relativement facile à intégrer : il suffit de choisir un matériau qui se dilate bien (Inconel, Or, Aluminium par exemple) et de le chauffer soit directement par effet Joule, soit par le passage d'un courant dans un autre matériau situé dans son environnement proche. Enfin, c'est une méthode qui permet d'utiliser des tensions électriques faibles, ce qui d'un point de vue pratique est important car il est plus facile de stocker un courant qu'une tension électrique relativement haute.

## II. Utilisation des switches MEMS RF

L'appellation « MEMS RF » regroupe tous les microsystèmes intégrés dans des circuits pour applications Radio-Fréquences. Actuellement, ce sont les duplexeurs et filtres de type BAW (pour Bulk Acoustic Wave) fabriqués par Infineon et Agilent qui ont le plus de succès car leur maturité a atteint le stade de production grande série. Ces composants sont surtout intégrés dans les téléphones mobiles. La Figure 9 synthétise les applications les plus connues pour les MEMS RF. On voit que pour une application donnée, des MEMS RF différents peuvent être intégrés pour des fonctions différentes. Par exemple dans les téléphones mobile, les BAW sont utilisés pour remplacer certains filtres, alors que les switches pourraient plutôt être intégrés comme commutateur de bande, par exemple. Comme le montre la Figure 9, les trois composants qui permettraient de franchir le plus de fossés technologiques sont notamment le micro-switch RF, les résonateurs BAW et les capacités variables.

**Applications**

	Mobile phones	WLAN	GPS	Base Stations	Instrumentation	LMS Microwave telecom	RFID and smart cards	Automotive radar	Satellites	Military comm. Systems	Military radars	Missile systems
<b>MEMS Switches</b>	XX			XXX	XXX	XX	?	XXX	XXX	XXX	XXX	XXX
<b>MEMS Inductors</b>	X		XX							XX		
<b>Tunable Capacitors</b>	XX	X	X	XXX			?		XXX	XXX	XXX	XXX
<b>BAW Resonators</b>	XXX	XXX	XXX	XXX						XXX	XXX	
<b>Cavity Resonators</b>						XXX			XXX		XX	XX
<b>Micro-mechanical Resonators</b>	XX		XX				?			XXX		
<b>Micro-machined Antennas</b>							X		XX		XXX	
<b>Transmission Lines</b>								XX			XX	XXX
<b>Tunable Inductors</b>				XX								

**RF MEMS**

**USER INTEREST**  
 X: some interest, XX: strong interest, XXX: very high interest © WTC 2004

Figure 9 : quels MEMS RF pour quelles applications ? [BOU 04]

Dans la partie suivante, nous allons tout d'abord nous intéresser aux technologies concurrentes aux switches MEMS RF, avant de préciser l'application en vue de laquelle le composant décrit dans ce travail a été développé.

## A. Les différentes technologies de réalisation des switches RF

Les ondes radiofréquences ou millimétriques ont ceci de particulier que la moindre résistance série ou une inadéquation d'impédance provoque respectivement des pertes d'insertion ou pertes de retour lorsque le commutateur est en position passante. De même, en position ouverte, une valeur élevée de la capacité parasite du composant va provoquer une dégradation de l'isolation. De plus, les non-linéarités de la caractéristique de transfert ( $I$  en fonction de  $V$ ) vont générer des signaux perturbateurs qui vont dégrader les performances du système. Pour ces raisons, il est très important d'avoir des switches RF très performants, afin de ne pas dégrader les signaux RF.

Actuellement, quatre types de switches RF commerciaux sont utilisés :

- Les diodes PiN
- Les transistors à effet de champ communément appelés FET (Field Effect Transistor)
- Les commutateurs coaxiaux et les commutateurs électromécaniques
- Les MEMS RF

Les principaux avantages des diodes PiN et transistors FET sont une petite taille associée à une intégration relativement aisée sur puce, un temps de commutation très court, une très bonne fiabilité (virtuellement nombre de cycle infini), et en plus des bas coûts de fabrication. En revanche, les performances de ces composants sont limitées à hautes fréquences (pertes d'insertion, isolation notamment), et il y a une inhomogénéité de ces performances lorsque l'on travaille sur une large bande de fréquences. Les diodes PiN et transistors FET sont donc de très bon composants pour des applications à relativement basses fréquences ( $\sim 10$  GHz). Certains ayant des performances acceptables jusqu'à 30 GHz sont actuellement sur le marché, mais sont relativement coûteux.

Les relais coaxiaux ou relais électromécaniques (EMRs) ont des propriétés radicalement différentes des diodes et transistors. En effet, pour ces composants, les pertes d'insertion restent inférieures à 1 dB et l'isolation supérieure à 50 dB pour des fréquences de travail s'étendant des signaux continus (DC) jusqu'à des fréquences de 40 GHz. Par ailleurs, la puissance transmise peut être supérieure à plusieurs Watt. Les principaux inconvénients de ces relais sont inhérents à leur méthode de fabrication et leur mode de fonctionnement : ce sont des relais macroscopiques à déclenchement mécanique. Ils ont donc une taille importante, une durée de vie limitée (dégradation mécanique par frottements), une faible vitesse de réaction, un prix élevé, et pas de co-intégration possible avec des circuits électroniques puisqu'ils sont vendus en composants discrets seulement. Les relais sont donc bien adaptés pour les systèmes qui nécessitent de très

hautes performances (pertes d'insertion, isolation et linéarité), et où la taille, le prix et la vitesse ne sont pas importants.

L'engouement pour les switches MEMS a notamment été suscité par leur potentiel pour une faible consommation, leurs faibles pertes d'insertion, leur bonne linéarité, leur gamme de fréquence de travail large, leur faible taille, et enfin leur excellent potentiel d'intégration sur Silicium. Cependant, comme cela est présenté dans le Tableau 3, pour ce qui concerne certaines caractéristiques, les autres composants RF sont nettement meilleurs que les MEMS. Ce sont donc plutôt les compromis entre les différentes caractéristiques qui font la force des MEMS.

### RF Switch Technology comparison (at 5 GHz)

Characteristic	MagLatch MEMS	GaAs FET	Pin Diode	EMR (PCB)	Coaxial RF Switch
Size	Very small	Very Small	Very Small	Medium	Large
DC Resistance	<0.5 $\Omega$	1-5 $\Omega$	1-5 $\Omega$	0.1 $\Omega$	0.5 $\Omega$
Carrying Power	3 WCW	0.5 WCW	5 WCW	10 WCW	35 WCW
Breakdown Voltage	Medium	Low	Varies	High	High
Speed	<0.5 msec.	5 nsec.	10-100nsec.	6 msec.	1-40 msec.
Life Cycle	>10 <sup>7</sup> (cold) >10 <sup>6</sup> (hot)	infinite	infinite	5x10 <sup>6</sup> (cold) 3x10 <sup>5</sup> (hot)	10 <sup>5</sup> – 10 <sup>6</sup>
Frequency Performance	DC - 6 GHz	< 8 GHz (narrow-band)	< 20GHz (narrow-band)	DC < 6 GHz	< 40 GHz
Insertion Loss (dBmax)	<0.5	2	0.5	0.5	0.1
Isolation (dB min)	>40	28	30	40	80
3rd Order Harmonics	Very Good	Poor	Poor	Very Good	Very Good
Power Consumption (OFF state)	Zero	Low (1-20 mW)	Medium (10mW)	High (0-900 mW)	High (0-700)
Drive Voltage	5V or less	5-8 V	3V, 5 V	3-24 V	12 V, 28 V
Integration Capability	Very Good	Very Good	Very Good	Poor	Very Poor
Est. Retail Cost – SPDT Type	Low	Low (Few \$)	Low (\$1-\$8)	High (\$30-\$100+)	Very High (\$100-\$200+)

Tableau 3 : synthèse comparative entre les différents switches [MAG 06]

Certaines applications innovantes exigent à la fois les qualités électriques élevées des relais mécaniques et la taille, le coût des diodes PiN ou transistor FET. Les composants MEMS sont les seuls à apporter ces compromis.

Il est vraisemblable que les commutateurs MEMS, si les défis qui subsistent encore sur les technologies de fabrications sont relevés, remplaceront les trois autres types de commutateurs employés actuellement pour certaines applications.

Dans le secteur des terminaux mobiles par exemple, les MEMS RF (micro-switches et BAW) semblent permettre l'intégration de nouvelles fonctions comme de la video, des jeux, l'Internet, et

l'acceptation de plusieurs standards. En effets, les autres technologies employées actuellement pour traiter les signaux RF (diodes PiN et transistors FET) ne sont pas assez performantes en terme d'isolation, de linéarité et de pertes d'insertion.

## **B. Fonctions électroniques intégrant les switches MEMS RF**

En raison des qualités présentées dans le paragraphe précédent les switches MEMS peuvent être utilisés pour remplacer les composants semi-conducteurs classiques. Les fonctions électroniques qui paraissent attractives sont notamment les déphaseurs (« Phase Shifter »), tuners d'impédance et filtres ou encore les routeurs.

Comme cela a été présenté auparavant, les switches MEMS à actionnement électrostatique ne nécessitent virtuellement aucune dépense d'énergie pour le maintien en position du commutateur. De même, les switches à actionnement magnétique et les composants mécaniquement bistables ne consomment qu'au cours de leur phase d'actionnement, le maintien se faisant ensuite respectivement grâce aux propriétés des matériaux ou propriétés mécaniques de la structure. Ces composants sont donc a priori aussi d'excellents candidats pour exercer la fonction de routeur, c'est-à-dire pour diriger un signal électrique.

Nous avons vu dans le paragraphe précédent que les micro-commutateurs MEMS avaient des applications dans le domaine de l'électronique radio-fréquences. Leurs qualités intrinsèques de faible taille, faible consommation font aussi de ces composants des candidats appréciés dans le domaine du biomédical, et notamment pour les systèmes implantés où l'autonomie est un gage de confort pour le patient et parfois aussi de diminution de coût pour les systèmes d'assurance maladie.

Le CEA-LETI développe actuellement un nouveau système de stimulation cérébrale profonde en collaboration avec le CHU de Grenoble pour améliorer l'opérabilité des personnes touchées par la maladie de Parkinson. Ce type de stimulation est aussi à l'étude pour soigner les symptômes de pathologies telles que l'épilepsie et l'obésité. La méthode thérapeutique appliquée depuis plus de 10 ans consiste à implanter des électrodes de stimulation, localisées de manière précise autour du noyau sous-thalamique, et à induire un courant électrique à des fréquences de l'ordre de 100-200 Hz [BEN 05], comme c'est illustré sur la Figure 10.

L'objectif du nouveau système est de permettre l'implantation d'un plus grand nombre d'électrodes de stimulation [BOU 03], et leur sélection post-opératoire. Ce système permettrait de réduire le temps, et donc le coût, de l'opération. En effet, la méthode actuelle nécessite la participation active du malade au cours de l'opération, de manière à ce que le chirurgien puisse

évaluer si la position des électrodes est bonne. La zone à stimuler ayant une taille de l'ordre d'un gros grain de riz, l'implantation d'un plus grand nombre d'électrodes, permet d'une part d'atteindre plus facilement la zone à exciter, et d'autre part de stimuler une zone volumique plus importante, ce qui peut dans certains cas apporter une amélioration thérapeutique.

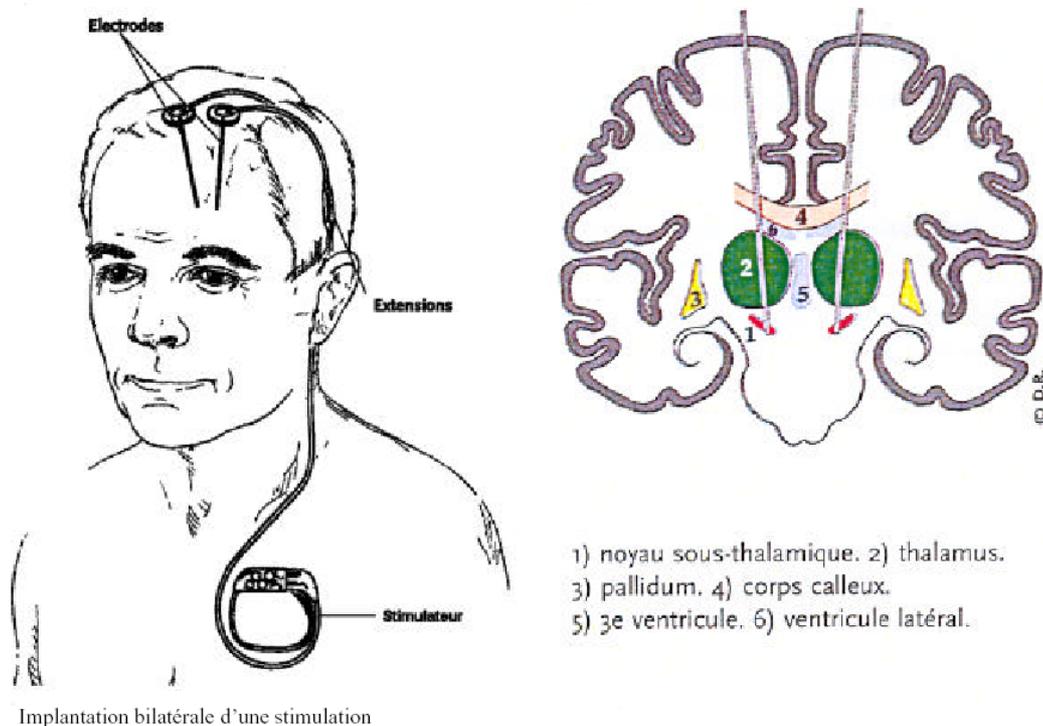


Figure 10 : la stimulation cérébrale profonde (d'après [ANA 01])

Le micro-commutateur bistable développé dans le cadre de ce travail pourra être intégré au sein du nouveau système est ainsi permettre d'améliorer l'autonomie du système et sa taille. En effet, les matrices de commutation sont actuellement réalisées en technologie CMOS, ce qui entraîne une consommation faible mais continue, alors qu'un composant bistable mécaniquement ne consommera que lors de sa phase d'actionnement. Par ailleurs, lorsque les technologies MEMS seront un peu plus matures, il est raisonnable de penser que des composants MEMS pourront être intégrés directement au-dessus de circuits ASIC (« MEMS above IC »). Plutôt que de réaliser du report sur substrat des différentes puces et composants discrets, une intégration « above IC » sur substrat souple permet de gagner en taille et confort pour l'utilisateur final.

### **III. Les différentes architectures de commutateurs MEMS**

La difficulté rencontrée pour fiabiliser les switches MEMS s'explique notamment par la complexité et la variété des phénomènes qui influencent le fonctionnement de ces composants. Les propriétés intrinsèques des matériaux du composant (mécaniques, électriques, thermiques) vont notamment fortement influencer les propriétés électriques du composant. On a par exemple d'une part les pertes d'insertion qui vont dépendre du matériau conducteur utilisé pour le contact et de la force mécanique de contact ; d'autre part, l'isolation va dépendre des propriétés du matériau diélectrique ainsi que de son épaisseur.

Par ailleurs, une des causes importantes de défaillance des switches est le collage provoqué par le chargement des diélectriques. Il existe notamment deux leviers pour éviter ce collage : travailler sur le matériau diélectrique afin de limiter au maximum la densité de pièges à électrons (défauts au sein du diélectrique ou à l'interface) ; ou encore avoir une structure suffisamment rigide afin que la force de rappel soit assez élevée pour équilibrer la force électrostatique associée au chargement du diélectrique. Dans cette partie, nous présenterons tout d'abord des structures qui sont monostables, c'est-à-dire qui nécessitent l'application permanente d'une tension électrique pour le maintien en position. Nous présenterons ensuite les géométries qui sont mécaniquement bistable, c'est-à-dire que le maintien dans chacune des deux positions (ON et OFF) se fait sans alimentation extérieure. Cette bistabilité pouvant aussi être atteinte par l'intégration de matériaux magnétiques, seront enfin détaillés des exemples de prototypes utilisant des matériaux magnétiques.

#### **A. Switches mono stables : les principales architectures**

Au début de ce travail, très peu d'architectures bistables mécaniquement étaient disponibles dans la littérature. L'architecture que nous proposons s'est donc inspirée de composants mono stables, c'est-à-dire qui ne sont pas bistables mécaniquement. Par ailleurs, pour comprendre le fonctionnement et l'intérêt du composant présenté dans ce travail, il est intéressant d'avoir une vue globale sur les différentes architectures de switches MEMS classiques.

##### **1) Switches à actionnement électrostatique**

###### **a) La plaque encastrée-libre.**

Le laboratoire Lincoln du MIT propose la géométrie relativement simple décrite sur la Figure 11. Ce composant a montré des propriétés électriques remarquables [DUF 01]. Il consiste en une

plaque composite comportant de l'aluminium et de l'oxyde de silicium déposés dans deux états de contrainte différents. L'actionnement se fait à l'aide d'une force électrostatique appliquée par effet de fermeture éclair (« zipping ») : cet effet permet de diminuer la tension d'actionnement, puisqu'on diminue progressivement l'espace entre les deux électrodes lors de l'actionnement.

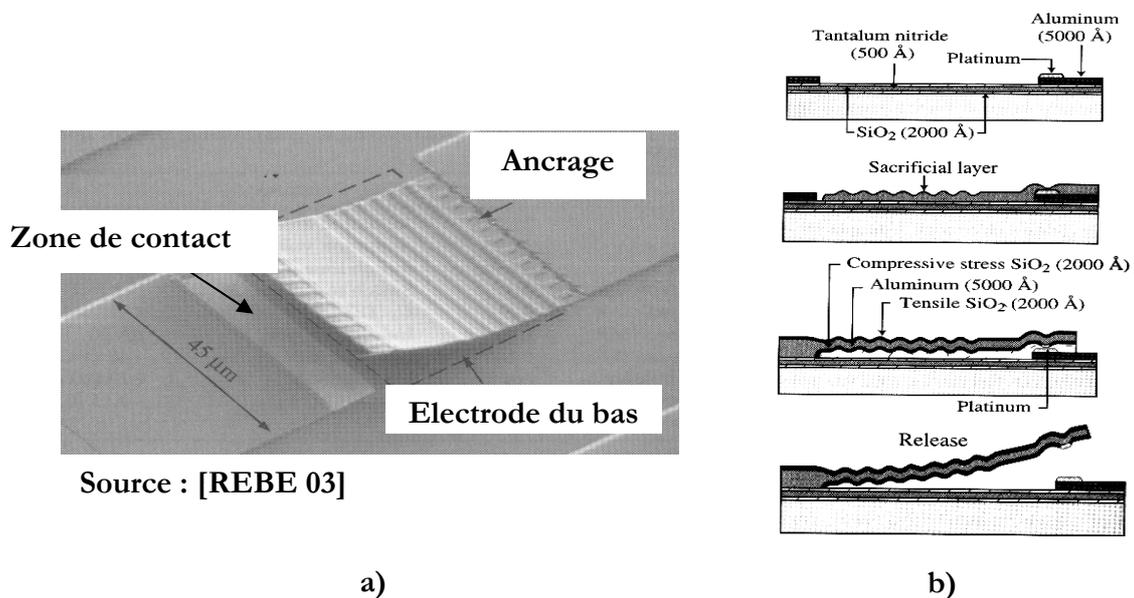


Figure 11 : a) photo MEB et b) processus de fabrication [DUF 01]

Un composant fabriqué par Motorola, qui consistait en une poutre encastrée-libre, a aussi démontré des performances remarquables et comporte une architecture semblable [MER 04].

Le gros avantage des commutateurs de type encastré-libre est leur faible rigidité. Cela leur permet d'avoir, du moins théoriquement, une faible tension d'actionnement. Dans le cas du switch développé par le laboratoire Lincoln, cet avantage est renforcé par un effet de « zipping », qui contribue à diminuer la tension d'actionnement. Par ailleurs, la conception de ce composant est particulièrement intéressante car c'est l'un des premiers switches MEMS à intégrer les contraintes résiduelles. En effet, la plupart des concepteurs se contentent d'essayer de diminuer l'impact des contraintes résiduelles sur le fonctionnement du composant. Ici, comme pour le prototype développé dans ce travail, le concepteur utilise les contraintes résiduelles afin d'obtenir le composant désiré.

### b) La poutre encastrée-encastrée

La majorité des switches MEMS développés et publiés utilisent une architecture composée d'une poutre encastrée-encastrée. Cette géométrie a une rigidité importante, ce qui met le composant à l'abri d'une part des commutations intempestives dues à des sollicitations

extérieures (accélérations et chocs notamment), et d'autre part permet de limiter le collage grâce à une force de rappel plus importante. A notre connaissance, le premier composant de cette architecture ayant des caractéristiques radiofréquences acceptables a été publié par [GOL 98]. La Figure 12 donne une illustration de ce composant.

### Encastrement Diélectrique Membrane

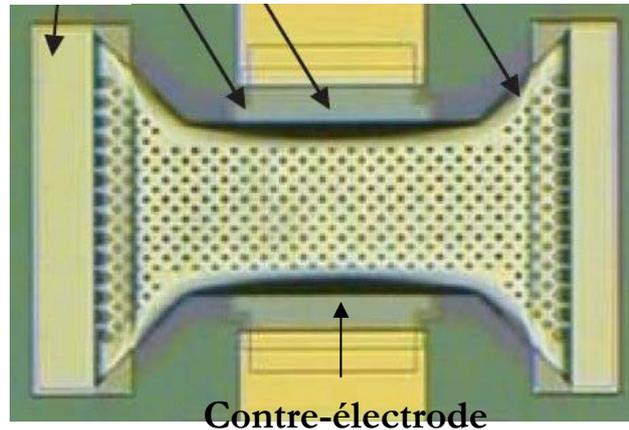


Figure 12 : switch électrostatique constitué d'une poutre encadrée-encadrée [REB 01]

On distingue sur la Figure 12 des petits trous répartis sur l'ensemble de la poutre. Ces trous permettent de faciliter la fabrication du composant en rendant une libération finale (élimination de la couche sacrificielle) de la structure plus aisée, mais contribuent aussi à améliorer certaines caractéristiques du composant. La vitesse de commutation est ainsi réduite grâce à la diminution de l'amortissement occasionné par le fluide situé entre la poutre et le substrat ; par ailleurs ces trous diminuent la rigidité (relâchement des contraintes résiduelles notamment) et donc entraînent une réduction de la tension d'actionnement. Le corollaire à cette diminution de la tension d'actionnement est, comme expliqué précédemment, une augmentation du risque de collage électrostatique de la poutre

Il existe de nombreuses variantes de poutre doublement encadrées où les concepteurs se sont efforcés de réduire la tension d'actionnement du commutateur, paramètre qui est toujours un frein à l'expansion des switches MEMS pour les applications grand public. Deux exemples de structure à relaxation de contrainte sont donnés sur la Figure 13. Un modèle analytique pour quantifier l'influence du nombre de méandres (cf. Figure 13-b) sur la relaxation des contraintes initiales de la poutre, et donc sur sa rigidité est notamment proposé par [PER 03].

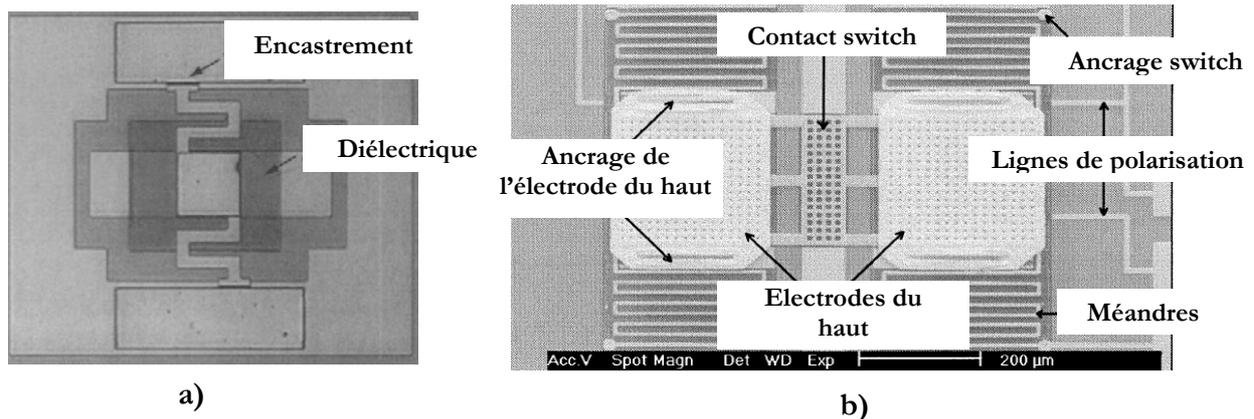


Figure 13 : *switch capacitif à actionnement électrostatique et structure de relâchement de contraintes a) [PAR 00], et b) [PER 03]*

Un commutateur à actionnement thermique et maintien électrostatique a théoriquement pour avantage de diminuer la tension nécessaire au basculement du switch. Ce type de composant est présenté dans la partie suivante.

## 2) Commutateur à actionnement thermique et maintien électrostatique.

La structure proposée dans la Figure 14 comporte un bi-actionnement composé d'un bilame thermique pour déplacer la poutre portant le contact électrique, et d'un système d'électrodes qui permet un maintien grâce aux forces électrostatiques [ROB 03].

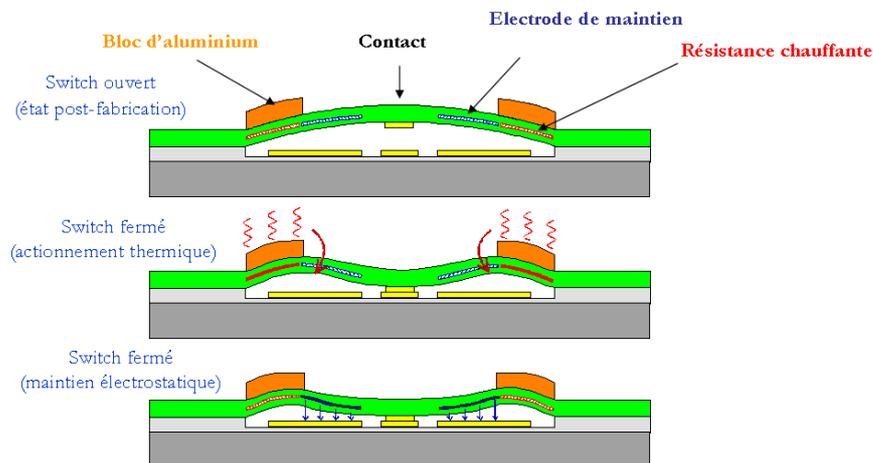


Figure 14: *switch à actionnement thermique et maintien électrostatique [ROB 03]*

Ce type de structure combine avantageusement un déplacement important et une faible tension d'actionnement propre à l'actionnement thermique avec la faible consommation du maintien électrostatique (virtuellement nulle). Le même principe a été repris pour la fabrication d'un commutateur résistant aux environnements sévères ([CON 03], [CON 04]).

## B. Switches MEMS bistables : quelques architectures

Une structure bistable mécaniquement ou grâce à l'intégration de forces magnétiques permanentes permet de s'affranchir du maintien électrostatique, qui même s'il ne consomme virtuellement aucune énergie, nécessite la présence d'une source de tension extérieure.

### 1) Switch à actionnement électrostatique et charnières flexibles

Ce composant est constitué par un corps sur lequel est apposé un contact électrique. Ce corps est rattaché au substrat par l'intermédiaire de quatre charnières flexibles qui confèrent le comportement bistable au système. Le mouvement de ce switch repose sur un actionnement électrostatique par le biais de peignes inter-digités.

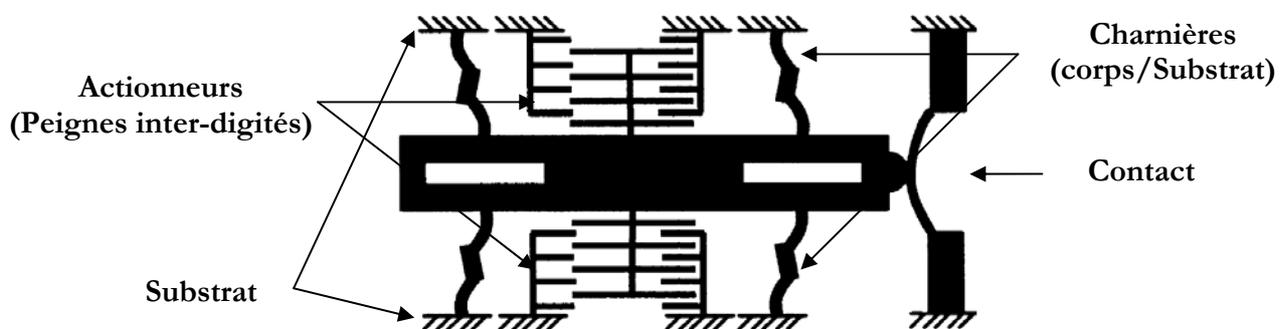


Figure 15 : schéma du composant [REC 05]

Les principales caractéristiques de ce composant sont résumées dans le tableau suivant :

Type d'actionnement	Electrostatique
Tension de maintien (V)	0
Tension d'actionnement (V)	16
Energie d'actionnement (nJ)	0,2
Fiabilité (Nombre de cycles)	$4.10^4$
Temps OFF/ON ( $\mu$ s)	500
Temps ON/OFF ( $\mu$ s)	200
Taille ( $\mu\text{m}^2$ )	$1500 \times 1500$

Tableau 4 : caractéristiques du switch bistable [REC 05]

Ce type de composant est très simple à réaliser puisqu'il ne nécessite qu'un seul niveau de photolithographie. En contrepartie de cette simplicité, le contact qu'on obtient avec ce type de

technologie est de très faible qualité : la résistance électrique est relativement importante, et sa durée de vie relativement faible [REC 05].

## 2) Relais à actionnement thermique et forme initiale sinusoïdale

Ce composant a été développé pour la réalisation d'un relais électrique. Pour cette raison, ses dimensions sont relativement importantes comparées aux dimensions des switches MEMS standard. Ce relais peut se décomposer en deux entités : l'actionneur thermique d'une part (cf. Figure 6 pour le principe), et d'autre part la partie bistable qui est constituée d'une double poutre fabriquée sous forme sinusoïdale. Le contact est placé au centre de la double poutre ; il est fabriqué de manière à empêcher les rotations du centre de la double poutre, afin de rendre impossible la naissance d'un deuxième mode de flambement. Dans ces conditions, la force de contact qui peut être exercée par le relais va être plus importante, et donc la résistance du contact plus faible.

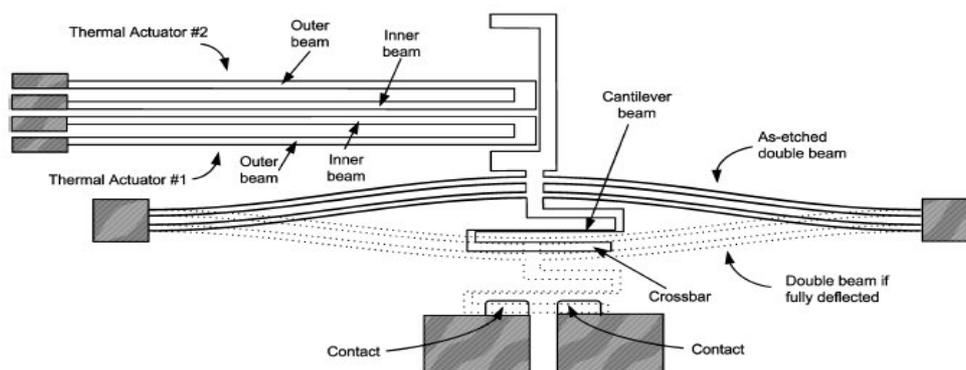


Figure 16 : schéma du relais bistable [QIU 03]

Les caractéristiques du composant, résumées dans le tableau suivant montrent que ce relais n'a pas été conçu pour servir de switch RF : la vitesse de commutation, la taille et la tension d'actionnement sont incompatibles avec les applications RF.

<b>Type d'actionnement</b>	Thermique
<b>Tension de maintien (V)</b>	0
<b>Tension d'actionnement (V)</b>	50-60
<b>Energie d'actionnement (mJ)</b>	50
<b>Temps OFF/ON (ms)</b>	2.5
<b>Temps ON/OFF (ms)</b>	<1.5
<b>Taille (<math>\mu\text{m}^2</math>)</b>	5000×500

Tableau 5 : caractéristiques du relais bistable [QIU 03]

### 3) Relais à actionnement électrostatique (Zipping)

Ce composant possède comme le précédent une double poutre qui donne la bistabilité au système. Pour mettre en mouvement cette double poutre, ce switch utilise un actionneur zipping qui est composé d'une poutre encastrée-libre qui lorsqu'elle est soumise à une force électrostatique va se mouvoir vers le haut ou le bas, et entraîner la poutre bistable qui porte le contact.

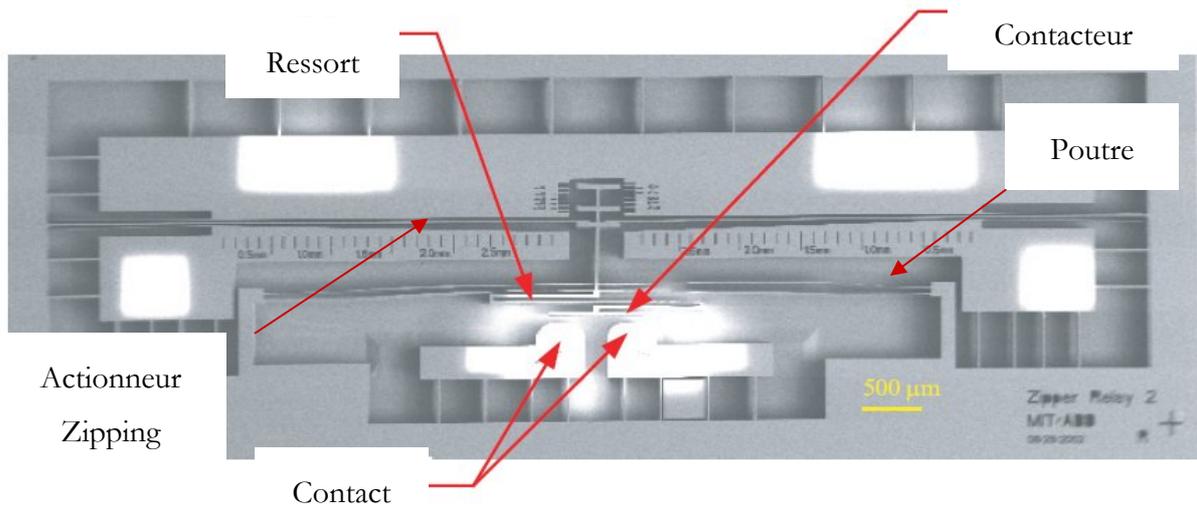


Figure 17 : switch bistable à actionnement électrostatique de type zipping [LI 04]

Comme pour le relais précédent, on s'aperçoit que les caractéristiques de taille, tension d'actionnement, et de temps de commutation ne permettent pas d'utiliser ce composant comme switch RF.

Type d'actionnement	Electrostatique (zipping)
Tension de maintien (V)	0
Tension d'actionnement (V)	150
Fiabilité (Nombre de cycles)	$4.10^7$
Temps OFF/ON (ms)	3
Temps ON/OFF (ms)	~3.5
Taille ( $\mu\text{m}^2$ )	1000×9000

Tableau 6 : caractéristiques du relais bistable [LI 04], [LI 05]

#### 4) Switch thermique à section non-constante

Le mécanisme à l'origine de la bistabilité du composant présenté sur la Figure 18 repose sur l'utilisation d'une poutre à section inhomogène. Cette section particulière va rigidifier la structure, et bloquer le passage d'une position de stabilité à l'autre. Outre l'absence de source d'énergie pour le maintien en position, les systèmes bistables permettent aussi d'obtenir des forces de contact importantes, et donc de faibles résistances de contact. Ce prototype, testé en RF, a montré des pertes d'insertion de -1dB à 3,5 GHz.

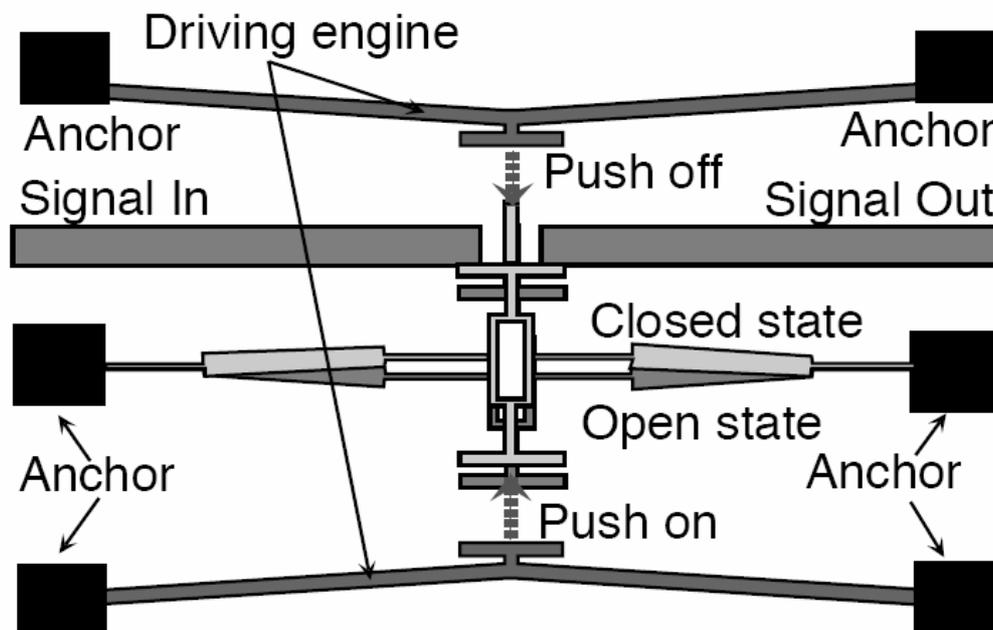


Figure 18 : relais bistable à actionnement thermique [QUE 04]

L'actionnement de ce composant est réalisé par le biais d'actionneurs thermiques de type V (cf. Figure 4). Le basculement d'une position à l'autre se fait grâce au déplacement dans le plan des actionneurs thermiques.

Type d'actionnement	Thermique (Type V)
Tension de maintien (V)	0
NRJ d'actionnement ( $\mu$ J)	662
Temps OFF/ON (ms)	20
Taille ( $\mu\text{m}^2$ )	$\sim 1800 \times 1000$

Tableau 7 : switch à actionnement thermique

### 5) Relais à mécanismes souples

Les mécanismes souples permettent de réaliser des mécanismes bistables [JEN 99]. Les premiers microsystèmes proposés étaient basés sur des liaisons pivots. Il est cependant difficile de réaliser ce type de liaison, qui possède de surcroît une faible fiabilité (à cause notamment des frottements). Les dernières structures bistables réalisées selon ce principe sont illustrées sur la Figure 19. Le composant de la Figure 19-a est actionné en température, et incorpore un contact électrique. Les principales caractéristiques de ce composant sont rassemblées au sein du Tableau 8.

Type d'actionnement	Thermique
Tension de maintien (V)	0
Tension d'actionnement (V)	11
Temps OFF/ON ( $\mu$ s)	340
Taille ( $\mu$ m <sup>2</sup> )	$\sim 1920 \times 1000$

Tableau 8 : résultat du composant [GOM 02]

Au vu des résultats synthétisés dans ce tableau, on voit que ce type de composant peut être actionné avec une faible tension, mais possède une taille relativement importante. Le tout dernier mécanisme souple proposé est illustré par la Figure 19-b.

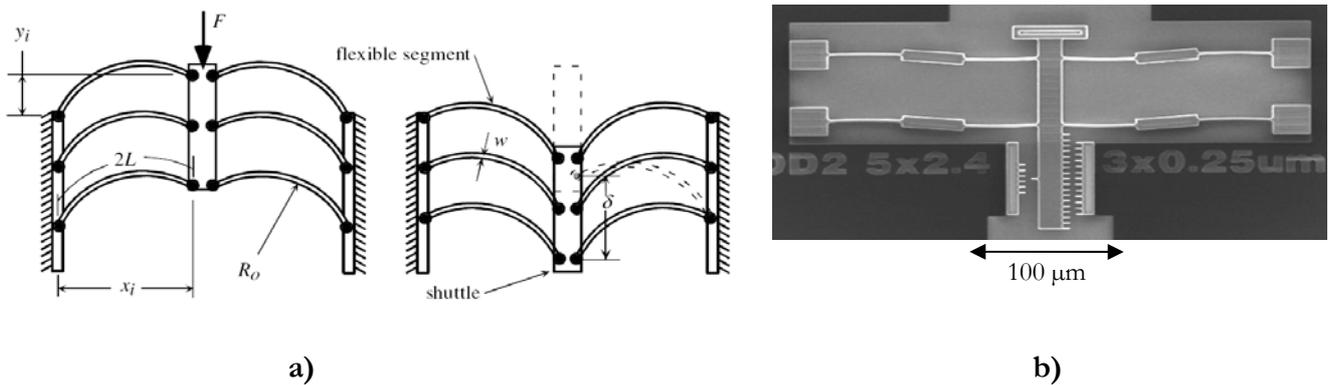


Figure 19 : relais bistables basés sur un mécanisme souple a) [GOM 02] , b) [WIT 06]

## 6) Switches à actionnement magnétique

De nombreuses études ont été réalisées pour la réalisation de switches MEMS à actionnement magnétique. Le premier switch commercialisé est d'ailleurs le switch bistable magnétique illustré sur la Figure 20. Son principe de fonctionnement repose sur la mise en mouvement d'un balancier en matériau magnétique comportant à une de ses extrémités un contact électrique. Cette poutre va passer d'une position à l'autre lors du passage d'un courant dans une bobine située sous ce balancier.

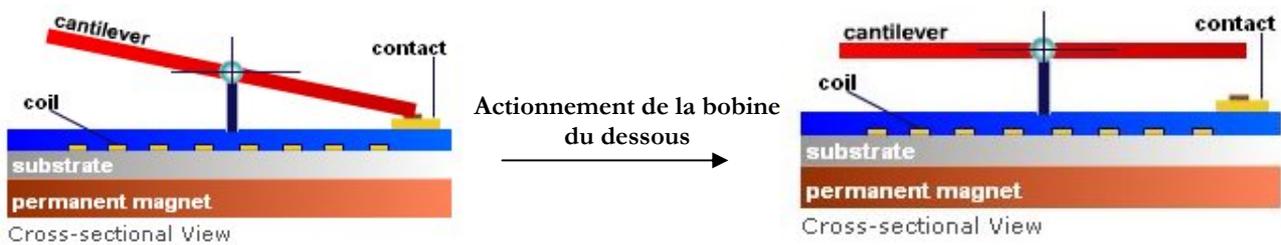


Figure 20 : principe du bistable magnétique de la société Magfusion [MAG 06], [RUA 01]

Les caractéristiques de ce composant, actuellement commercialisé pour des applications en instrumentation sont relativement bonnes, et sont regroupées dans le Tableau 9.

Type d'actionnement	Magnétique
Tension de maintien (V)	0
Tension d'actionnement (V)	5
Energie d'actionnement (mJ)	125
Fiabilité (Nombre de cycles)	$10^7$
Temps OFF/ON ( $\mu$ s)	50
Temps ON/OFF ( $\mu$ s)	50
Taille ( $\mu\text{m}^2$ )	2000×1600

Tableau 9 : caractéristiques du switch de la société Magfusion [MAG 06]

Comme on peut le voir dans le Tableau 9, les principaux inconvénients de ce type de composant sont une énergie d'actionnement importante associée à une surface d'occupation relativement élevée. Un composant similaire a été publié dans [ZHA06], mais aucune donnée n'est fournie sur ses caractéristiques.

## IV. Architecture proposée

Nous décrivons dans cette partie les limites des architectures mécaniquement bistables présentées dans la partie précédente et qui comportent des contacts de type latéral. Nous expliquerons notamment l'intérêt d'une architecture comportant un contact de type plan pour la fabrication d'un composant à faible résistance électrique de contact.

Pour intégrer un contact de type plan dans une architecture bistable, nous proposons d'utiliser avantageusement les contraintes résiduelles qui se forment dans les couches minces lors de leur dépôt. Après avoir décrit l'origine de ces contraintes, et les principaux paramètres qu'il est possible d'utiliser pour les piloter, nous présenterons donc l'architecture utilisée pour réaliser notre composant bistable. Enfin, un système d'actionnement thermique adapté à cette géométrie sera proposé.

### A. Réalisation d'un contact électrique de type plan

#### 1) Les limites du contact de type latéral

Pour les applications radio-fréquences, il est important d'avoir une résistance de contact faible, afin de limiter les pertes d'insertion du switch MEMS. Or, il est très difficile de métalliser les flancs issus d'une gravure profonde ([LI 04], [KRU 99]). La réalisation d'un contact électrique fiable, c'est à dire capable de transmettre des puissances électriques importantes tout en gardant une grande stabilité lors d'un test de fatigue (en effectuant un grand nombre de cycles) est difficile. Dans la Figure 21, on peut voir que le contact latéral possède une résistance électrique initiale relativement importante (de l'ordre de 5 Ohm), et cette résistance augmente rapidement avec le nombre de cycles. Ceci est typique d'un contact où la métallisation n'est pas optimum.

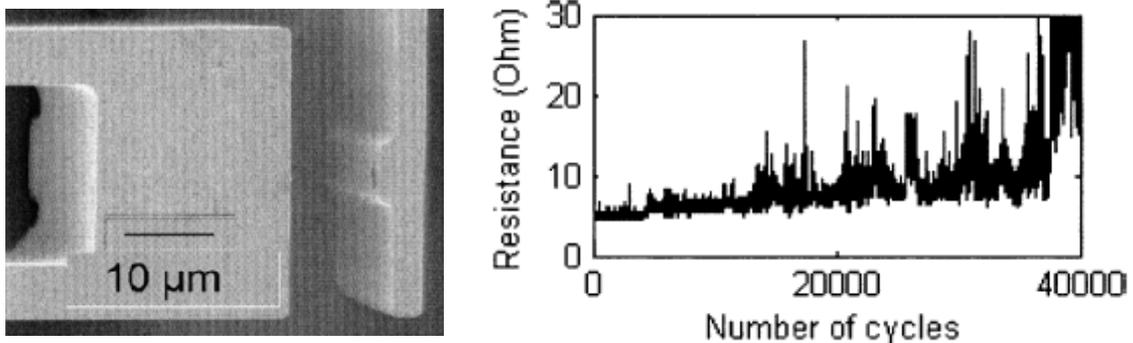


Figure 21 : a) image MEB et b) fiabilité du contact du prototype proposé par [REC 05]

[KRU 99] propose les deux architectures de la Figure 22 pour réaliser la métallisation. Dans les deux cas, la surface de contact est très fine puisqu'elle est proportionnelle à l'épaisseur du matériau servant à la métallisation.

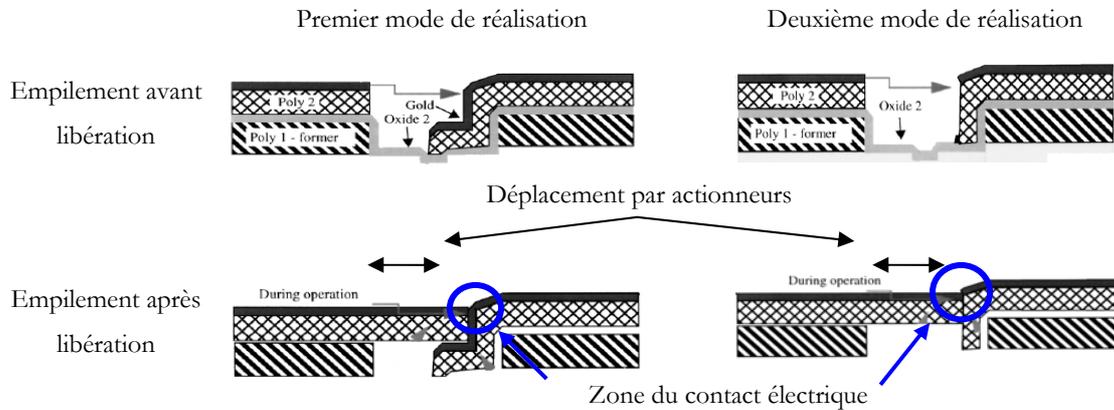


Figure 22 : modes de réalisation de contacts latéraux proposés par [KRU 99]

Les auteurs qui ont travaillé sur le sujet comptent sur la faible proportion de métal pulvérisé sur les flancs d'une gravure DRIE pour réaliser la métallisation du contact ([LI 04], [REC 05]). Une double gravure permettrait d'avoir des flancs « avec pentes » à métalliser, comme illustré sur la Figure 23-a, au lieu des flancs « droits » de la Figure 23-b. Ce type de contact est cependant difficile à réaliser [LI 04].

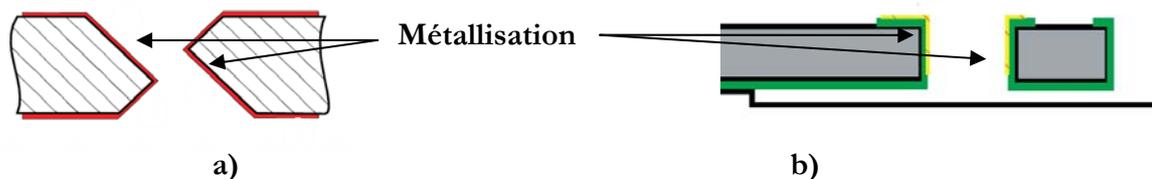


Figure 23 : profils des contacts obtenus par a) gravure KOH et b) DRIE, [LI 04]

Avec les technologies de contact plan, on obtient généralement des résistances électriques de contact inférieures et une fiabilité supérieure. Les résultats publiés dans [SAI 03] montrent par exemple une résistance de contact entre 2 et 3 Ohm et une fiabilité supérieure au milliard de cycles.

## 2) Fabrication d'un contact de type plan

Dans ce travail, nous proposons un design où le contact est de type plan et non pas latéral ; il n'est donc pas nécessaire de métalliser un flanc pour réaliser le contact électrique du composant.

Cette condition entraîne cependant un procédé de fabrication plus complexe, comme représenté sur la Figure 24 ; la réalisation du contact électrique se fait donc en perçant deux trous circulaires au sein de la poutre de silice qui porte le contact (Figure 24 étape 1), et en remplissant ensuite ces deux cavités par de l'or déposé par pulvérisation cathodique. Sur la Figure 24, on voit qu'une fois la couche sacrificielle éliminée (Figure 24, étape 3), on a de l'or qui apparaît sous la poutre. Ce contact électrique peut donc servir à fermer une ligne électrique, comme illustré par la Figure 25.

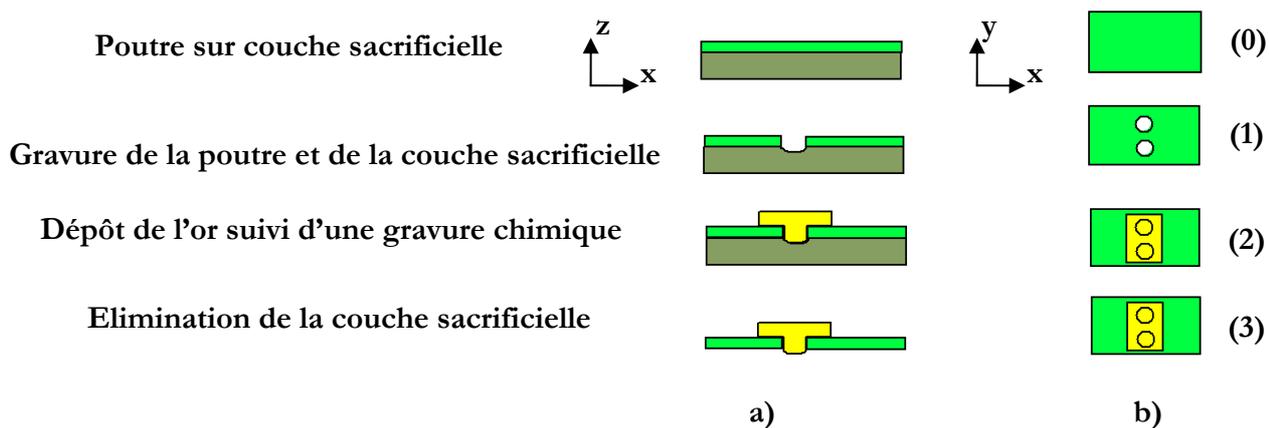


Figure 24 : réalisation du contact électrique vu a) en coupe, b) de dessus

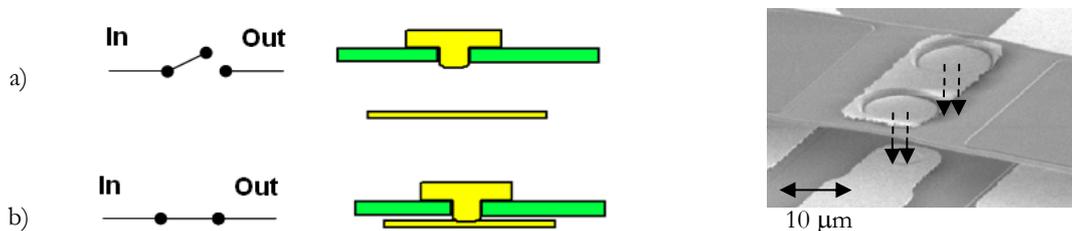


Figure 25 : a) ouverture et b) fermeture d'une ligne électrique par un contact de type « plan »

## B. Obtention d'un contact plan dans un switch bistable

L'architecture retenue pour la fabrication de nos composants bistables s'appuie sur l'existence et le contrôle des contraintes résiduelles des couches minces. Avant de détailler cette architecture, nous allons tout d'abord expliquer la genèse de l'état de contrainte des couches minces.

### 1) Origine et contrôle des contraintes résiduelles

#### a) L'état de contrainte équi-biaxial des couches minces

Lors de dépôts en couches minces, on considère que les matériaux que l'on dépose ont des propriétés isotropes dans le plan du substrat, et qu'on a systématiquement un état de contraintes

résiduelles équibiaxial. Cette hypothèse peut être justifiée en considérant que le substrat est infiniment rigide comparé à la couche mince que l'on dépose ; celle-ci ne peut donc pas relaxer ses contraintes dans le plan du substrat. En revanche, dans la direction orthogonale au plan du substrat, on considère que la couche peut entièrement se relaxer. Cet état de contrainte équibiaxial s'écrit donc dans le repère attaché au substrat plan  $(\vec{0}, \vec{x}, \vec{y})$  sous la forme tensorielle donnée par ( 5 ) :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{bmatrix} \sigma & 0 & 0 \\ 0 & \sigma & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}_{(0, \vec{x}, \vec{y}, \vec{z})} \quad (5)$$

### b) Mécanismes à l'origine des contraintes résiduelles

Les principaux phénomènes à l'origine des contraintes résiduelles ont été classés dans les sept catégories ci-dessous par [OHR 92]:

- 1) différence entre les coefficients de dilatation thermiques du film et du substrat,
- 2) différence entre le paramètre cristallin du substrat et celui du film mince au cours d'une croissance par épitaxie,
- 3) incorporation d'atomes (gaz résiduels, réactions chimiques...),
- 4) variation de l'espace inter-atomique en fonction de la taille du cristal,
- 5) processus de recristallisation,
- 6) micro-vides et arrangement spécial des dislocations
- 7) transformation de phase.

La première catégorie est aussi appelée « composante thermique » de la contrainte. C'est une composante de la contrainte résiduelle qui va dépendre directement de la température de dépôt de la couche mince et des coefficients de dilatation thermique linéaires (CTE) du film et du substrat, comme indiqué dans l'équation ( 6), où  $\alpha_{\text{film}}$  et  $\alpha_{\text{Sub}}$  sont respectivement les CTE du film et du substrat,  $\left(\frac{E}{1-\nu}\right)_{\text{Sub}}$ , le module d'Young biaxial du substrat, et  $\Delta T$  la différence entre la température de dépôt du film et la température ambiante.

$$\sigma_{th} = \left(\frac{E}{1-\nu}\right)_{\text{Sub}} \varepsilon_{th} = \left(\frac{E}{1-\nu}\right)_{\text{Sub}} (\alpha_{\text{Film}} - \alpha_{\text{Sub}}) \Delta T \quad (6)$$

La catégorie 2) où la différence des paramètres cristallins va être à l'origine de la contrainte résiduelle est propre aux dépôts réalisés par épitaxie, ce qui n'est le cas pour aucun des matériaux utilisés au cours de cette thèse.

Les paramètres des procédés de dépôt permettent d'agir sur les catégories numérotées de 3) à 7), et vont donc permettre de modifier l'état de contrainte résiduelle des couches minces.

Dans le cas du dépôt par pulvérisation cathodique de métaux purs, l'énergie des particules incidentes va modifier la microstructure des couches. Cette modification va notamment provoquer des changements dans la porosité et la densité des couches. Ces explications sont d'ailleurs corroborées par des mesures macroscopiques de vitesse de gravure par voies chimiques. Lors de réalisations technologiques, il est souvent constaté que les vitesses de gravures sont plus élevées pour les couches déposées en tension que pour les couches déposées en compression.

Pour les dépôts PECVD, des modifications chimiques vont aussi intervenir. Les résidus de la décomposition des gaz précurseurs (hydrogène ou oxygène notamment) ont en effet tendance à s'insérer dans la couche mince lors du dépôt. Les recuits permettent donc une désorption de ces atomes étrangers.

## 2) Utilisation des contraintes résiduelles

Dans la littérature, l'unique switch bistable ayant un contact plan est proposé par [RUA 01]. Cependant, la bistabilité est obtenue par l'utilisation de matériaux magnétiques, qui sont relativement difficiles à intégrer dans les microsystèmes. Pour pouvoir intégrer un contact plan dans un switch MEMS mécaniquement bistable, nous proposons d'utiliser les contraintes résiduelles des couches minces pour obtenir la forme sinusoïdale nécessaire à l'obtention de structures bistables.

Pour la conception d'un système mécaniquement bistable qui repose sur les contraintes résiduelles des couches minces, il faut donc connaître les coefficients élastiques (modules d'Young, coefficient de Poisson) et les contraintes résiduelles de chaque couche des composants que l'on dépose. Par ailleurs, comme il est souvent difficile de contrôler précisément la valeur de la contrainte résiduelle de chaque couche que l'on dépose, il nous a paru important d'utiliser un stratifié afin que la contrainte axiale responsable du flambement de la poutre ne dépende pas seulement de la contrainte résiduelle du matériau de la poutre. La contrainte axiale de flambement de la poutre va donc pouvoir être ajustée par rapport aux épaisseurs de différents matériaux déposés sur le châssis sur lequel est encastrée la poutre.

La géométrie permettant ainsi d'ajuster la contrainte axiale de la poutre est décrite sur la Figure 26 ; elle comporte une poutre encastrée sur un châssis rigide qui est solidaire du substrat par un encastrement situé au milieu de la poutre.

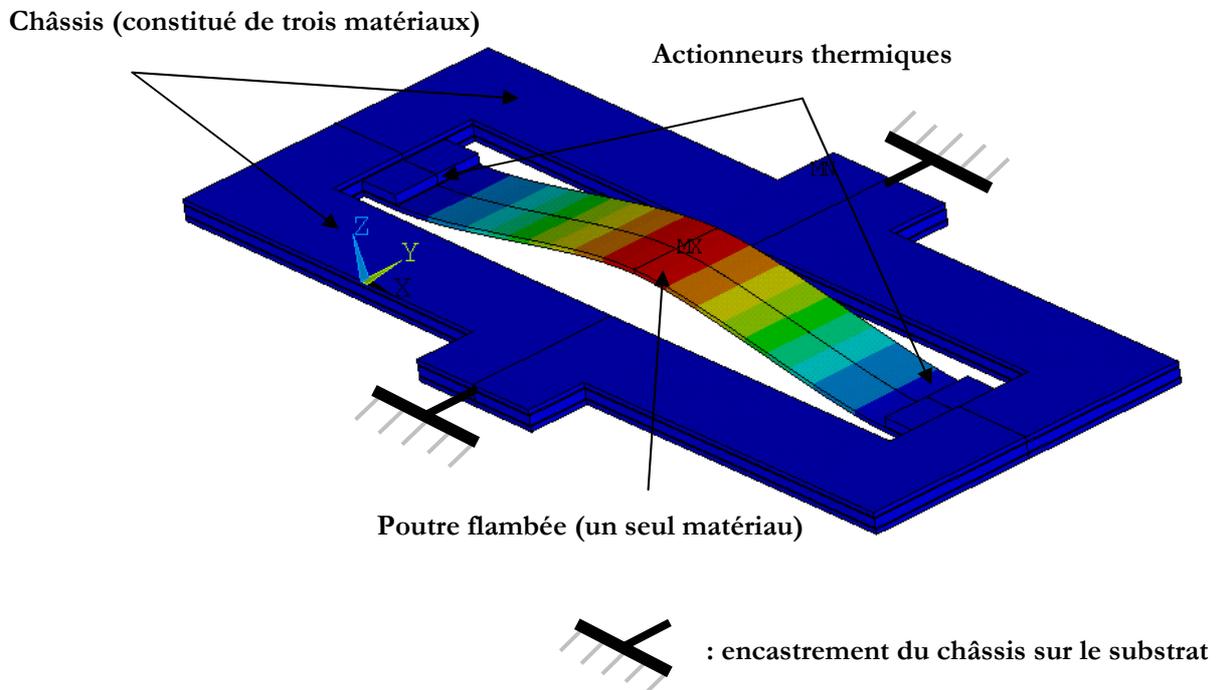


Figure 26 : géométrie sélectionnée pour le switch bistable de cette étude

Le châssis de cette structure est plus épais et plus large que la poutre et certains de ses matériaux peuvent être plus rigides, c'est-à-dire possèdent un module d'Young plus important que celui de la poutre. Ainsi, en contrôlant la déformation du châssis, on va contrôler le déplacement de l'encastrement de la poutre, et donc sa flèche initiale.

Cette géométrie permet notamment de décorrélérer la contrainte axiale responsable du flambement de la poutre de la contrainte du matériau de la poutre. En mettant sur le châssis des matériaux en tension, on va alors accentuer la contrainte axiale de la poutre, alors qu'en déposant un matériau en compression, on va relâcher la compression de la poutre, et donc diminuer la flèche de la poutre. L'explication analytique rigoureuse du fonctionnement du dispositif sera présentée dans la suite de ce travail.

### C. Actionnements thermiques

Le composant que nous avons développé utilise un actionneur thermique. Ce mode d'actionnement a été choisi car il permet d'avoir des déplacements relativement importants tout en utilisant des tensions d'actionnement relativement faibles.

Comme cela a été présenté brièvement auparavant, il est possible de décrire notre composant comme une poutre mise en compression par ses contraintes résiduelles, encastrée sur un châssis plus rigide que cette poutre. Cette poutre (en rouge sur la Figure 27) comporte par ailleurs des actionneurs thermiques situés à ses encastresments (« actionneurs 2 », en violet sur la Figure 27), ainsi qu'une autre paire d'actionneurs thermique situés dans le châssis (« actionneurs 1 » également en violet sur la Figure 27).

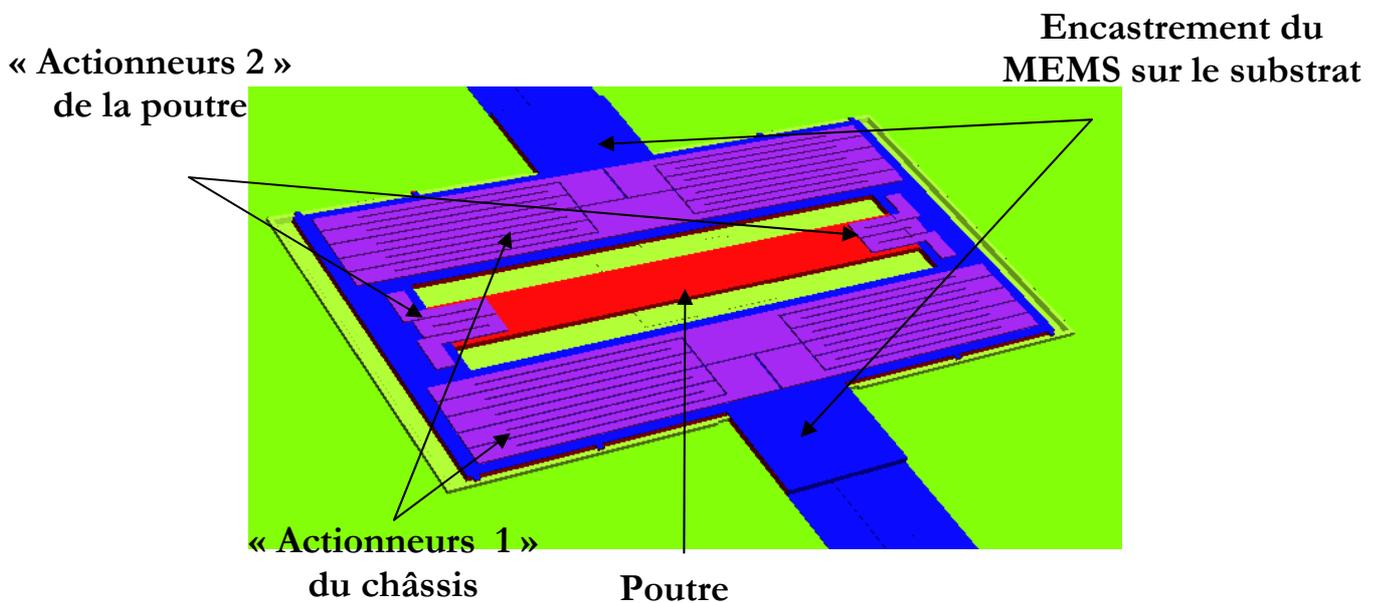


Figure 27 : dessin du composant MEMS fabriqué

Comme on peut le voir sur la Figure 27, l'actionnement thermique sélectionné est aisé à intégrer, puisque les deux types d'actionneurs (du châssis et de la poutre) sont réalisés sur le même niveau de photolithographie. Le fonctionnement du composant, et notamment des deux types d'actionneurs thermiques sera détaillé dans la deuxième partie de ce travail.

## ***Conclusion***

Nous avons introduit dans cette partie les différents phénomènes physiques qui permettent l'actionnement des MEMS, les usages qui peuvent être faits des switches MEMS, les architectures de switches MEMS bistables et monostables les plus courantes. Les architectures de MEMS bistables mécaniquement publiées dans la littérature présentent des mouvements dans le plan, car cette technique permet d'obtenir de manière relativement simple des structures bistables mécaniquement. Cependant ces architectures imposent que le contact électrique soit de type « latéral ».

Le composant que nous avons développé dans cette thèse a pour vocation d'être utilisé comme un routeur de signaux, éventuellement Radio-Fréquences. Pour transmettre les ondes RF, il est notamment très important d'avoir des résistances séries faibles, afin d'éviter les pertes d'insertions. Ceci nécessite d'avoir un contact de très bonne qualité, ce qui ne peut être réalisé, à notre avis, qu'en fabriquant un contact de type « plan ». Contrairement aux contacts latéraux, les contacts plans sont plus aisés à métalliser, ce qui permet d'obtenir un contact plus fiable et une résistance de contact électrique plus faible.

Dans la littérature, les composants mécaniquement bistables possèdent tous des architectures ayant des contacts de type « latéraux ». L'architecture proposée dans ce travail permet d'avoir un contact de type « plan », et est, à notre connaissance, la seule de ce type qui soit publiée dans la littérature. Pour obtenir une flèche initiale de forme sinusoïdale permettant d'obtenir une structure bistable, nous proposons d'utiliser les contraintes résiduelles des couches minces, afin de faire flamber une poutre. Ces contraintes résiduelles ont une composante thermique et une composante intrinsèque, et vont donc pouvoir être modifiées par les paramètres de dépôt utilisés.

L'architecture que nous proposons permet en outre de contrôler l'état de contrainte dans la poutre en dissociant cette contrainte de la contrainte résiduelle du matériau de la poutre. La modélisation mécanique de cette architecture sera l'objet de la partie suivante. Pour l'actionnement de notre structure, nous proposons des actionneurs thermiques avec lesquels on peut obtenir des déplacements relativement importants tout en utilisant des tensions d'actionnement relativement faibles.



## Partie 2 : conception mécanique

<b>Introduction</b> .....	<b>37</b>
<b>I. Modélisation analytique d'un commutateur parfaitement symétrique</b> .....	<b>38</b>
A. Modèle initial [SAI 00].....	39
B. Poutre encastrée-encastrée sous contraintes résiduelles .....	47
C. Exploitation du modèle analytique pour la conception d'un switch .....	65
D. Application au cas d'un MEMS Bistable.....	72
<b>II. Modélisation thermomécanique par éléments finis du composant</b> .....	<b>85</b>
A. Description de la géométrie et des conditions limites.....	85
B. Dimensions du composant.....	88
C. Contraintes résiduelles et mise en œuvre du calcul .....	90
D. Les résultats de l'analyse par éléments finis.....	92
<b>Conclusion</b> .....	<b>97</b>

### *Introduction*

Nous allons présenter dans cette partie les modèles mécaniques qui nous ont permis de dimensionner le composant bistable développé au cours de ce travail. Notre premier objectif a été de développer un modèle analytique permettant de comprendre la physique de la bistabilité par la mise en équation du comportement d'une poutre encastrée-encastrée soumise simultanément à une contrainte axiale de compression, et à une force transverse appliquée en son centre. Afin d'adapter ce modèle au cas de notre microsystème, nous avons utilisé un modèle de stratifié miroir qui permet de prendre en compte l'influence du châssis sur l'état de contrainte axiale de la poutre.

Le second objectif de cette modélisation était de vérifier que l'architecture du composant entier, comportant la poutre et ses actionneurs, avait un comportement bistable et que la force de contact obtenue avec cette géométrie était acceptable. Pour cela, nous avons développé un modèle par éléments finis sous le code ANSYS, afin de modéliser le comportement d'une architecture proche de la réalité.

## I. Modélisation analytique d'un commutateur parfaitement symétrique

Nous développons dans cette partie le modèle d'une poutre encastree-encastree soumise à des contraintes résiduelles de compression. Ce modèle permet notamment d'évaluer la stabilité des équilibres de cette poutre selon un critère énergétique. Ce modèle s'inspirant notamment du travail de M.T.A. Saif (cf. [SAI 00]), nous allons tout d'abord rappeler son travail en le commentant, avant de l'adapter au cas d'une poutre encastree-encastree, puis au cas de notre microsysteme.

Avant toute chose, il est nécessaire de considérer notre poutre d'un point de vue des structures. Les procédés de dépôt des matériaux en couches minces engendrent un état de contrainte équi-biaxial. Pour tenir compte de cet état de contrainte, on remplace habituellement le module d'Young  $E$  par le module d'Young biaxial  $\frac{E}{(1-\nu)}$ . Cependant, dans le cas d'une poutre qu'on libère, où la largeur est dix fois plus faible que la longueur, la pré-contrainte transverse va pouvoir se relaxer (relâcher), par une légère réduction de la largeur de cette poutre. On va donc passer de l'état de contrainte équi-biaxial illustré sur la Figure 28-a, à l'état de contrainte uniaxial de la Figure 28-b.

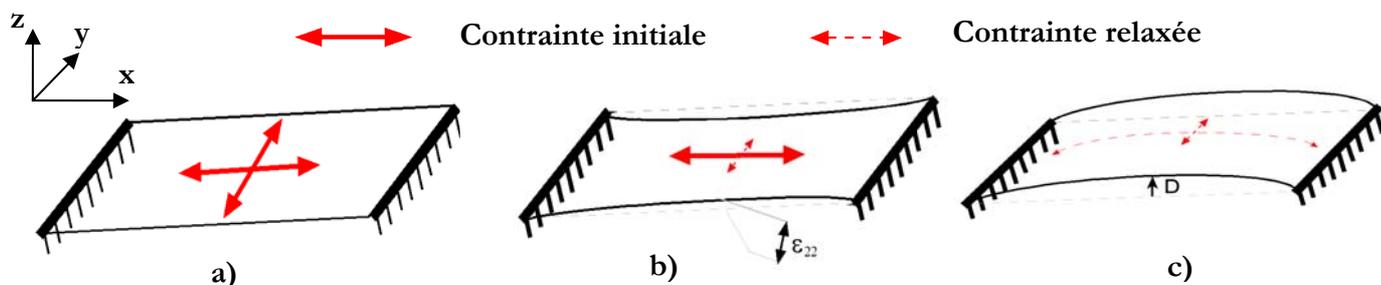


Figure 28 : a) structure non relaxée, b) structure relaxée dans sa largeur, c) structure entièrement relaxée.

Pour les structures étudiées au cours de cette thèse et qui ont toutes un rapport de 10 entre leur longueur et leur largeur, nous considérerons donc que l'état de contrainte initial de la poutre est uniaxial. Dans les calculs analytiques, on utilisera en conséquence le module d'Young, plutôt que le module biaxial.

La contrainte axiale de la poutre va, de son côté, entraîner le flambement de la poutre, comme illustré par la Figure 28-c, où D représente la flèche au centre de la poutre. Le modèle

développé dans la partie suivante permet, entre autre, de déterminer cette flèche  $D$  en fonction de la contrainte résiduelle initiale.

## A. Modèle initial [SAI 00]

### 1) Présentation du modèle et de ses hypothèses

M.T.A. Saif a étudié un microsysteme dont on commande d'une part la force axiale afin de faire flamber une micro-poutre de silicium, et d'autre part une force transversale appliquée sur le milieu de cette poutre. Comme indiqué sur la Figure 29, la force axiale  $P$  est appliquée par un actionneur de rigidité  $K$  qui permet d'imposer un déplacement  $\delta$  à l'un des encastrement de la micro-poutre. La force appliquée au milieu de la poutre est notée  $2R$ , et le déplacement correspondant, la flèche, est noté  $D$ .

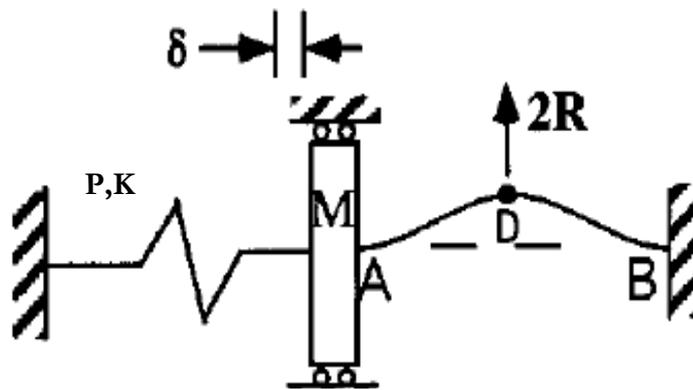


Figure 29 : schéma du dispositif (d'après [SAI 00])

L'auteur propose de décomposer le déplacement axial de la poutre  $\delta$ , en une partie liée à la déformation élastique de la poutre appelée  $\delta_e$ , et en une deuxième partie liée au flambement de la structure noté  $\delta_b$ , qui apparaîtra lorsque la poutre sera soumise à une force axiale  $P$  qui va dépasser la première charge critique de flambement  $P_{crit}$ .

Cette force  $P_{crit}$  va dépendre de la géométrie de la poutre, ainsi que de ses conditions d'encastrement. Le cas d'une poutre doublement encastree est déduit du cas d'une poutre encastree libre. Elle est fonction du module d'Young  $E$ , du moment d'inertie  $I$ , de la largeur  $b$ , la hauteur  $h$ , et de la longueur de la poutre  $L$  par la relation suivante [TIM 47] :

$$P_{crit} = \frac{4\pi^2 EI}{L^2} \text{ avec } I = \frac{bh^3}{12} \quad (7)$$

Les variables du problème, entre lesquelles on va s'attacher à déterminer une relation dans cette première partie, sont la force axiale appliquée sur la micro-poutre P, la force transverse 2R et la flèche correspondante D. Ces variables sont illustrées sur la Figure 30.

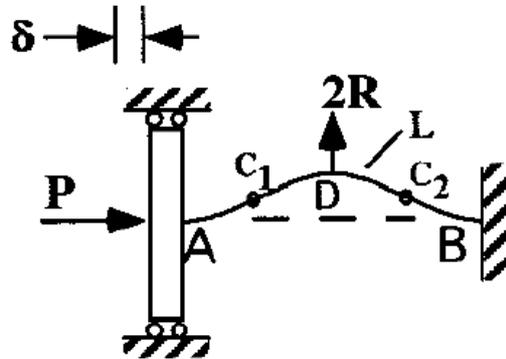


Figure 30 : descriptif des variables du problème

Pour établir une relation analytique entre ces variables, [SAI 00] pose les hypothèses suivantes :

- La flèche D est petite comparée à la longueur de la poutre  $D/L \ll 1$
- Les matériaux ont un comportement élastique.
- Le déplacement axial lié à l'élasticité du matériau  $\delta_e$  est négligeable par rapport à L.
- Le déplacement axial lié au flambage est donné par  $\delta_b = \frac{\pi^2 \cdot D^2}{4L}$ .
- La déformée de la poutre après flambage prend une forme de sinusöide.
- La poutre reste dans un mode 1

Notons que l'hypothèse d) résulte en fait directement de l'application de la théorie des poutres. En effet, la solution d'une poutre telle que décrite sur la Figure 30, dans le cadre des rotations modérées, est la sinusöidale d'amplitude D et de période  $\frac{2\pi}{L}$  suivante :

$$v(x) = \frac{D}{2} \left( 1 - \cos\left(\frac{2\pi x}{L}\right) \right) \quad (8)$$

Comme mentioné dans les cours de résistance des matériaux, la déformation axiale de membrane peut par ailleurs être exprimée dans l'hypothèse des rotations modérées sous la forme suivante :

$$\varepsilon = u' + \frac{v'^2}{2} \quad (9)$$

Enfin, d'après l'hypothèse c), on a  $u'=0$ . Le déplacement axial  $\delta$  peut alors être calculé en faisant l'intégrale de cette déformation sur la longueur de la poutre, ce qui nous amène à l'expression ci-dessous :

$$\delta = \int_0^L \varepsilon dx = \int_0^L \frac{v'^2}{2} dx = \int_0^L \frac{D^2 \pi^2}{2L^2} \sin^2\left(\frac{2\pi x}{L}\right) dx = \int_0^L \frac{D^2 \pi^2}{2L^2} \left(\frac{1}{2} - \frac{\sin\left(\frac{4\pi x}{L}\right)}{2}\right) dx = \frac{D^2 \pi^2}{4L} \quad (10)$$

Une discussion de l'hypothèse f) posée par [SAI 00] s'impose. On montrera dans la suite qu'elle est parfaitement valide jusqu'à ce que la force  $P$  atteigne un certain seuil que l'on déterminera. Nous montrerons notamment, à quel moment et dans quelles conditions un mode 2 ou 3 peut se former, ce qui revient en fait à déterminer la limite de validité du modèle proposé par [SAI 00].

## 2) Détermination de la relation entre R, P et D

Les points  $C_1$  et  $C_2$ , situés respectivement au quart et au trois quart de la poutre, sont des points d'inflexion de la sinusoïde ; les moments fléchissants en ces points sont donc nuls. Les symétries de la structure permettent donc de réduire le système considéré sur la Figure 30 au demi système de la Figure 31.

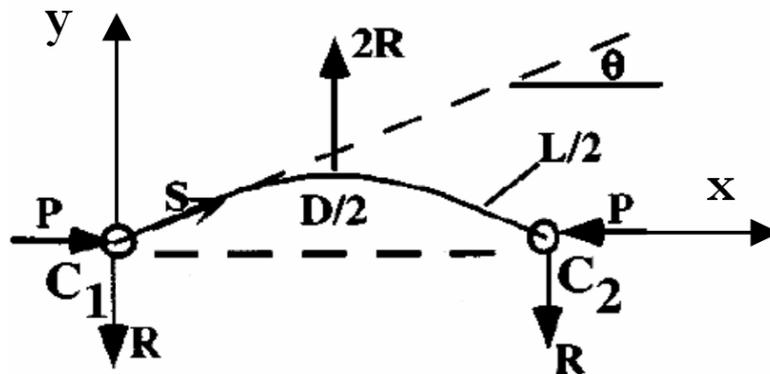


Figure 31 : description des variables du système réduit

Ces symétries permettent d'écrire que la longueur de ce demi système est  $\frac{L}{2}$ , et que l'amplitude de cette nouvelle sinusoïde est  $D_1 = \frac{D}{2}$ .

On appelle  $s$  l'abscisse curviligne qui a pour origine  $C_1$ .  $s$  prend donc pour valeur 0 en  $C_1$ , et  $\frac{L}{2}$  en  $C_2$ . On note  $y(s)$  le déplacement transversal entre  $C_1C_2$  en  $s$ , et  $x$  l'abscisse de la projection de  $s$  sur l'axe horizontal, comme représenté sur la Figure 32.

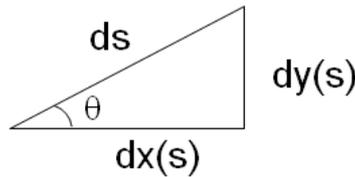


Figure 32 : relation sur une longueur élémentaire  $dx(s)$  entre abscisse curviligne  $ds$  et déflexion  $dy(s)$  d'une poutre

Pour trouver la relation qui lie l'abscisse  $x(s)$  avec  $s$  et  $y(s)$  que l'on notera par la suite respectivement  $x$  et  $y$ , on écrit tout d'abord les relations suivantes :

$$\begin{cases} dx = \cos(\theta)ds \\ dy = \sin(\theta)ds \end{cases} \quad (11)$$

Dans la suite, on notera la dérivée première et seconde de  $y$  par rapport à  $s$  respectivement  $y'$  et  $y''$ . En remarquant tout d'abord que  $y' = \sin(\theta)$  et  $|y'| \ll 1$ , on exprime aisément  $dx$  en fonction de  $ds$  et  $y'$ , comme dans l'expression ci-dessous, en négligeant les termes en  $y'$  supérieurs à 4 dans le développement limité de  $(1 - y'^2)^{\frac{1}{2}}$  :

$$dx = \cos(\theta)ds = \sqrt{1 - \sin^2(\theta)}ds = \sqrt{1 - y'^2}ds \approx \left(1 - \frac{y'^2}{2}\right)ds \quad (12)$$

Par ailleurs, en dérivant une seconde fois  $y$ , on obtient  $y'' = \cos\theta \frac{d\theta}{ds} = \frac{dx}{ds} \frac{d\theta}{ds}$ , ce qui permet d'exprimer la courbure d'une section de poutre :

$$\frac{d\theta}{ds} = \frac{y''}{1 - \frac{y'^2}{2}} \quad (13)$$

Or, l'équilibre d'un élément de poutre permet de relier cette courbure avec les moments dus aux forces  $R$  et  $P$ , le module d'Young et le moment d'inertie de la poutre par la relation :

$$\frac{d\theta}{ds} = \frac{y''}{1 - \frac{y'^2}{2}} = \frac{-Py - Rx}{EI} \text{ valable pour } x \in \left[0; \frac{L}{4}\right] \quad (14)$$

En faisant le développement limité de  $(1 + y'^2)^{-1}$ , en négligeant là aussi les termes en  $y'$  supérieurs à 4, puis en intégrant l'expression de  $dx$  donnée par (12) en fonction de  $y'$  trouvée précédemment, on trouve alors :

$$y'' \left(1 + \frac{y'^2}{2}\right) = \frac{-Py - R \int_0^s \left(1 - \frac{y'^2}{2}\right) ds}{EI} \quad (15)$$

Dans la mesure où la déformée possède une forme de cosinus, on a :

$$y = D_1 \sin(\omega s) \text{ où } D_1 = \frac{D}{2} \text{ et } \omega = \frac{2\pi}{L} \quad (16)$$

On a donc  $y' = D_1 \omega \cos(\omega s)$ ,  $y'^2 = D_1^2 \omega^2 \left[\frac{\cos(2\omega s) + 1}{2}\right]$  et  $y'' = -D_1 \omega^2 \sin(\omega s)$ .

L'équation (15) devient alors :

$$-PD_1 \sin(\omega s) - R \left[ s \left(1 - \frac{\pi^2 D_1^2}{L^2}\right) - \frac{\pi D_1^2}{4L} \sin(2\omega s) \right] = -EID_1 \omega^2 \sin(\omega s) \left[ 1 + \frac{1}{2} (\omega D_1)^2 \cos^2(\omega s) \right] \quad (17)$$

On cherche maintenant à transformer l'équation (17) en une équation polynomiale qui reliera  $D_1$ ,  $R$  et  $P$ , en fonction des propriétés de la poutre. On applique pour cela la méthode des résidus pondérés. On cherche donc à annuler la fonction  $B$  suivante (résidu) :

$$B(s) = -PD_1 \sin(\omega s) - R \left[ s \left(1 - \frac{\pi^2 D_1^2}{L^2}\right) - \frac{\pi D_1^2}{4L} \sin(2\omega s) \right] + EID_1 \omega^2 \sin(\omega s) \left[ 1 + \frac{1}{2} (\omega D_1)^2 \cos^2(\omega s) \right] \quad (18)$$

Pour cela, on écrit que le produit scalaire de ce résidu avec des fonctions tests est nul. En utilisant une fonction test de la même forme que la solution (méthode de Galerkin), on obtient l'égalité suivante, en intégrant sur le domaine de validité  $\left[0; \frac{L}{4}\right]$  :

$$\int_0^{L/4} B(s) \sin(\omega s) ds = 0 \quad (19)$$

On obtient alors l'équation ( 20 ) qui permet de relier  $D_1$ ,  $R$  et  $P$ , en fonction des propriétés de la poutre, et de sa charge critique  $P_{crit}$  :

$$\frac{P}{P_{crit}} \frac{D_1}{L} + \frac{R}{P_{crit}} \left[ \frac{2}{\pi^2} - \frac{8}{3} \left( \frac{D_1}{L} \right)^2 \right] = \frac{D_1}{L} \left[ 1 + \frac{\pi^2}{2} \left( \frac{D_1}{L} \right)^2 \right] \quad (20)$$

De cette expression, on peut notamment tirer les deux cas particuliers qui sont présentés dans la suite. Ces deux cas sont très utiles en pratique, et aisément vérifiables par d'autres modèles analytiques.

### 3) Cas d'une poutre sans force axiale ( $P=0$ )

C'est le cas d'une poutre de Bernoulli qui possède un encastrement d'un côté ( $u(0)=v(0)=v'(0)=0$ ), une glissière de l'autre ( $v(L)=u'(L)=0$ ), que l'on soumet à une force  $2R$  en son milieu. L'équation ( 20 ) conduit alors à l'expression ( 21 ) si l'on néglige les termes non-linéaires.

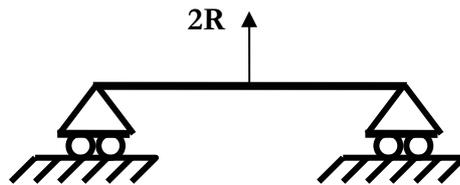


Figure 33 : poutre encastree d'un cote et en glissiere de l'autre

$$D_1 = 2R \frac{2}{\pi^4} \frac{(L/2)^3}{EI} \quad (21)$$

Comme nos calculs sont réalisés entre les deux points d'inflexion de la poutre flambée, cette relation peut être comparée à la relation linéaire classique ( 22 ) de la flexion trois points (Figure 33) pour une poutre de longueur  $L/2$  soumise à un effort transverse  $2R$  en son milieu :

$$D_1 = 2R \frac{1}{48} \frac{(L/2)^3}{EI} \quad (22)$$

On voit que les approximations faites pour établir la relation ( 20 ) sont faibles puisque la différence entre les deux expressions précédentes est inférieure à 2% lorsqu'on compare les rapports  $\frac{2}{\pi^4} = 20,53 \cdot 10^{-2}$  et  $\frac{1}{48} = 20,83 \cdot 10^{-2}$ .

#### 4) Cas d'une poutre en l'absence d'une force transversale ( $R=0$ )

Ce cas particulier correspond à une poutre qui flambe sous l'action d'une force axiale  $P$ . Lorsqu'on utilise la condition  $R=0$  dans l'équation ( 20 ), la relation entre la force  $P$  et le déplacement transversal  $D$  devient :

$$P = P_{crit} \left[ 1 + \frac{\pi^2 D^2}{8L^2} \right] = P_{crit} \left[ 1 + \frac{\delta_b}{2L} \right] \quad (23)$$

où l'on introduit l'allongement de la poutre entraîné par le flambage seul (équation ( 10)), pour la poutre complète. Cette équation lie donc, pour une force axiale supérieure à la première charge critique, la force axiale  $P$  au déplacement axial associé au flambage  $\delta_b$ . Cette relation ayant la forme  $P = P_{crit} + K_b \delta_b$ , on peut donc tirer un coefficient linéaire qui va exprimer la rigidité de la poutre lorsque  $P$  franchira le seuil de la première charge critique de flambement  $P_{crit}$ . Cette rigidité post-flambage  $K_b$  est donnée par l'équation ( 24 ) :

$$K_b = \frac{P_{crit}}{2L} \quad (24)$$

Parmi les hypothèses de calcul, nous avons posé que le raccourcissement dû à l'élasticité de la poutre était négligeable. On peut vérifier cette hypothèse en comparant la rigidité de la poutre après flambement, avec et sans la contribution de la déformation élastique. La rigidité élastique d'une poutre en compression uniaxiale est due à la compressibilité de son matériau constitutif, comme indiqué dans l'équation ( 25 ), où  $A$  est la section transverse de la poutre :

$$K_e = \frac{AE}{L} \quad (25)$$

Si l'on veut inclure la contribution de la déformation élastique dans le calcul de la rigidité de la poutre flambée, on peut par exemple prendre le modèle classique de deux rigidités mises en série, dont l'une aurait la raideur  $K_e$  donnée par ( 25 ), et l'autre de raideur  $K_b$  donnée par ( 24 ), et qui serait activz lorsque la force axiale  $P$  atteint la force critique de flambement  $P_{crit}$  ; on obtient alors le système ci-dessous :

$$\begin{aligned} K_e &= \frac{AE}{L} && \text{pour } P > 0 \\ K_b &= \frac{P_{crit}}{2L} && \text{pour } P > P_{crit} \end{aligned} \quad (26)$$

Une poutre soumise à une charge axiale va donc tout d'abord posséder un comportement linéaire, jusqu'à atteindre la charge critique déterminée selon ( 7). Ce seuil franchi, la rigidité du système  $K_{sys}$  va prendre la valeur donnée par ( 27 ) :

$$K_{sys} = \frac{1}{\frac{1}{K_e} + \frac{1}{K_b}} = \frac{K_e K_b}{K_e + K_b} = \frac{\left(\frac{P_{crit}}{2L}\right)\left(\frac{AE}{L}\right)}{\frac{AE}{L} + \frac{P_{crit}}{2L}} = \frac{AEP_{crit}}{2L(2AE + P_{crit})} \quad (27)$$

Cette équation permet donc de faire une approximation linéaire au problème de flambage qui est en réalité non-linéaire. Nous avons illustré l'influence de cette rigidité sur la Figure 34 qui représente l'évolution de la force axiale  $P$  en fonction du déplacement axial  $\delta$ , avant et après flambement. On voit que ce déplacement axial  $\delta$  est constitué d'un déplacement lié à l'élasticité de la poutre noté  $\delta_e(P)$ , et d'un déplacement lié au flambement de la poutre noté  $\delta_b(P)$ , ce dernier n'apparaissant que pour des valeurs de  $P$  supérieures à  $P_{crit}$ .

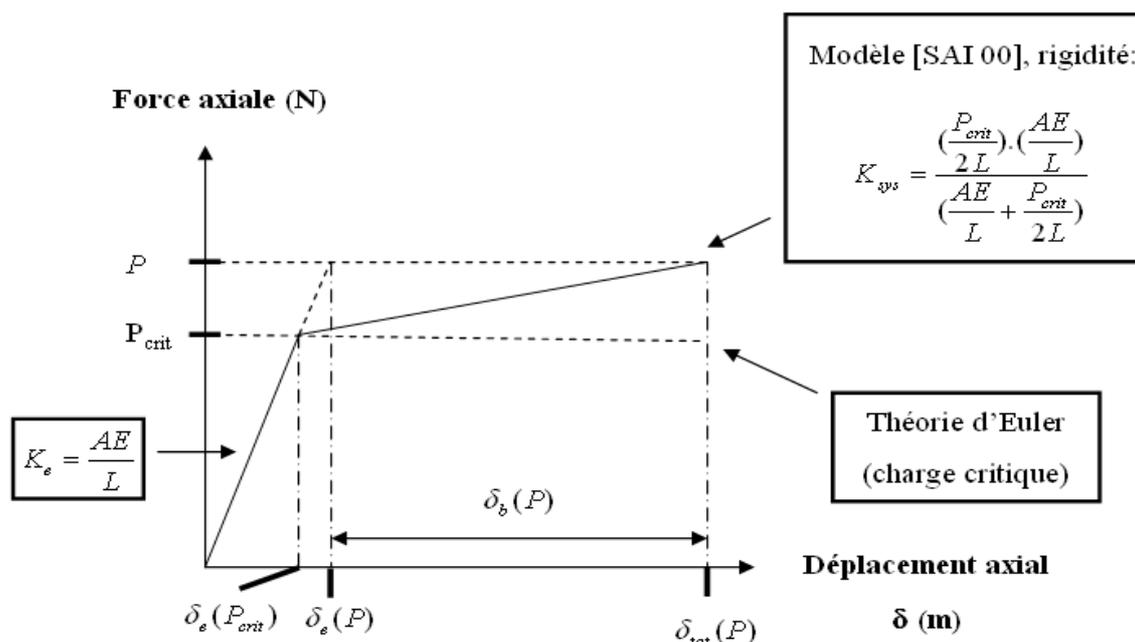


Figure 34 : force axiale  $P$  en fonction du déplacement axial

Comme illustré sur la Figure 34, et comme cela peut par ailleurs être aisément calculé par une application numérique simple, le déplacement axial lié à la déformation élastique  $\delta_e$  est faible comparé au déplacement engendré par le flambage de la poutre  $\delta_b$ . Dans l'expression de  $K_{sys}$ , on voit que pour  $AE \gg \frac{P_{crit}}{2}$ , on a  $K_{sys} = K_b = \frac{P_{crit}}{2L}$ . Or, en pratique, on est toujours dans cette

situation : la contribution de la déformation élastique est petite comparée à la déformation axiale associée au flambage.

Les relations présentées dans cette partie vont nous permettre de traiter par la suite le cas d'une poutre doublement encastree qui flambe sous l'action de contraintes résiduelles de compression.

## B. Poutre encastree-encastree sous contraintes résiduelles

Dans le modèle présenté ci-après, on considère qu'une force axiale est positive si elle tend à faire flamber la poutre. Par extension, un déplacement axial sera noté positif s'il permet de comprimer la poutre. Le modèle présenté ci-dessus, est valide lorsqu'on reste dans un premier mode de flambage. Dans ce qui suit, nous allons détailler le comportement de la poutre lorsque la charge axiale  $P$  prend des valeurs supérieures à  $P_{crit}$ , tout en restant dans le cadre des hypothèses initiales du modèle. A partir de charges  $P$  importantes, un mode de flambement supérieur au mode 1 peut éventuellement apparaître, si l'on applique simultanément une force transversale  $2R$ .

### 1) Les différents modes de flambage d'une poutre encastree-encastree.

La description des différents mode de flambage des poutres a été formalisée par Euler et est largement documentée dans la littérature ([TIM 47] par exemple). On peut ainsi aisément calculer les charges critiques des différents modes de flambage des structures simples. Par ailleurs, pour des structures à géométries complexes, les logiciels modernes de calculs par éléments finis permettent aussi de calculer rapidement les différents modes de flambage, par une méthode d'extraction de valeurs propres.

Pour le calcul des modes symétriques (impairs) du cas de la poutre encastree-encastree qui nous intéresse, on utilise ainsi la relation ci-dessous, qui relie simplement la charge critique du mode  $n$ , notée  $P_{crit}^{(n)}$ , à la celle du premier mode noté de manière raccourcie  $P_{crit}$  :

$$P_{crit}^{(2k-1)} = k^2 P_{crit} \quad \forall k \in \mathbb{N}^* \quad (28)$$

Le premier mode sera donc donné par  $P_{crit}$ , le troisième par  $4 P_{crit}$ , le cinquième par  $9 P_{crit}$ ... Les modes antisymétriques (pairs) sont quant à eux donnés par l'expression (29) :

$$P_{crit}^{(2k)} = \frac{A_{2k}^2 L^2 P_{crit}}{4\pi^2} \quad \text{avec } A_{2k} \text{ tel que } \tan\left(\frac{A_{2k} L}{2}\right) = \frac{A_{2k} L}{2}, \quad k \in [1; n[ \quad (29)$$

Les trois premières valeurs de  $A_{2k}$  que l'on trouve numériquement seront donc  $A_0=0$ ,  $A_2=\frac{2,864\pi}{L}$ , et  $A_4=\frac{4,914\pi}{L}$ . Ces valeurs correspondent respectivement aux modes de flambement 0, 2 et 4.

Dans le cas d'une poutre doublement encadrée qui flambe selon un mode 1 et qui est soumise à une force transversale  $2R$  importante, il se peut qu'un mode supérieur au mode 1 se développe, si l'on a en même temps une force axiale  $P$  qui dépasse la valeur  $P_{crit}(2)$ , et la possibilité géométrique pour que la poutre prenne la forme de ce mode supérieur. Les trois premiers modes de flambage d'une poutre doublement encadrée sont représentés sur la Figure 35 ci-dessous.

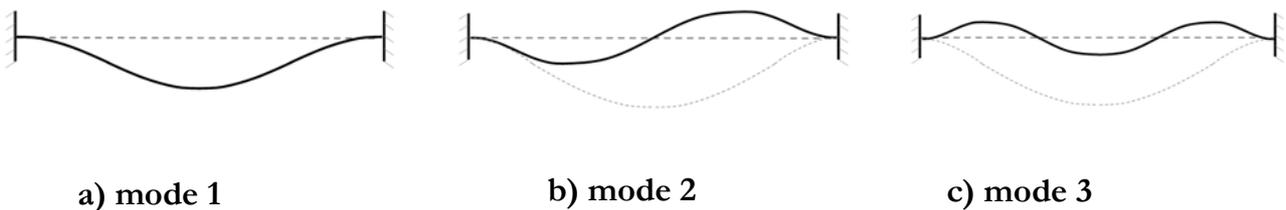


Figure 35 : les trois premiers modes de flambage d'une poutre doublement encadrée

Or dans le cas de notre composant, lorsque l'on passe de la position haute à la position basse, le milieu de la poutre vient se mettre en contact avec les pistes situées sur le substrat, ce qui fait naître la force transversale  $2R$ , telle qu'indiquée sur la Figure 36. Lors de cette phase, la force  $P$  exercée par les encastremements sur les extrémités de la poutre peut éventuellement atteindre la valeur de  $P_{crit}(2)$ .

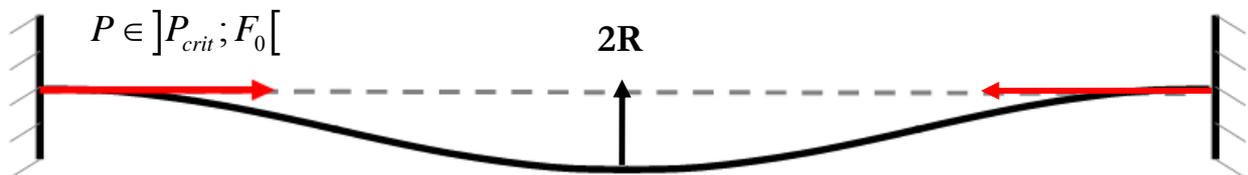


Figure 36 : schéma d'une poutre flambée selon son premier mode sous l'action de contraintes résiduelles

$$F_0 = A\sigma_0$$

Cependant, lors de cette mise en contact, la force transversale qui est appliquée par le substrat sur le milieu de la poutre, se répartit sur une certaine surface. La répartition de cette force

empêche donc toute rotation du milieu de la poutre, ce qui rend très peu probable, voire impossible, la formation d'un deuxième mode de flambement. Comme illustré sur la Figure 37-a, le mode 2 ne peut se former que si la tangente de la déformée prend une pente proche de l'unité.

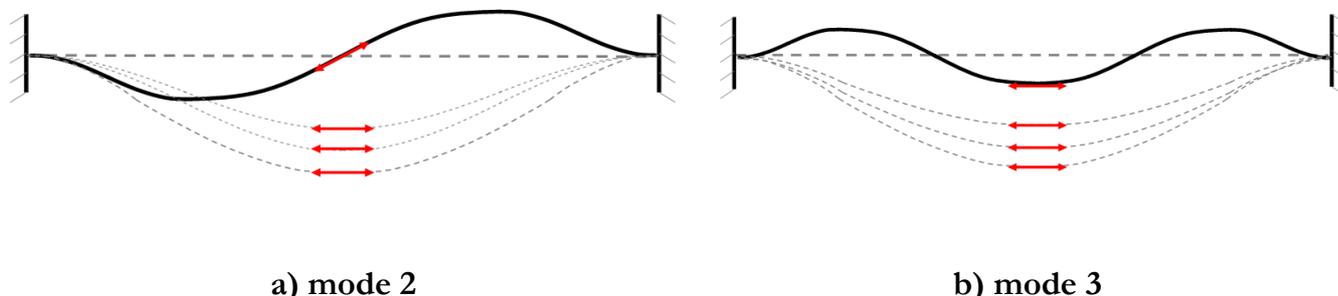


Figure 37 : direction de la tangente au centre de la poutre, pour a) le mode 2, b) le mode 3

Dans notre microsysteme, c'est donc un mode symétrique, dont la tangente reste horizontale, qui pourra se développer : le mode 3 schématisé sur la Figure 37-b. Cet argument intuitif est conforté par l'analyse par éléments finis, dont les résultats sont donnés à la fin de cette partie, et qui a été réalisée sur la géométrie réelle du composant. Par ailleurs, une analyse du flambement en environnement contraint est proposée dans [DOM 97]. Les résultats expérimentaux et numériques obtenus dans le cas de plaques ayant des liaisons rotules à chaque extrémité confortent cette analyse : le mode 2 ne peut pas se développer ; il se forme plutôt un mode 1 très aplati. En revanche, lorsque la force axiale dépasse un seuil, il se forme un mode 3.

Dans la partie suivante, les équations qui permettent de relier la flèche centrale  $D$  d'un premier mode de flambement avec la valeur des contraintes équilibaxiales  $\sigma_0$  et une force transversale  $R$  sont détaillées.

## 2) Relation entre la flèche $D$ , la force transversale $R$ et les contraintes résiduelles $\sigma_0$ pour une poutre encastrée-encastree.

Considérons la poutre encastrée-encastree de la Figure 38-a dont l'état initial est une compression de contrainte résiduelle biaxiale  $\sigma_0$ . Cette contrainte résiduelle  $\sigma_0$  se traduit donc par une force axiale  $F_0$  dans toute section de la poutre  $A$  qui s'exprime selon l'expression :

$$F_0 = \sigma_0 A \quad (30)$$

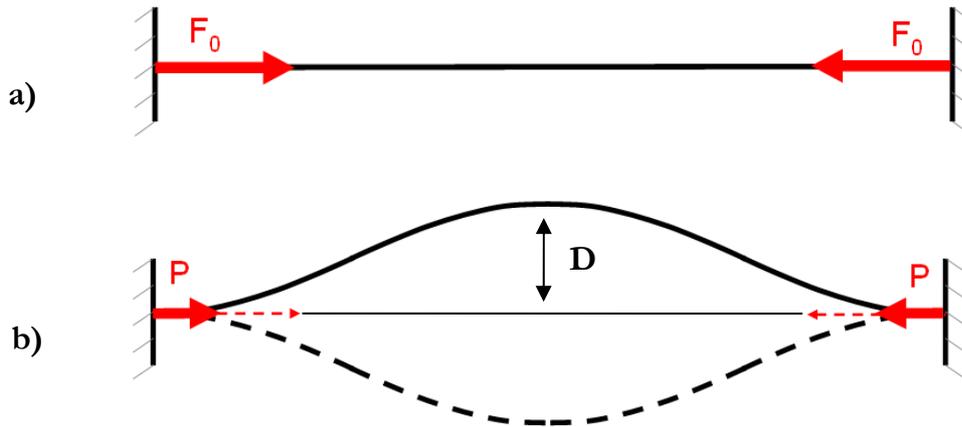


Figure 38 : poutre encadrée-encadrée sous contrainte  $\sigma_0$ , a) non flambée et b) flambée

Lorsque cette force  $F_0$  est supérieure à la force critique  $P_{crit}$ , la poutre va flamber, comme c'est illustré sur la Figure 38-b. Lors de l'apparition du flambage, la poutre va subir un allongement axial, puisque l'on passe d'une géométrie rectiligne à une forme de sinus, comme illustré sur la Figure 38-a et -b. Cet allongement entraîne une relaxation partielle de la force initiale  $F_0$ , qui va alors diminuer jusqu'à atteindre la valeur  $P$ , comme illustré sur la Figure 38-b.  $P$  représente donc la force axiale qui subsiste au sein de la poutre après flambage.

Dans la suite, nous allons établir le lien entre les forces  $P$ ,  $F_0$ , la flèche  $D$  et les paramètres géométriques de la poutre, en se basant sur la variation de la longueur de la poutre.

#### a) Relation entre $P$ , $F_0$ , $D$

Considérons tout d'abord la poutre encadrée-encadrée de la Figure 39-a de longueur  $L + \delta_0$ . Si l'on empêche la poutre de flamber tout en lui appliquant un déplacement axial  $\delta_0$ , sa longueur devient alors  $L$ , et l'on forme dans la poutre un état de contrainte  $\sigma_0$  auquel correspondra une force axiale  $F_0$ . Cet état illustré sur la Figure 39-b est l'état initial d'une poutre soumise à des contraintes résiduelles  $\sigma_0$ .

Le petit déplacement axial  $\delta_0$ , petit devant  $L$ , peut être lié à la force  $F_0$  par la relation linéaire élastique :

$$F_0 = \frac{AE\delta_0}{L} \quad (31)$$

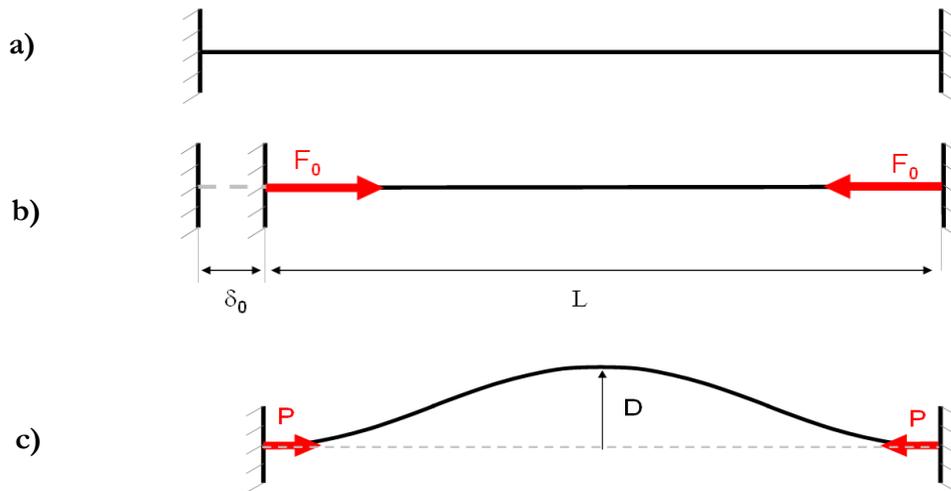


Figure 39 : poutre encadrée-encadrée a) état initial, b) soumise au déplacement axial  $\delta_0$  et c) flambée avec flèche  $D$

Si on ne bloque pas ses déplacements transversaux et que l'on applique une force axiale  $F_0$  supérieure à la charge critique  $P_{\text{crit}}$ , la poutre flambe afin d'atteindre un état d'équilibre stable, et prend alors une forme sinusoïdale de flèche  $D$ .

Nous avons vu précédemment que l'on pouvait directement lier cette flèche  $D$  à un déplacement axial  $\delta_b$ . Ce déplacement permet de prendre en compte la variation de longueur de la poutre. Dans le cas d'une poutre encadrée-encadrée, ce déplacement axial  $\delta_b$  devient virtuel. On le note alors  $\delta_e$ . Ce déplacement axial va entraîner la relaxation d'une partie de la force  $F_0$ , qui passe alors de  $F_0$  à  $P$  (cf. Figure 39-c). Ce déplacement virtuel est directement donné par la relation (32) :

$$\delta_e = \frac{\pi^2 D^2}{4L} \quad (32)$$

La force  $P$  sera alors égale à la différence entre  $F_0$  et une force proportionnelle au déplacement virtuel associé à l'allongement dû au flambage :

$$P = F_0 - \frac{AE\delta_e}{L} = F_0 - \frac{AE\pi^2 D^2}{4L^2} \quad (33)$$

Cette relation est particulièrement intéressante car elle montre qu'un accroissement des contraintes résiduelles  $\sigma_0$  peut se traduire par une augmentation de la flèche, sans qu'il y ait un accroissement de  $P$ . Or, c'est ce qu'on observe en pratique, où la relation (34) est utilisée pour

déterminer les contraintes résiduelles ([ZOU 95] et [MAL 04]), avec  $E_{bi}$ , le module biaxial de la poutre :

$$\sigma_0 = E_{bi} \frac{\pi^2 D^2}{4L^2} \quad (34)$$

Si l'on compare les ordres de grandeur de la première contrainte critique de flambement  $\sigma_{crit}$ , définie par  $\sigma_{crit} = AP_{crit}$ , qui est typiquement de l'ordre du MPa, avec une valeur classique de contrainte résiduelle dans une couche mince, typiquement de l'ordre de la centaine de MPa, on voit que la force axiale  $P$  de l'équation (33) est telle que  $P \sim P_{crit} \ll F_0$ . La formule (34), utilisée pour la détermination pratique des contraintes résiduelles, bien qu'approximative, est donc parfaitement justifiée.

### b) Relation entre $R$ , $P$ , $D$ et $F_0$

Pour déterminer la relation entre la force transversale  $R$ , la flèche  $D$ , et la force axiale initiale  $F_0$ , il suffit de repartir de l'équation (20) ; en isolant  $R$ , on peut alors directement écrire :

$$\frac{2R}{P_{crit}} \left[ \frac{1}{\pi^2} - \frac{4}{3} \left( \frac{D}{2L} \right)^2 \right] = \frac{D}{2L} \left[ 1 + \frac{\pi^2}{2} \left( \frac{D}{2L} \right)^2 - \frac{P}{P_{crit}} \right] \quad (35)$$

Or, on a pris pour hypothèse que la flèche  $D$  reste petite devant la longueur  $L$  de la poutre, ce qui est d'ailleurs vérifié expérimentalement. On peut donc écrire :

$$\frac{D}{L} \ll 1 \Rightarrow \left[ \frac{1}{\pi^2} - \frac{4}{3} \left( \frac{D}{2L} \right)^2 \right] \approx \frac{1}{\pi^2} \text{ et donc } \frac{2R}{P_{crit}} = \pi^2 \frac{D}{2L} \left[ 1 + \frac{\pi^2}{2} \left( \frac{D}{2L} \right)^2 - \frac{P}{P_{crit}} \right] \quad (36)$$

En intégrant alors l'expression de  $P$  donnée par l'équation (33) dans l'équation (39), on en déduit :

$$\frac{2R}{P_{crit}} = -K_{b1} \frac{D}{2L} + K_{b3} \left( \frac{D}{2L} \right)^3 \quad (37)$$

où  $K_{b1}$  et  $K_{b3}$  sont données ci-dessous :

$$K_{b1} = \left( \frac{F_0}{P_{crit}} - 1 \right) \pi^2 \text{ et } K_{b3} = \left[ \frac{AE}{P_{crit}} + \frac{1}{2} \right] \pi^4 \quad (38)$$

Cette relation est très importante dans le cas d'un micro-commutateur bistable, dans la mesure où cette force transversale, d'intensité  $2R$ , représente la force qui va être exercée par le

contact électrique de la poutre sur les pistes conductrices du substrat. Physiquement, cette relation n'est valable que si l'on reste dans un premier mode de flambage et avec  $D \ll L$ , quelle que soit la force  $2R$  appliquée. Grâce à cette équation, on peut aisément tracer la force transversale  $2R$  en fonction du déplacement  $D$  du milieu de la poutre, comme illustré par la Figure 40, où nous avons représenté le cas d'une poutre de silice ( $E=70\text{ GPa}$  ;  $\nu=0,25$ ), de  $0,5\ \mu\text{m}$  de hauteur,  $500\ \mu\text{m}$  de longueur,  $50\ \mu\text{m}$  de largeur, soumise à une contrainte de compression de  $70\text{ GPa}$ .

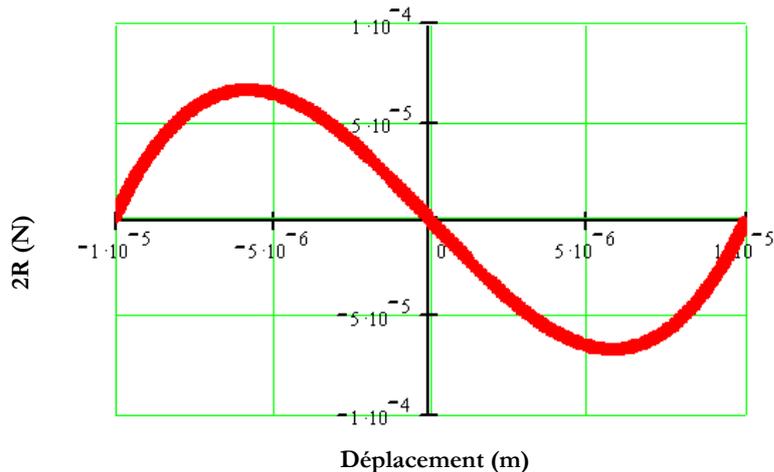


Figure 40 : force transversale  $2R$  en fonction de la flèche  $D$  (poutre flambée en mode 1)

Sur cette Figure 40, on remarque qu'il y a trois positions pour lesquelles on a une force transversale  $R$  nulle. Ces trois positions vont être détaillées ci-dessous. Cette courbe permet en outre d'avoir une quantification de la force transversale nécessaire à la mise en mouvement du centre de la poutre.

### 3) Cas de $R=0$

L'expression ( 37 ) nous permet de déterminer les trois valeurs de  $D$  ( $D_1$ ,  $D_2$  et  $D_3$ ) pour lesquelles on a une force transversale  $R$  nulle:

$$D_{1,2} = \pm 2L \sqrt{\frac{K_{b1}}{K_{b3}}}, D_3 = 0 \quad (39)$$

D'un point de vue physique, on retrouve les trois équilibres d'une poutre flambée auxquels on s'attendait. L'expression  $D_{1,2}$  permet notamment de tracer la flèche  $D_1$  en fonction de la contrainte résiduelle du matériau de la poutre comme illustré par la Figure 41, pour le cas d'une poutre de silice ( $E=70\text{ GPa}$  ;  $\nu=0,25$ ), de  $0,5\ \mu\text{m}$  de hauteur et  $500\ \mu\text{m}$  de longueur. Dans cet

exemple, on peut remarquer que l'on reste bien dans le cadre de petites déformations, puisque le rapport  $D_1/L$  reste inférieur à 6%.

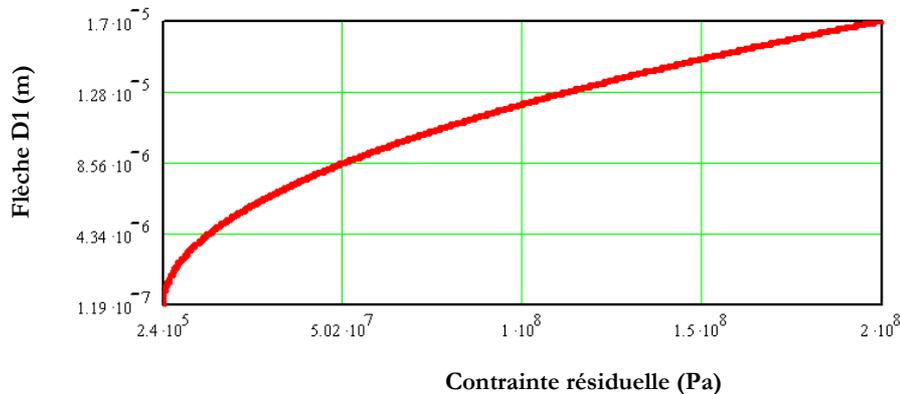


Figure 41 : flèche  $D_1$  en fonction de la contrainte résiduelle  $\sigma_0$  du matériau de la poutre

Cette flèche est en bon accord avec les mesures expérimentales qui seront présentées dans la dernière partie de cette thèse. Le tracé de la Figure 41 est relativement aisé à obtenir pour une configuration donnée ; il est très utile en pratique, car il permet d'estimer la hauteur à laquelle il faut placer le contact électrique dans le cas d'un switch mécaniquement bistable pour avoir un bon contact, tout en assurant la bistabilité. Nous reviendrons sur ce point par la suite.

Enfin, la troisième solution de l'équation ( 39 ),  $D_3=0$  correspond au cas triviale que l'on retrouve quelle que soit la valeur de  $F_0$ . Quand on a  $F_0 < P_{crit}$ , on est dans le cas d'une poutre qui n'est pas flambée, et c'est l'unique solution du problème. Cependant, on voit que cette solution est aussi valide pour  $F_0 > P_{crit}$ . Dans ce cas, on a un équilibre mécanique instable pour  $D=0$ . Nous allons maintenant discuter la stabilité de ces différents équilibres en introduisant les équations donnant l'énergie totale emmagasinée par la poutre lorsqu'elle est mise en compression.

#### 4) Energie emmagasinée dans la poutre flambée

Pour déterminer l'énergie de déformation du système, on calcule le travail des efforts internes. Ces efforts internes sont équilibrés par la force  $2R$  dans l'équation ( 37 ). Il suffit donc d'intégrer cet effort extérieur  $2R$ , fonction de  $D$ , par rapport au déplacement qu'il produit  $D$ . On trouve ensuite l'énergie potentielle du système en retranchant à ce travail des efforts internes le travail de la force extérieure  $2R$  produit par ce déplacement  $D$  ([SAI 00]). L'énergie potentielle du système  $E_{tot}$  est alors obtenue par l'expression :

$$\frac{E_{tot}(D)}{P_{crit}} = -K_{b1} \frac{D^2}{4L} + K_{b3} \frac{D^4}{32L^3} - 2 \frac{R}{P_{crit}} D \quad (40)$$

Cette équation permet de quantifier, d'un point de vue énergétique, la stabilité du système pour une configuration géométrique, un déplacement transversal  $D$  et une force transversale appliquée au milieu de la poutre  $R$  fixés. On pourra notamment séparer les équilibres stables des équilibres instables.

**a) Cas où la force transversale  $R$  est nulle**

On va tout d'abord s'intéresser au cas où l'on n'applique pas de force transversale  $R$  sur le milieu de la poutre. Dans ce cas, l'énergie emmagasinée dans la poutre provient uniquement de la déformation engendrée par le flambage. Le tracé de cette énergie en fonction du déplacement se fait directement à partir de l'équation ( 40 ). Le cas d'une poutre de silice ( $E=100$  GPa), de  $0,5\ \mu\text{m}$  d'épaisseur et  $500\ \mu\text{m}$  de longueur soumise à différentes contraintes axiales est représentée sur la Figure 42.

Pour fixer plus facilement les ordres de grandeur, on utilise la contrainte critique associée à la charge critique de flambage  $P_{\text{crit}}$ . Dans le cas de la poutre définie plus haut, cette contrainte est d'environ  $0,23$  MPa ; elle est donc très faible, comparée aux contraintes résiduelles habituellement mesurées dans les couches minces.

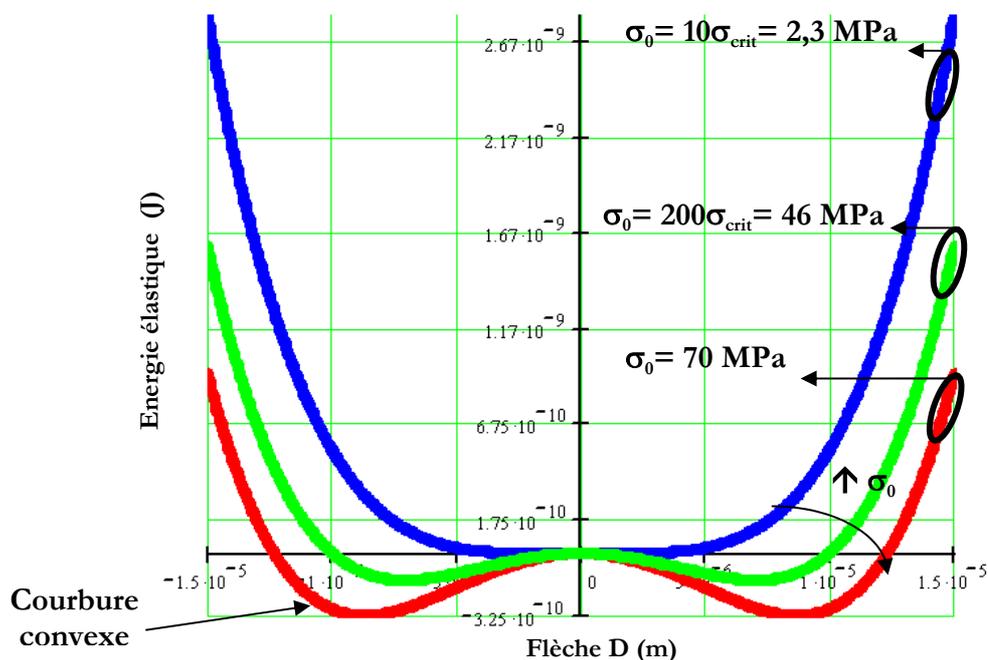


Figure 42 : énergie de déformation élastique en fonction de  $D$  et de la contrainte résiduelle

Une position d'équilibre est définie comme un *extremum* local de l'énergie d'un système. On va donc trouver des équilibres pour chaque déplacement  $D$  pour lequel la dérivée de l'énergie élastique s'annule. On retrouve donc sur la Figure 42 les trois positions d'équilibres qui avaient

été déterminées analytiquement, et qui sont données par la relation ( 39 ). Cependant, on voit que les trois positions d'équilibres ne sont pas équivalentes puisque la courbure correspondante de l'énergie n'est pas la même.

Selon le théorème de Lejeune-Dirichlet, l'équilibre associé à un extremum local de l'énergie sera stable si la courbure est positive, et instable dans le cas contraire. La fonction énergie de la Figure 42 montre donc que la poutre flambée que nous étudions possède un équilibre instable pour une flèche  $D=0$ , et deux équilibres stables pour les positions données par l'équation ( 39 ). Ce résultat est tout à fait classique pour une poutre sous chargement uniaxial.

Par ailleurs, comme on peut le voir sur la Figure 42, les puits d'énergie se creusent avec l'augmentation de la contrainte résiduelle du matériau de la poutre. Lorsqu'on applique une contrainte  $\sigma_0$  proche de la contrainte critique, les deux puits d'énergie sont quasiment négligeables : la barrière entre les deux équilibres est très faible, et le passage d'une position de stabilité à l'autre peut se faire avec une perturbation très faible. Par exemple, pour les trois valeurs de la contrainte résiduelle données sur la Figure 42, on calcule respectivement des puits de 325, 140 et 0,27 pJ pour 70, 46 et 2,3 MPa. Les équilibres de la poutre flambée sont donc plus stables avec l'augmentation de la contrainte résiduelle.

Par la suite, nous allons décrire l'influence de la force transversale sur l'énergie totale du système, en montrant tout d'abord ce qui se passe dans le système lorsque la poutre reste dans son premier mode de flambement.

### b) *Energie potentielle d'une poutre flambée en mode 1*

L'équation ( 40 ) permet aussi d'inclure la contribution d'une force transversale  $2R$  à l'énergie totale d'une poutre flambée, ce que montre schématiquement la Figure 43.

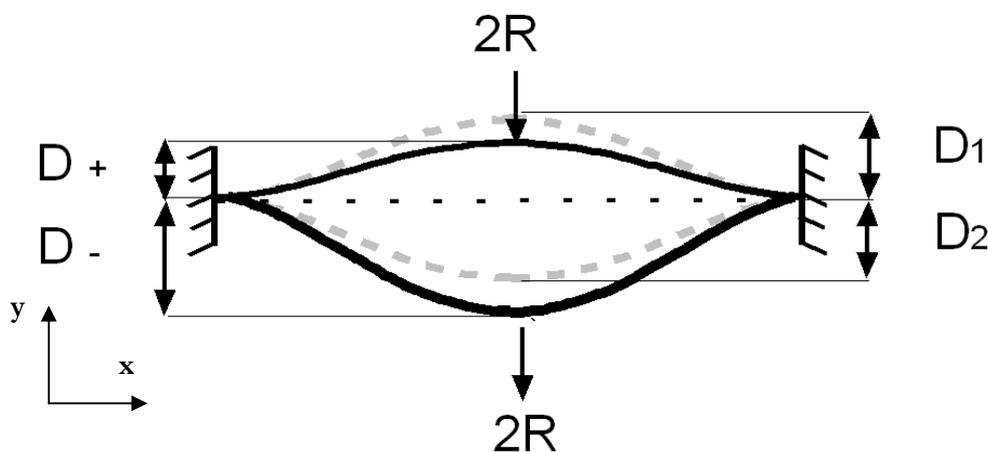


Figure 43 : schéma d'une poutre soumise à une force transversale  $2R$ .

Avant l'application de la force transversale  $2R$ , la poutre possède les deux positions d'équilibre  $D_1$  et  $D_2$  données par l'équation (39). Lorsqu'on applique une force transversale  $2R$ , la position de chacun de ces deux équilibres va passer respectivement de  $D_1$  à  $D_+$  et de  $D_2$  à  $D_-$ , comme illustré sur la Figure 43. La Figure 44 permet de visualiser l'énergie totale selon la valeur de la force  $R$  pour une poutre de silice ( $E=70$  GPa ;  $\nu=0,25$ ), de  $0,5 \mu\text{m}$  d'épaisseur et  $500 \mu\text{m}$  de longueur soumise à une compression initiale  $\sigma_0=70$  MPa.

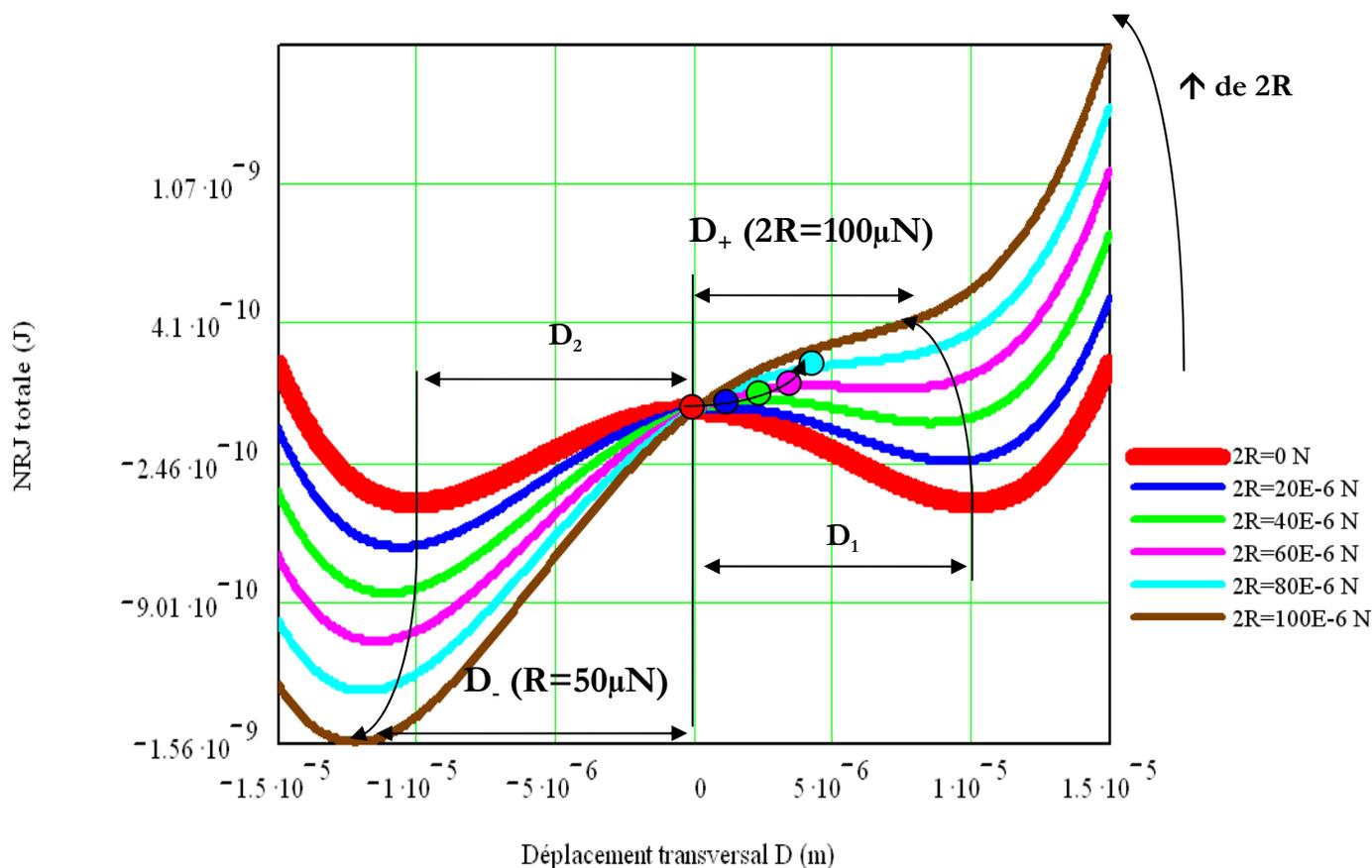


Figure 44 : énergie totale d'une poutre flambée soumise à plusieurs forces transversales  $2R$

La Figure 44 montre clairement que lorsqu'on soumet la poutre à une force transversale  $2R$  croissante, la profondeur des puits énergétiques va être modifiée : on va favoriser la position de stabilité dans laquelle la sollicitation va amplifier le mode de flambage stable. Pour l'autre position correspondant ici à la moitié droite de la Figure 44, le puit va ainsi passer de  $435$  à  $0$  pJ pour respectivement des forces  $2R$  de  $0$  à  $80 \mu\text{N}$ , comme indiqué sur les graphiques de la Figure 45.

Par ailleurs, la Figure 44 montre également que la position d'équilibre instable, qui est initialement en  $D=0$  va se déplacer avec l'augmentation de la force  $R$ . Les différentes hauteurs de la barrière énergétique (différence d'énergie entre les points d'équilibre stable et instable) et l'écart entre les positions d'équilibres stable et instable, selon différentes valeurs de la force  $2R$ , sont

représentés sur la Figure 45. On peut voir la décroissance de la barrière énergétique et l'écart entre la position d'équilibre stable (située initialement en  $D_1$ ) et celle instable (située initialement en  $D_3=0$ ), jusqu'à ce que ces deux positions se rejoignent.

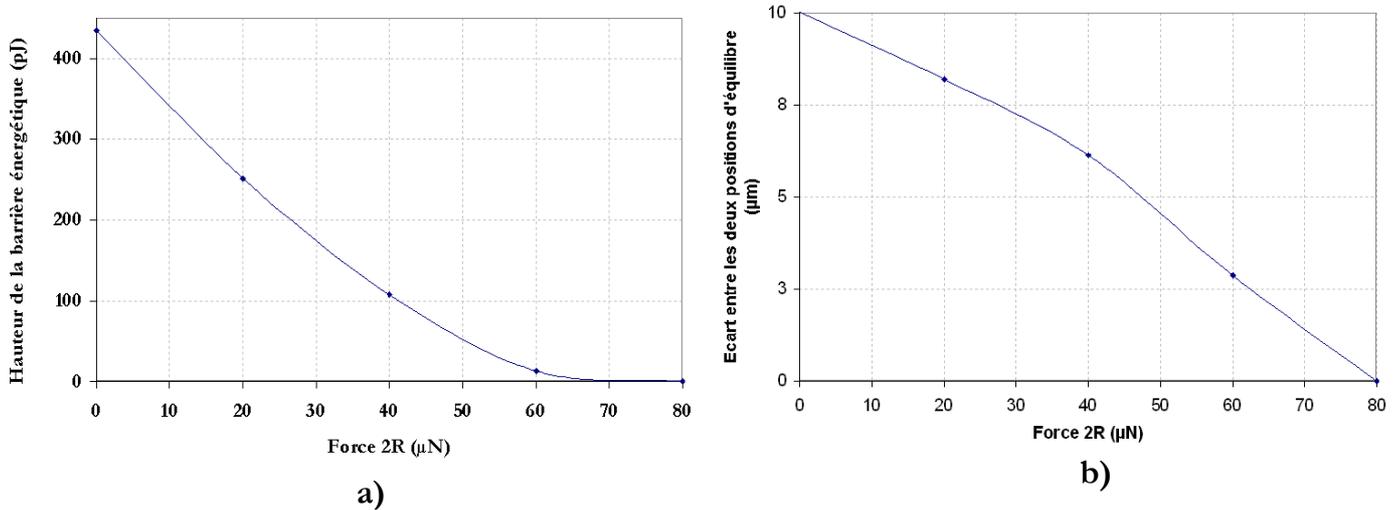


Figure 45 : a) barrière énergétique et b) écart entre les équilibres en fonction de  $2R$  (cas de la poutre de la Figure 44)

Sur les deux figures précédentes, on observe que l'un des deux puits d'énergie devient nul lorsqu'on dépasse le seuil  $R_{\max}(1)$  pour la force  $2R$  : il n'y a plus qu'un seul équilibre stable dans le système. Ce seuil est donc la force théorique nécessaire au basculement de la poutre d'une position stable à l'autre lorsque la poutre flambe selon son premier mode ; on va dans la suite de ce travail appeler ce seuil  $R_{\max}(1)$ . Ce passage est illustré par la Figure 46, où la poutre passe de la position haute en a) à une position basse en b).

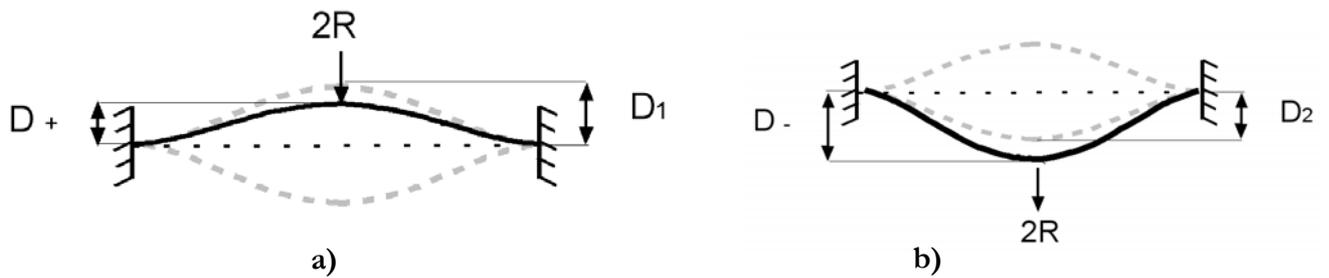


Figure 46 : position stable d'une poutre initialement flambée a) avant basculement, b) après basculement

Dans la suite, nous allons donner les équations analytiques qui permettent de déterminer rapidement la force seuil  $R_{\max}(1)$  ainsi que d'autres paramètres importants pour le développement d'un prototype de MEMS bistable fondé sur le flambage d'une poutre.

## 5) Détermination analytique des paramètres importants pour la conception d'un MEMS bistable

### a) Cas d'un flambage en mode 1

L'équation (37) qui donne la force transversale  $2R$  en fonction de la flèche de la poutre nous avait permis de tracer la Figure 40. Par ailleurs, l'analyse énergétique présentée dans les paragraphes précédents a permis de déterminer la nature des équilibres de la poutre en fonction de sa flèche, et notamment de mettre en lumière qu'il existait un seuil  $R_{\max}(1)$  pour lequel le système devient monostable, c'est-à-dire qu'il bascule vers la deuxième position stable du système. Il est donc intéressant de relier le tracé de la force transversale  $2R$  en fonction du déplacement  $D$  avec la stabilité des équilibres ; c'est ce qui est proposé sur la Figure 47.

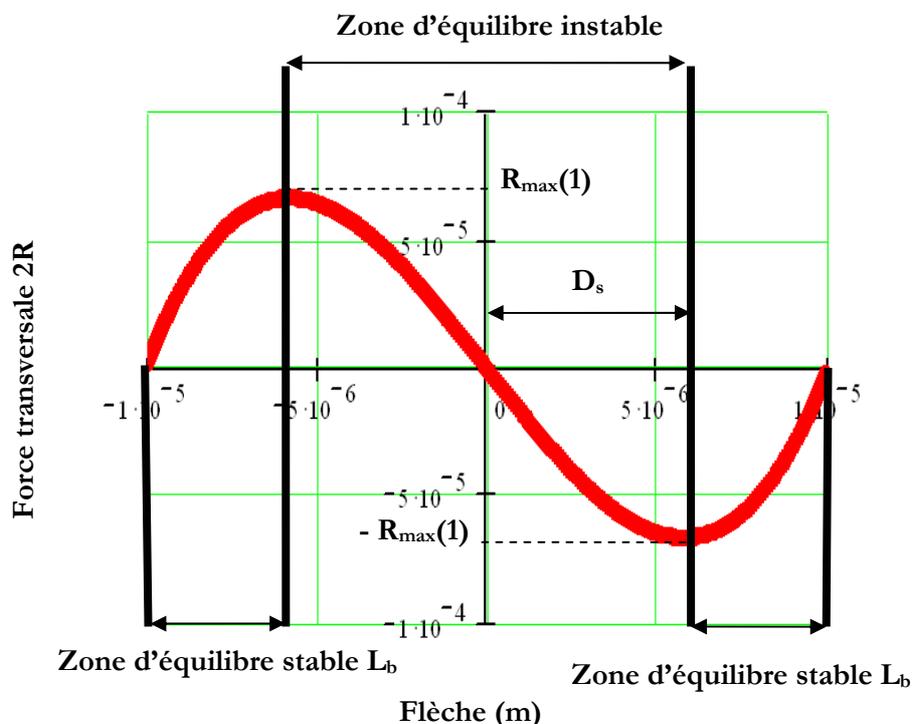


Figure 47 : force transversale  $2R$  en fonction de la flèche de la poutre et stabilité des différents équilibres.

On retrouve sur la Figure 47 les zones d'équilibres stables et instables qui ont été présentées précédemment. Ces zones d'équilibre peuvent d'ailleurs être immédiatement identifiées sur la Figure 47 par la pente de la courbe  $2R(D)$ . Lorsque  $2R(D)$  croît, l'équilibre est stable, alors que lorsqu'elle décroît, l'équilibre est instable.

Par ailleurs, dans le cas d'un micro-commutateur, cette force transversale  $2R$  représente la force « de contact » qui conditionne la valeur de la résistance électrique du contact. Pour notre application de micro-commutateur bistable, il est intéressant d'avoir une force de contact

importante, afin d'obtenir une résistance électrique petite. On voit sur la Figure 47 qu'il existe, pour une configuration géométrique donnée, une force de contact maximale  $R_{\max}(1)$  associée à un déplacement transversal  $D_s$ . Ce déplacement transversal correspond à un point d'inflexion de la relation  $R(D)$  donnée par l'équation ( 37 ). On trouve alors l'expression de  $D_s$  suivante :

$$D_s = \pm 2L \sqrt{\frac{K_{b1}}{3K_{b3}}} = \frac{1}{\sqrt{3}} D_{1,2} \quad \text{où } K_{b1} \text{ et } K_{b3} \text{ sont définis par ( 38 )} \quad (41)$$

Or à partir du moment où on a cette valeur de  $D_s$  pour une configuration géométrique et matériau donnée, on peut déduire analytiquement la force de contact maximal  $R_{\max}(1)$  de cette configuration. Il suffit pour cela de remplacer  $D$  par l'expression de  $D_s$  décrite par ( 41 ) dans ( 37 ), ce qui donne :

$$R_{\max}(1) = \pm \frac{P_{crit}}{2} \left[ \frac{1}{3} \sqrt{\frac{K_{b1}^3}{3K_{b3}}} - \sqrt{\frac{K_{b1}^3}{3K_{b3}}} \right] = \pm \frac{P_{crit}}{3} \sqrt{\frac{K_{b1}^3}{3K_{b3}}} \quad (42)$$

Comme expliqué précédemment, le système atteint un équilibre instable lorsqu'on applique une force transversale au moins égale à  $R_{\max}(1)$ . Pour notre système bistable, on cherchera donc à se placer au centre d'une zone d'équilibre stable afin d'avoir à la fois une force de contact raisonnable et une flèche nominale suffisamment éloignée de la flèche de basculement, i. e. une tolérance acceptable pour la fabrication de nos composants.

La longueur de la zone de bistabilité  $L_b$  est alors simplement donnée par la différence entre la flèche naturelle donnée par l'équation ( 39 ) et le déplacement transversal  $D_s$  qui correspond à la force de contact maximale  $R_{\max}(1)$ , i. e. au basculement de la configuration :

$$L_b(1) = 2L \left( 1 - \frac{\sqrt{3}}{3} \right) \sqrt{\frac{K_{b1}}{K_{b3}}} \quad (43)$$

Avant de passer à l'exploitation du modèle présenté ci-dessus, nous allons tout d'abord traiter les cas où un mode supérieur au premier mode de flambement apparaît dans la déformée de la poutre.

### ***b) Cas d'un mode de flambage supérieur au mode 1***

Un mode supérieur au mode 1 peut éventuellement apparaître dans la déformée si la force  $P$  exercée par les encastremets sur les extrémités de la poutre atteint la valeur d'un autre mode.

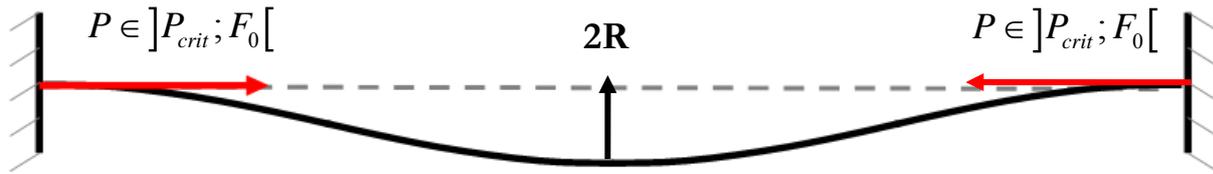


Figure 48 : schéma d'une poutre flambée selon son premier mode sous l'action de contraintes résiduelles axiales

$$\sigma_0 = F_0 / A$$

En l'absence de force transversale  $2R$ , la contrainte résiduelle  $\sigma_0$  va diminuer et atteindre une contrainte proche de  $\sigma_{crit}$ , la contrainte correspondant à la première charge critique de flambement  $P_{crit}$ . La force  $P$  subsistante, à laquelle correspond une contrainte courante  $\sigma$ , est donnée par l'équation ( 33 ) qui est rappelée ci-dessous :

$$\sigma = \frac{P}{A} = \frac{F_0}{A} - \frac{E\delta_e}{L} = \sigma_0 - \frac{E\pi^2 D^2}{4L^2} \quad (44)$$

Comme on peut le voir dans cette équation, cette force  $P$  est liée d'une part à la géométrie (Aire de la section  $A$ , longueur  $L$ ) et aux matériaux de la poutre (Module d'Young  $E$  et contrainte résiduelle  $\sigma_0$ ) et d'autre part à la flèche de la poutre  $D$ . Or l'application d'une force transversale  $R$  va modifier la flèche  $D$ , et donc la force axiale  $P$ . Si l'on veut utiliser directement les équations présentées auparavant, il faudra donc vérifier qu'un mode de flambage supérieur au mode 1 ne peut pas apparaître.

A partir de l'équation ( 44 ), on trouve directement le déplacement critique  $D_{crit}$  pour lequel la force axiale  $P$  va atteindre l'une des valeurs critiques supérieures de flambage d'une poutre bi-encastree des (équations ( 28 ) et ( 29 )), en remplaçant la charge  $P$  par la valeur de la charge critique à ne pas atteindre :

$$D_{crit}(k) = \pm \sqrt{\frac{4L^2 (F_0 - P_{crit}(k))}{\pi AE}} \quad (45)$$

Dans notre cas, le premier mode de flambement supérieur pouvant apparaître est le mode 3 (cf. paragraphe I.I.B.1), p. 47). Même si ce mode ne fait pas basculer le commutateur, il risque dans tous les cas d'en détériorer le fonctionnement ; la valeur de  $D_{crit}(3)$  pour le troisième mode est donnée dans l'équation suivante:

$$D_{crit}(3) = \pm \sqrt{\frac{4L^2(F_0 - 9P_{crit})}{\pi AE}} \quad (46)$$

Pour réaliser une étude comparative, il est intéressant de connaître la contrainte axiale dans la poutre qui se formerait si l'on restait en mode 1 jusqu'à atteindre la force transversale maximale  $R_{max}(1)$ . Pour cela, on intègre la valeur de  $D_s$  donnée par l'équation (41) dans l'équation (44) de l'effort axial courant  $P$  dans la poutre, ce qui permet d'écrire :

$$\sigma_{max} = \frac{P_{max}}{A} = \sigma_0 - \frac{\pi^2 EK_{b1}}{3K_{b3}} \quad (47)$$

La Figure 49 ci-dessous représente la contrainte axiale  $\sigma = \frac{P}{A}$  en fonction de la flèche  $D$  dans la poutre ; en bleu, vert et magenta, figurent aussi respectivement le deuxième, et le troisième mode de flambement de la poutre ainsi que le seuil de basculement  $\sigma_{max}$  (équation (47)), que l'on atteindrait si on restait en mode 1. Sur cet exemple, on a pris une poutre de longueur  $L=500 \mu\text{m}$ , épaisseur  $h=0,8 \mu\text{m}$ , en silice ( $E=70\text{GPa}$ ) et sous une contrainte résiduelle  $\sigma_0=20 \text{MPa}$ .

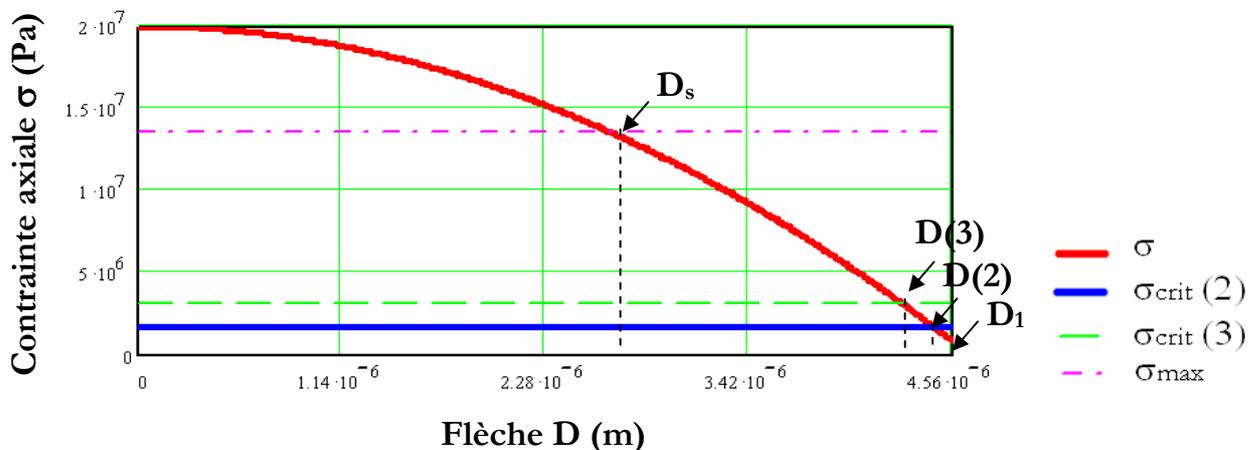


Figure 49 : contrainte axiale dans la poutre  $\sigma$  en fonction de la flèche  $D$

On voit que le mode 2 est rapidement atteint, puisque la différence entre la flèche initiale du dispositif  $D_1$  et la flèche correspondant à la formation d'un mode 2  $D(2)$  est faible. Si ce mode 2 n'était pas bloqué par la symétrie de notre système, la fabrication d'un prototype serait difficile car la plage de stabilité d'un tel système est très faible. Par ailleurs, les performances du composant seraient médiocres car la force de contact que l'on obtiendrait serait trop faible pour qu'il y ait un bon contact électrique. On voit aussi que dans la configuration proposée, le mode trois est très rapidement atteint. Pour avoir une zone de bistabilité plus importante, il faudra donc

rigidifier la poutre (matériau à module d'Young plus grand, épaisseur plus importante, ou encore longueur plus faible).

Par ailleurs, comme nous avons défini une force de contact maximale  $R_{\max}(1)$ , que l'on obtenait si l'on restait en mode 1 jusqu'au basculement, nous pouvons définir la force de contact maximale qu'on pourra obtenir avant de former un mode 3. Comme pour la détermination de  $R_{\max}(1)$ , on peut déterminer  $R_{\max}(k)$ , la force transversale maximale que l'on aura au centre pour le mode  $k$ , en intégrant l'expression (39) de  $D_{\text{crit}}(k)$  dans l'équation (31), ce qui permet d'écrire :

$$R_{\max}(k) = \frac{P_{\text{crit}}}{2} \left( K_{b3} \left( \frac{\sqrt{\frac{4L^2 (F_0 - P_{\text{crit}}(k))}{\pi AE}}}{2L} \right)^3 - K_{b1} \frac{\sqrt{\frac{4L^2 (F_0 - P_{\text{crit}}(k))}{\pi AE}}}{2L} \right) \quad (48)$$

Dans le dernier paragraphe dédié au développement du modèle analytique, nous allons introduire le dernier paramètre qui peut être utilisé pour réaliser une étude paramétrique d'un commutateur bistable: la longueur de la zone de bistabilité  $L_b$ . La comparaison de ce paramètre avec la tolérance de nos procédés de fabrication, nous permet en effet d'estimer la possibilité de réalisation d'un composant.

### c) Longueur de la zone de bistabilité $L_b$

La longueur de la zone de bistabilité  $L_b$  est un paramètre qui va permettre d'estimer si la fabrication d'une géométrie donnée d'un composant bistable est envisageable ou non. Elle est en fait une mesure de la zone de stabilité, c'est-à-dire la zone au sein de laquelle on n'atteint ni le seuil de basculement  $R_{\max}(1)$ , ni ne forme un mode supérieur au mode 1. Cette zone de bistabilité  $L_b$  est représentée en bleu sur la Figure 50 :

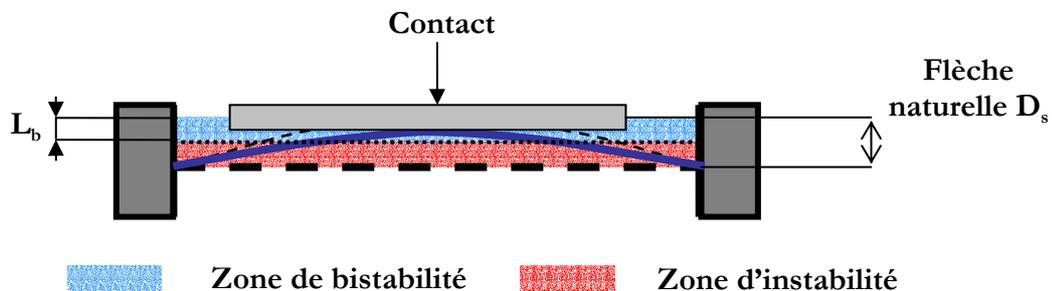


Figure 50 : représentation de la zone de bistabilité  $L_b$  du composant

Selon la configuration géométrique, cette longueur  $L_b$  peut être définie de deux façons. D'une part, si l'on forme un mode 3 avant d'atteindre  $R_{\max}(1)$ ,  $L_b$  peut prendre la valeur de la différence

entre la flèche naturelle de la poutre ( $D_{1,2}$  de l'équation ( 39 )) avec la flèche à partir de laquelle on va commencer à former un mode 3 ( $D_{crit(3)}$  de l'équation ( 46 )).  $L_b$  s'écrit alors :

$$L_b(3) = 2L \sqrt{\frac{K_{b1}}{K_{b3}}} - \sqrt{\frac{4L^2 (F_0 - 9P_{crit})}{\pi AE}} \quad ( 49 )$$

D'autre part, le basculement en mode 1 peut aussi intervenir avant qu'un mode 3 ne se forme. C'est le cas des configurations où l'on atteint le seuil de basculement du mode 1,  $R_{max}(1)$ , avant de former un mode 3. Dans ce cas, la longueur de bistabilité est donnée par la différence entre la flèche naturelle ( $D_{1,2}$  de l'équation ( 39 )) et la flèche que l'on a pour  $R_{max}(1)$  (donnée par l'équation ( 41 ) et notée  $D_s$ , dont l'expression est détaillée dans ( 43 )). Il faudra donc pour chaque configuration déterminer les deux longueurs de bistabilité  $L_b(1)$  et  $L_b(3)$  ; on retiendra alors celle qui sera la plus courte.

Nous avons vu ci-dessus que deux paramètres pouvaient servir à quantifier la qualité d'une configuration géométrique donnée dans le cas d'un micro-commutateur bistable : la force de contact maximale  $R_{max}$  d'une part, et la longueur de la zone de stabilité  $L_b$  d'autre part. Nous présentons maintenant les résultats de l'exploitation de ces paramètres pour le choix des configurations géométriques adaptées à la réalisation d'un micro-commutateur intégré.

### C. Exploitation du modèle analytique pour la conception d'un switch

Les variables de conception utilisées dans l'analyse présentée dans ce chapitre sont regroupées ci-dessous :

$$\left\{ \begin{array}{l} L \\ h \\ \sigma_0 \\ E \end{array} \right\} \in \left\{ \begin{array}{l} [100;800] \mu m \\ [0;2] \mu m \\ [0;100] MPa \\ [50;350] GPa \end{array} \right\} \text{ et } \left\{ \begin{array}{l} L_b = \max(L_b(1); L_b(3)) \\ R_{\max} = \max(R_{\max}(1); R_{\max}(3)) \end{array} \right\} \quad (50)$$

Nous allons donc présenter dans cette partie des graphiques qui illustrent l'influence des variables de conception sur  $L_b$  et  $R_{\max}$ . Pour cela, nous avons choisi une configuration de référence dont les paramètres sont regroupés dans le Tableau 10 ci-dessous :

Paramètres	Valeur
Module d'Young E (GPa)	160
Longueur L ( $\mu m$ )	500
Largeur b ( $\mu m$ )	50
Epaisseur e ( $\mu m$ )	1
Contrainte axiale $\sigma_0$ (MPa)	20

Tableau 10 : configuration de référence

Sur les figures suivantes, la longueur de la zone de bistabilité dans le cas où l'on resterait dans le premier mode de flambement  $L_b(1)$  est représentée en rouge ; par ailleurs,  $L_b(3)$  est tracée en bleu et  $L_b(2)$  en vert. Sur ces graphiques, la zone admissible qui permet de connaître la valeur de  $L_b$  et  $R_{\max}$  en fonction du paramètre donné en abscisse est hachurée en rouge.

#### 1) Influence de la contrainte résiduelle sur la $L_b$ et $R_{\max}$

Nous présentons tout d'abord l'évolution de la longueur de la zone de bistabilité  $L_b$  et de la force de contact maximale  $R_{\max}$  en fonction des contraintes résiduelles  $\sigma_0$  dans la poutre.

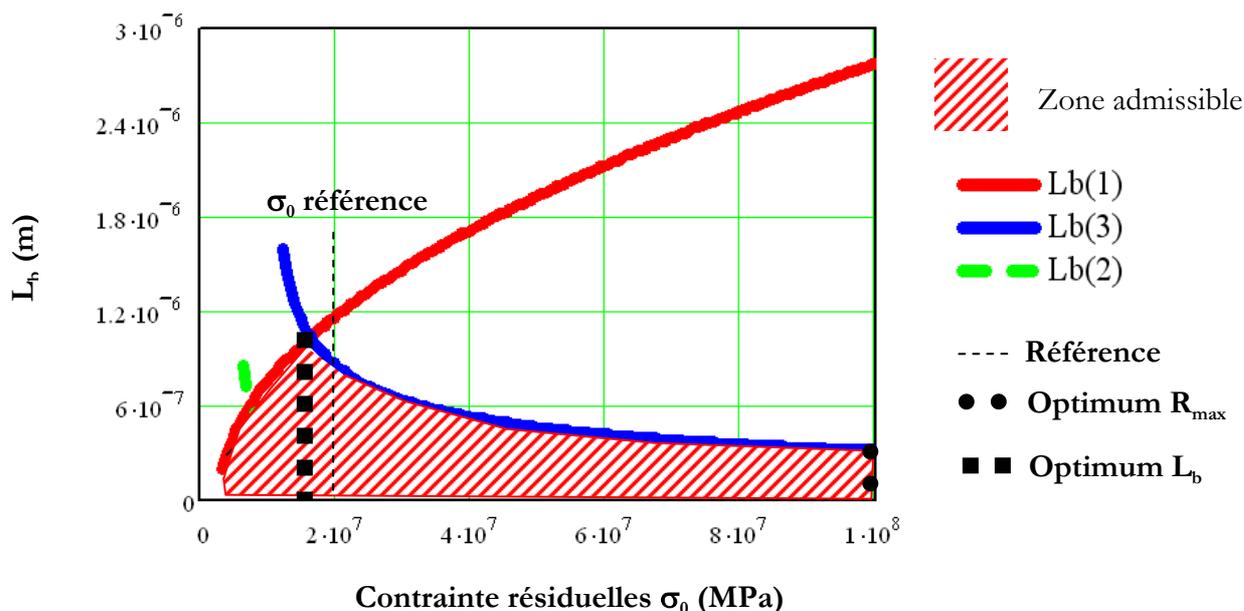


Figure 51 : longueur de la zone de bistabilité en fonction des contraintes résiduelles  $\sigma_0$

On voit clairement sur la Figure 51 que l'optimum, c'est-à-dire le point où la zone de stabilité est la plus importante, se situe à l'intersection entre la courbe rouge et la courbe bleue, c'est-à-dire à une contrainte légèrement inférieure à 20 MPa. Pour une contrainte supérieure, la zone de bistabilité  $L_b$  diminue, car on forme plus rapidement un mode 3. Par ailleurs, comme illustré sur la Figure 52 une contrainte importante va améliorer la force de contact maximale.

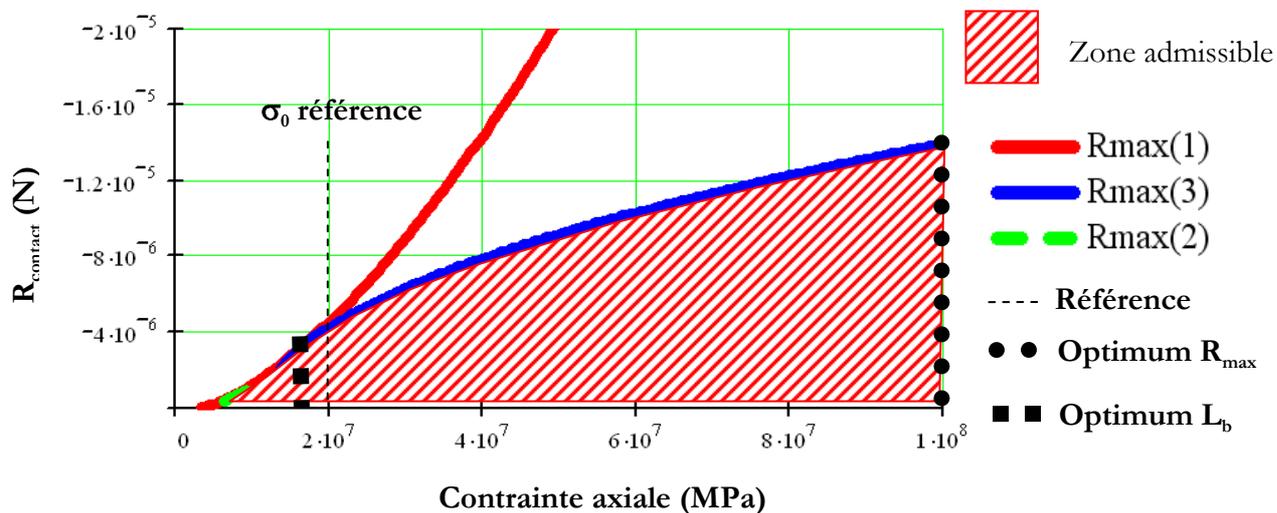


Figure 52 : force de contact  $R$  en fonction de la contrainte axiale de la poutre

Les résultats de la Figure 52 montrent que l'utilisation d'une contrainte importante est bénéfique pour la force de contact, quel que soit le mode d'instabilité qui se développe. Cette première étude nous montre d'une part qu'une augmentation des contraintes résiduelles va entraîner une diminution de  $L_b$  et une augmentation de  $R_{max}$ . Il faut donc trouver un compromis

pour la contrainte résiduelle, afin d'avoir à la fois une force de contact importante et une large zone de bistabilité qui favoriserait la réalisation d'un composant malgré les incertitudes de la fabrication.

## 2) Influence de la longueur de la poutre sur $L_b$ et $R_{max}$

Ici, nous allons faire varier la longueur de la poutre entre 100 et 800  $\mu\text{m}$ , autour de la configuration décrite dans le Tableau 10. La Figure 53 représente la variation de la longueur de la zone de bistabilité en fonction de la longueur de la poutre. Comme sur la Figure 52, on voit qu'il y a un optimum : on a une longueur  $L_b$  optimale à l'intersection de la courbe représentant le début de la formation du mode 3 et celle de  $R_{max}$ . Sur la Figure 54, qui représente la variation de la force transversale de contact  $R_{cont}$  en fonction de la longueur de la poutre, on voit apparaître un optimum qui se situe au même endroit que pour la longueur de la zone de bistabilité.

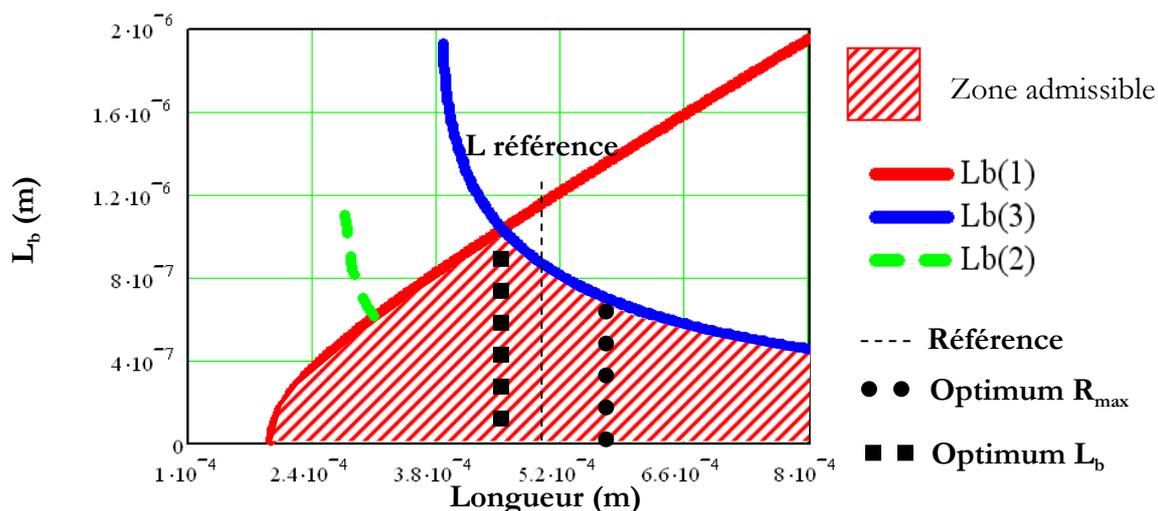


Figure 53 : longueur de bistabilité  $L_b$  en fonction de la longueur de la poutre

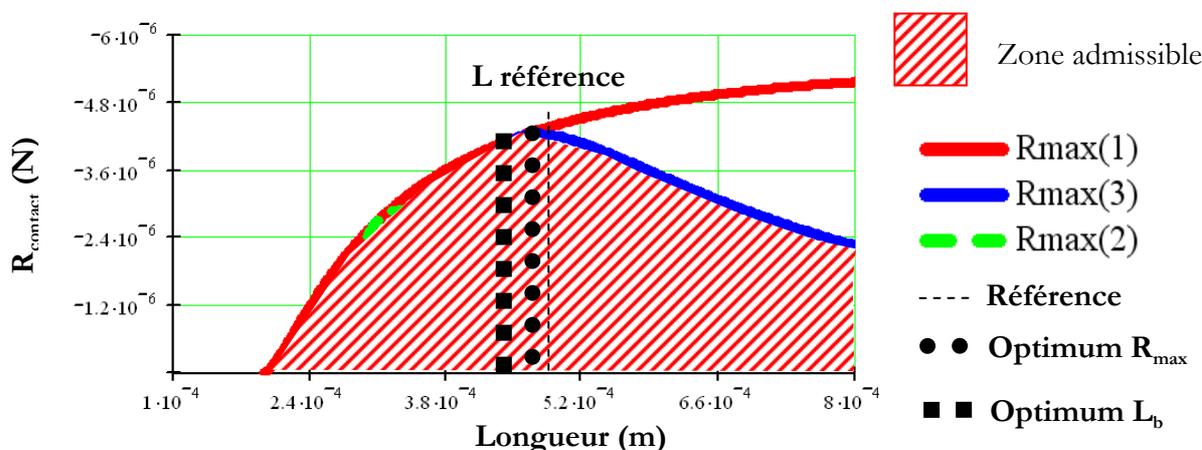


Figure 54 : force de contact en fonction de la longueur de la poutre

Cependant comme la force de contact est influencée par la largeur de la poutre (elle est directement proportionnelle à la largeur, comme indiqué dans l'équation (48)), il est intéressant de tracer la dépendance de cette force par rapport à la longueur de la poutre, mais pour un rapport longueur sur largeur constant et égal à 10. Les résultats sont donnés sur la Figure 55 ci-dessous.

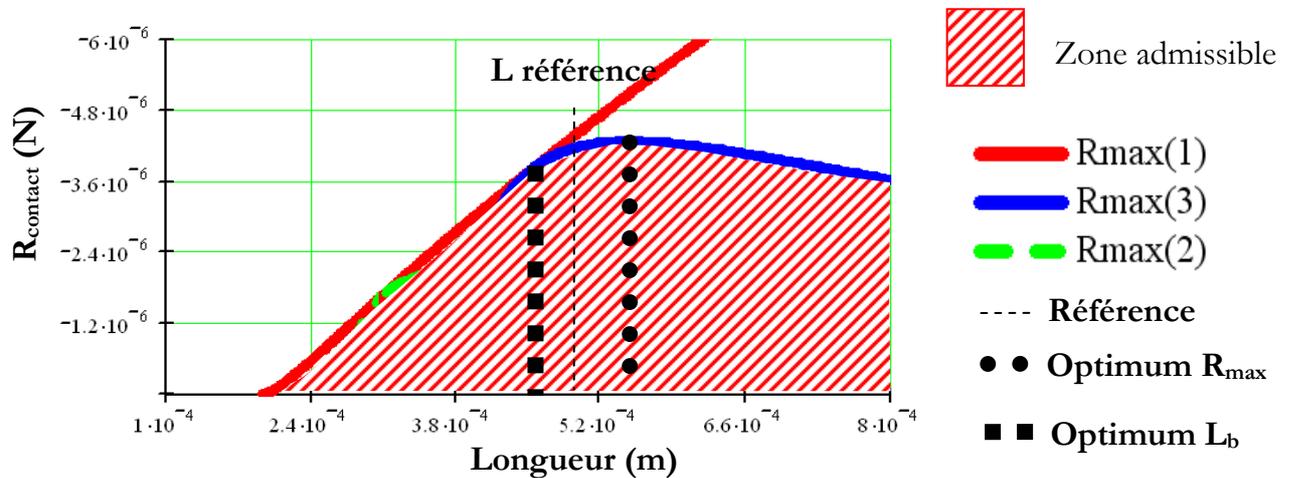


Figure 55 : force de contact en fonction de la longueur de la poutre pour une largeur 10 fois inférieure à la longueur

Pour un rapport longueur sur largeur de la poutre constant et égale à 10, on voit qu'on peut augmenter la longueur, sans avoir de diminution notable de la force de contact ; cependant, comme indiqué sur la Figure 53, une augmentation de la longueur de la poutre va entraîner une diminution de la zone de bistabilité, puisque le mode trois va se former d'autant plus rapidement que la poutre est longue, les autres paramètres étant constants. Pour la longueur de la poutre, comme c'était le cas pour la contrainte résiduelle, un compromis est nécessaire, car une poutre trop courte entraîne une force de contact faible, mais une poutre trop longue diminue drastiquement la longueur de la zone de bistabilité. On voit en outre qu'une augmentation de la longueur va entraîner une diminution de la force de contact. Cette diminution est cependant très légère, si l'on prend soin de garder un rapport longueur sur largeur constant.

### 3) Influence de l'épaisseur de la poutre sur $L_b$ et $R_{\text{max}}$

La Figure 56 ci-dessous représente la variation de la longueur de la zone de bistabilité en fonction de l'épaisseur de la poutre. On voit sur cette figure qu'une augmentation de l'épaisseur de la poutre va tout d'abord entraîner une augmentation rapide de  $L_b$ , puis une diminution lente de cette zone de bistabilité, puisque l'on empêche l'apparition d'un mode 3 pour les épaisseurs importantes.

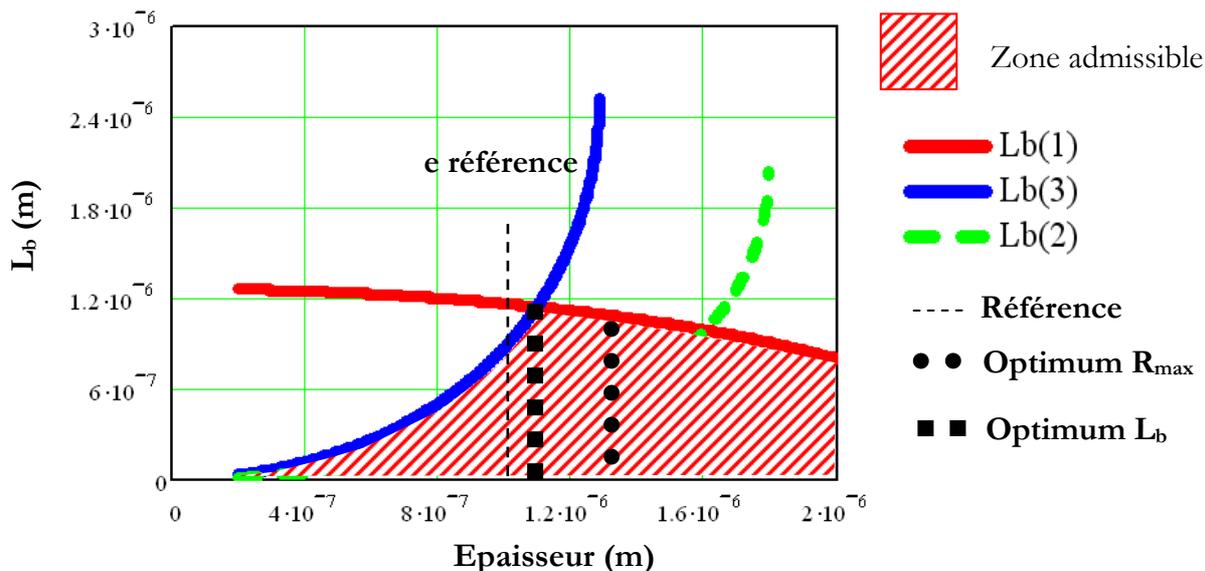


Figure 56 : influence de l'épaisseur de la poutre sur la longueur de la zone de bistabilité

Par ailleurs, comme illustré sur la Figure 57, la force de contact va dans un premier temps bénéficier de l'augmentation de l'épaisseur de la poutre, mais, au-delà d'un seuil (vers 1.3  $\mu\text{m}$  dans notre cas), la force de contact diminue avec l'épaisseur. Cependant, dans le cas de la Figure 57, on voit qu'il existe une plage d'épaisseur dans laquelle on ne forme pas de mode 3, tout en ayant une force de contact importante.

Notre modèle semble donc indiquer que l'épaisseur est un paramètre important pour éviter de faire apparaître un mode 3.

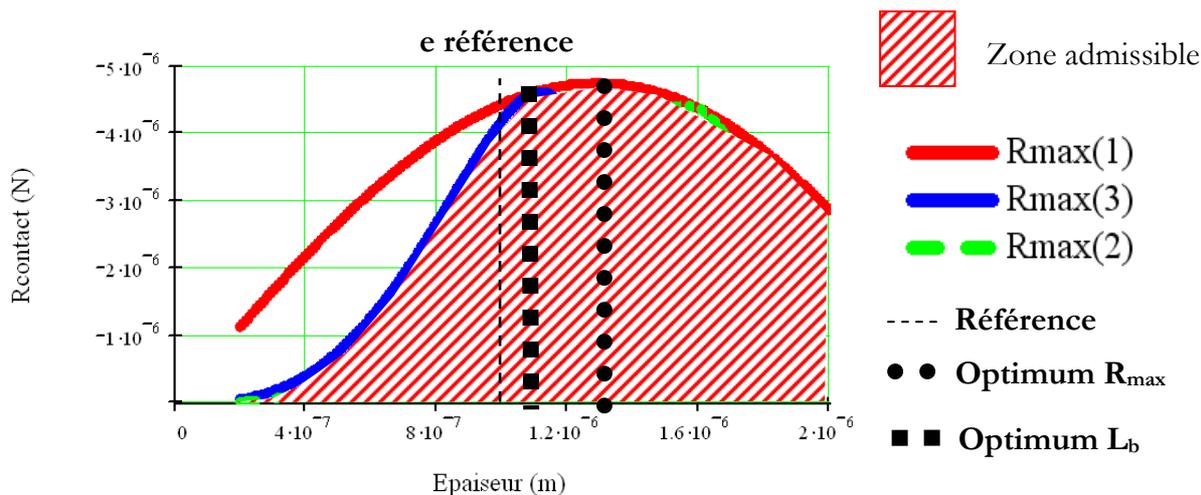


Figure 57 : influence de l'épaisseur de la poutre sur la force de contact maximale

#### 4) Influence du module d'Young sur $L_b$ et $R_{max}$

La Figure 58 représente la variation de la longueur de la zone de bistabilité en fonction du module d'Young de la poutre. Cette figure montre que la limite de stabilité est donnée par la formation d'un mode 3 dans la plage de variation étudiée. Conformément aux observations précédentes, où l'on faisait varier les autres paramètres, l'intersection des courbes rouges et bleues se produit à la même abscisse pour la force de contact maximale et pour la longueur de la zone de bistabilité, comme on peut le lire sur la Figure 58 et la Figure 59.

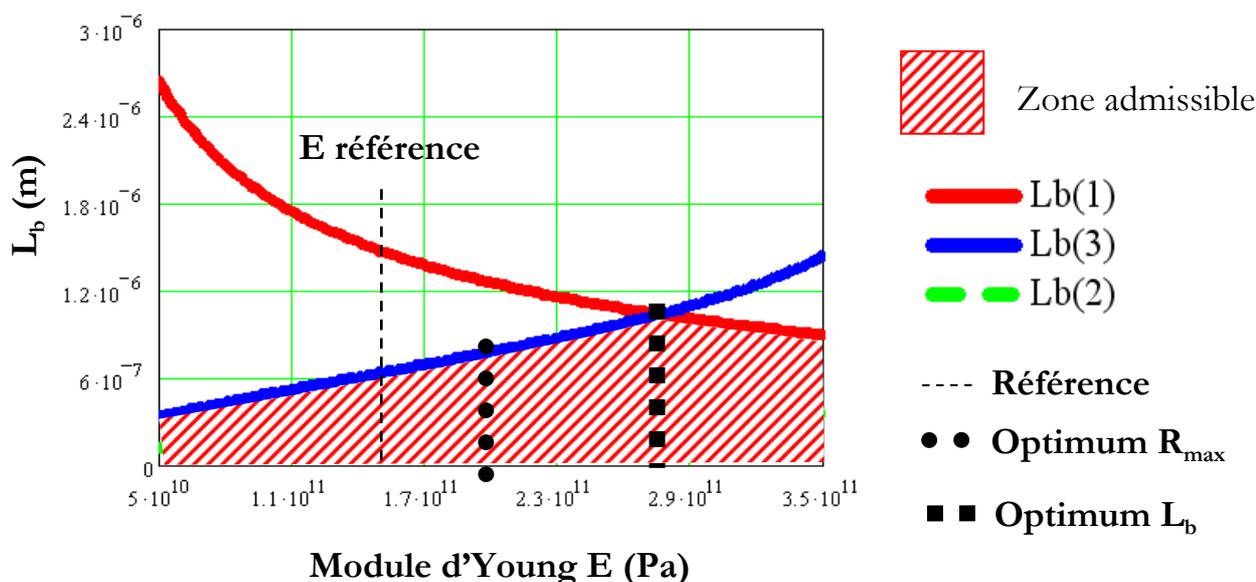


Figure 58 : variation de  $L_b$  en fonction de  $E$

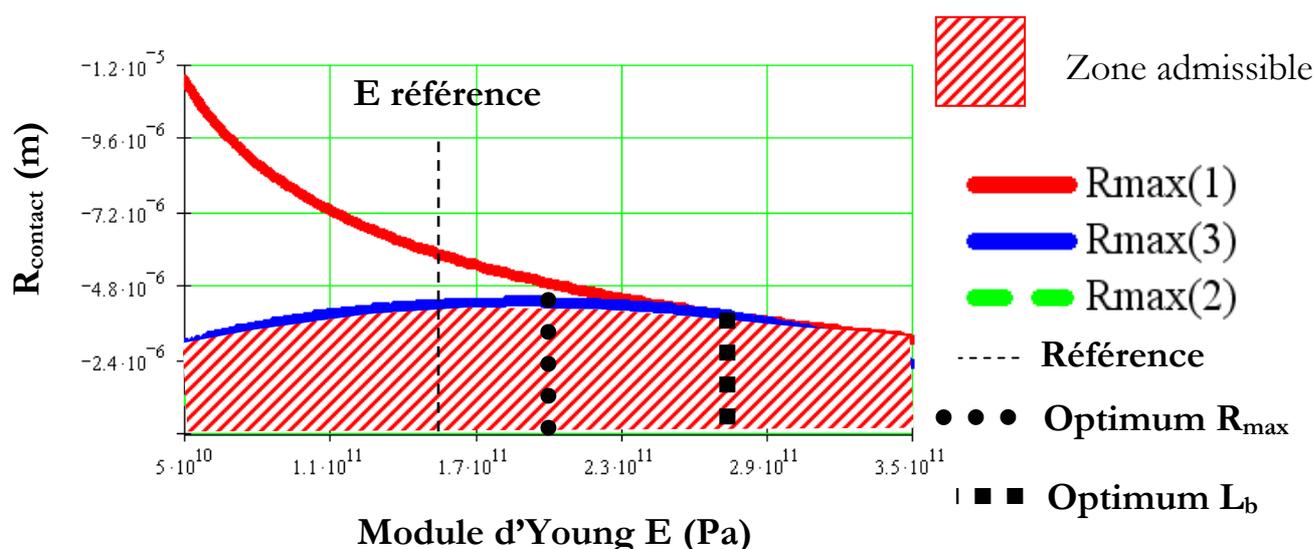


Figure 59 : variation de  $R_{max}$  en fonction de  $E$

### 5) Synthèse de l'étude paramétrique

On a regroupé dans le Tableau 11 ci-dessous la position des optima de  $R_{\max}$  pour chaque paramètre, et les valeurs de  $R_{\max}$  et  $L_b$  correspondantes. On a par ailleurs rassemblé dans le Tableau 12 les optima de  $L_b$  et les valeurs de  $R_{\max}$  correspondantes.

	$\sigma_0$	L	e	E
<b>Position optimum <math>R_{\max}</math></b>	100 MPa	550 $\mu\text{m}$	1,4 $\mu\text{m}$	200 GPa
<b>Valeur optimum <math>R_{\max}</math> (<math>\mu\text{N}</math>)</b>	12	4,4	4,8	4,5
<b>Valeur <math>L_b</math> correspondante (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	0,3	0,7	1	0,8

Tableau 11 : synthèses des optima de  $R_{\max}$  et  $L_b$  correspondantes

	$\sigma_0$	L	e	E
<b>Position optimum <math>L_b</math></b>	15 MPa	450 $\mu\text{m}$	1,1 $\mu\text{m}$	275 GPa
<b>Valeur optimum <math>L_b</math> (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	1	1	1,2	1
<b>Valeur <math>R_{\max}</math> correspondante (<math>\mu\text{N}</math>)</b>	2,5	3,8	4,3	4

Tableau 12 : synthèses des optima de  $L_b$  et  $R_{\max}$  correspondantes

Ces résultats montrent que pour changer radicalement la force de contact du composant, la contrainte axiale de la couche est le meilleur levier. Mais l'inconvénient à cela est qu'un mode 3 va plus rapidement se former, ce qui risque de diminuer la zone de stabilité d'une poutre parfaitement symétrique ; on peut craindre des difficultés technologiques lors de la fabrication de ces composants.

Dans la partie suivante, le modèle proposé ici sera adapté au cas de notre microsystème. Des applications numériques seront effectuées sur des dimensions sélectionnées sur la base de considérations technologiques.

## D. Application au cas d'un MEMS Bistable

### 1) Présentation de la géométrie du système bistable

La structure que nous avons sélectionnée comporte une poutre qui flambe sous l'action d'une contrainte axiale. L'originalité de notre approche consiste à contrôler cette contrainte par la géométrie du composant, illustrée sur la Figure 60.

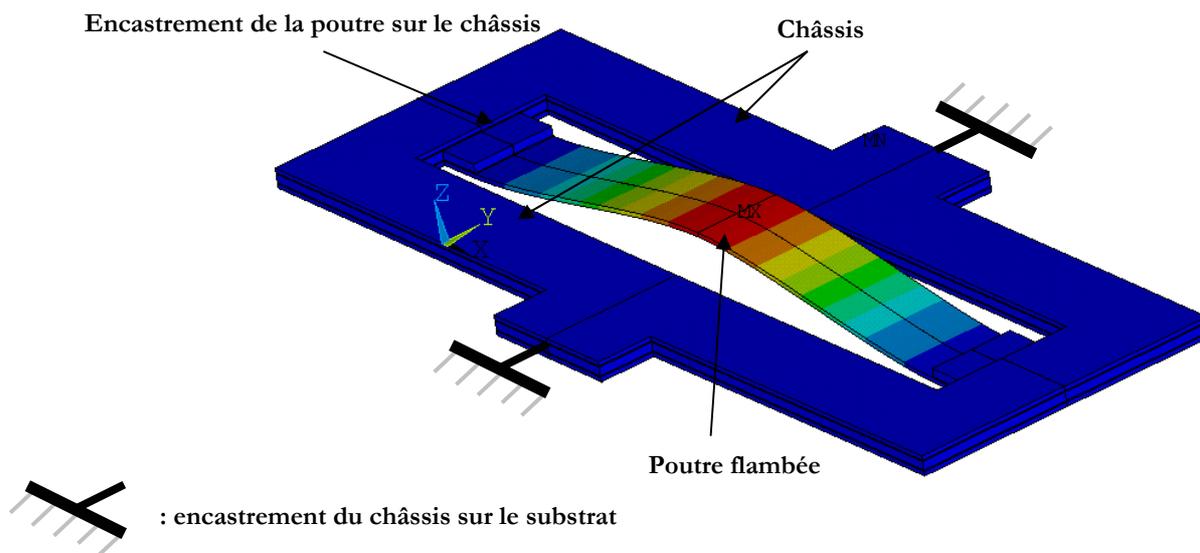


Figure 60 : structure bistable comportant une poutre à encastres mobiles

On voit sur la Figure 60 que la poutre est encadrée sur un châssis mobile. La « mobilité » du châssis c'est-à-dire sa capacité à se déformer dans l'axe de la poutre va être contrôlée de manière passive par l'état de contrainte et les épaisseurs des matériaux qui constituent ce châssis. La contrainte axiale à l'origine du flambage de la poutre va donc être différente de l'état de contrainte initial du matériau de la poutre.

Ce contrôle passif permet donc de maîtriser l'état de contrainte axial affectant la poutre avant la libération du microsysteme. Lors de la libération, c'est cet état de contrainte qui va provoquer le flambement de la poutre. En contrôlant la contrainte axiale de la poutre, on contrôle alors aussi sa déformée. Le schéma équivalent de cette géométrie est représenté sur la Figure 61 où la rigidité du châssis est notée  $K_c$ , sa déformation axiale  $\epsilon_c$ , la rigidité de la poutre  $K_p$ , et la contrainte axiale exercée par le châssis sur la poutre  $\sigma_p$ . Comme indiqué sur la Figure 61, la contrainte axiale ressentie par la poutre  $\sigma_p$  va être fonction de la déformation du châssis  $\epsilon_c$  et de la contrainte résiduelle initiale du matériau de la poutre  $\sigma_0$ .

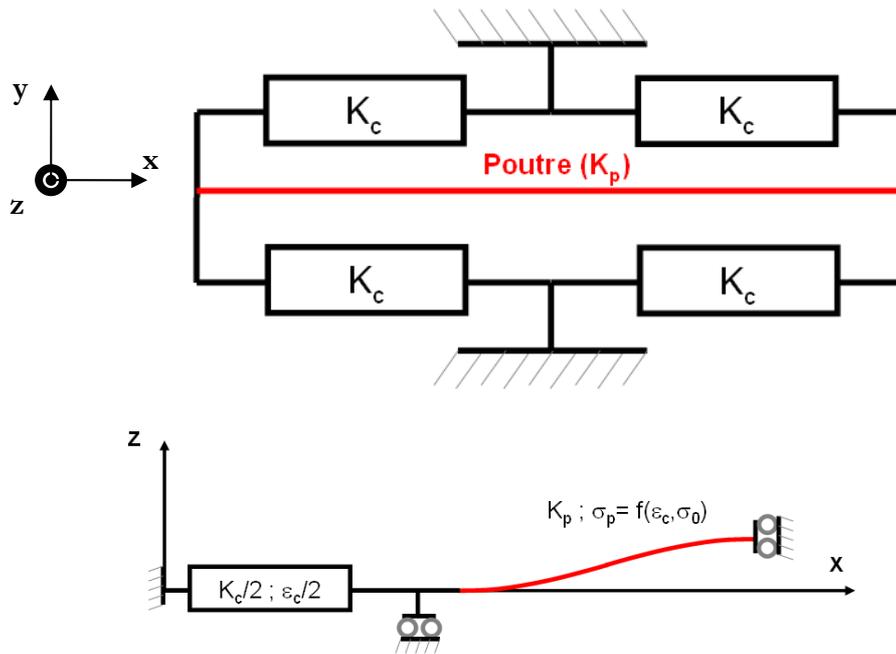


Figure 61 : schéma équivalent de la poutre encastrée sur un châssis mobile

Par ailleurs, outre le contrôle passif décrit précédemment, ces encastremets mobiles vont aussi permettre un contrôle actif de l'état de contrainte de la poutre. En plaçant des actionneurs actifs (thermiques ou électrostatiques par exemple) sur ce châssis, il devient possible de le déformer, et ainsi de modifier l'état de contrainte axiale de la poutre.

Une déformation  $\epsilon_c$  négative va ainsi permettre d'augmenter la compression de la poutre, et donc sa flèche ; en revanche, une déformation positive va permettre de relaxer une partie de la compression de la poutre. Or, lorsque le châssis (cf. Figure 60) est chauffé, il se dilate, et la déformation  $\epsilon_c$  vue par la poutre sera positive. Le chauffage du châssis permet donc de relaxer une partie de la contrainte axiale de la poutre.

## 2) Séquence d'actionnement du système

La déformation axiale du châssis  $\epsilon_c$  définie précédemment va donc pouvoir être utilisée lors de l'actionnement du dispositif pour relâcher une partie de la contrainte axiale qui maintient la poutre dans son état flambé. Ceci va alors faciliter le passage d'une position de stabilité à l'autre. En complément de ces actionneurs placés sur le châssis, le dispositif utilise un deuxième type d'actionneur situés aux encastremets de la poutre, permettant d'assurer le basculement de la poutre d'une position de stabilité à une autre. Un exemple de ce type d'actionneur est donné sur la Figure 62 ci-dessous :

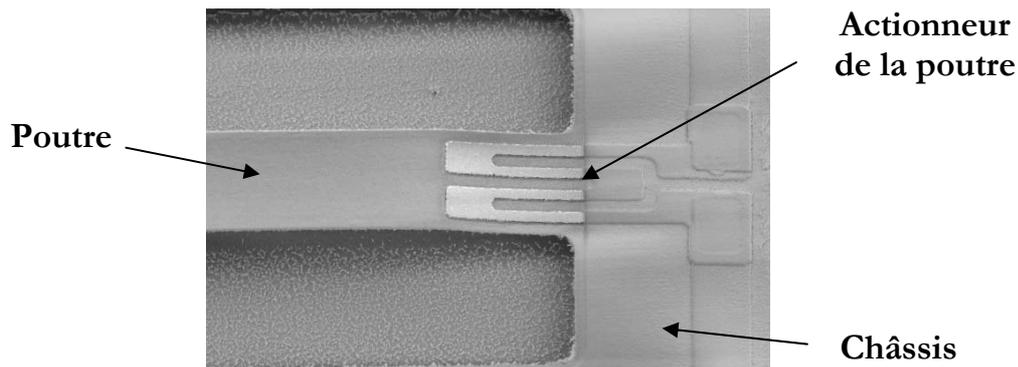


Figure 62 : photo d'un actionneur de la poutre (« actionneur thermique 2 »)

Par la suite, on appellera les actionneurs situés sur le châssis « actionneurs thermiques 1 » et les actionneurs thermiques situés aux encastrement de la poutre « actionneurs thermiques 2 ». La séquence d'actionnement est produite par le jeu de ces deux actionneurs ; elle est décrite sur la Figure 63.

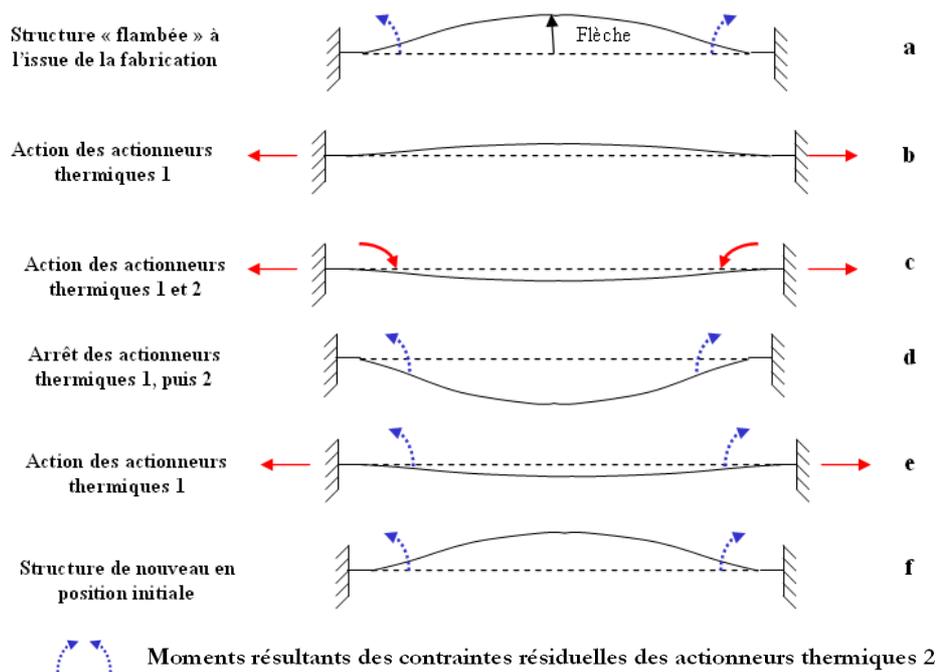


Figure 63 : séquence d'actionnement envisagée du switch MEMS

Dans la séquence d'actionnement du composant, on commence donc par relâcher les contraintes de la poutre par les actionneurs thermique 1 (Figure 63 b), puis on chauffe les actionneurs de la poutre (Figure 63 c) ; ensuite, en laissant refroidir successivement les actionneurs du châssis, puis ceux de la poutre, la poutre doit rester en position basse, comme indiqué sur la Figure 63 d). Pour repasser dans la position haute, il suffit alors de chauffer les

actionneurs du châssis comme illustré sur la Figure 63 e), afin que la poutre retourne sur sa position d'équilibre haute.

Dans la partie suivante, nous allons calculer des rigidités du châssis  $K_c$  et de la poutre  $K_p$ . Ce calcul permet de montrer que l'on peut considérer, dans une première approximation, que les déformations du châssis sont entièrement transmises à la poutre, et que réciproquement, la force exercée par la poutre sur le châssis ne va pas produire de déformation.

### 3) Evaluation des rigidités de la poutre $K_p$ et du châssis $K_c$

#### a) Evaluation de la rigidité d'un stratifié miroir

Pour évaluer la rigidité en tension/compression du châssis, nous considérerons que l'empilement du châssis est constitué d'un stratifié miroir. Par la suite, on notera  $x$  la direction de la longueur  $L$  du châssis,  $y$  la direction de son épaisseur, et  $z$  la direction de sa largeur  $b$ . On place par ailleurs l'origine du repère à mi-épaisseur du stratifié, comme illustré sur la Figure 64.

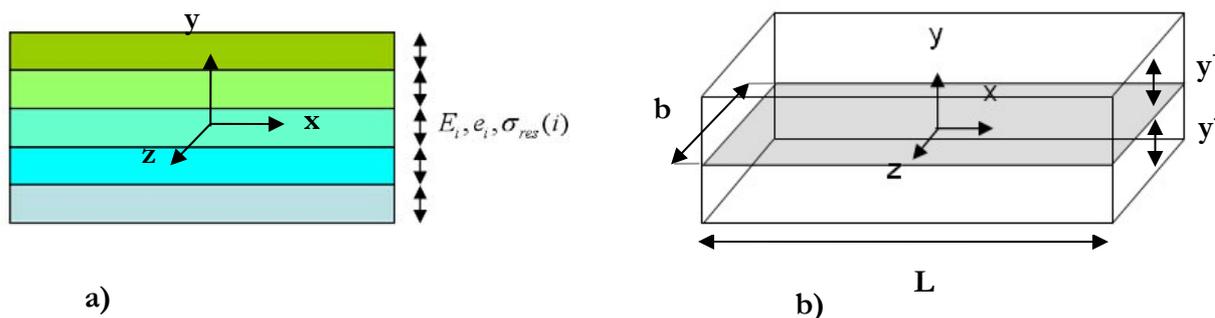


Figure 64 : a) stratifié et b) repère utilisé pour la formulation

Dans le cas d'une poutre de Bernoulli constituée de plusieurs couches de matériaux, en HPP, la matrice de rigidité qui lie la force normale  $N(x)$  avec la déformation de membrane  $u'(x)$  d'une part, et le moment de flexion  $M(x)$  avec la courbure  $v''(x)$  est :

$$\begin{bmatrix} N(x) \\ M(x) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \int E_x(x, y) dy dz & - \int y E_x(x, y) dy dz \\ - \int y E_x(x, y) dy dz & \int y^2 E_x(x, y) dy dz \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u'(x) \\ v''(x) \end{bmatrix} \quad (51)$$

Dans la relation ( 51 ), on voit que les termes non-diagonaux vont permettre de quantifier le déséquilibre entre les couches situées au dessus de la mi-épaisseur du stratifié et celles du dessous. Dans le cas du stratifié miroir, tel que schématisé sur la Figure 65, les relations présentées précédemment se simplifient car la symétrie selon l'axe  $y$  implique  $-\int y E_x(x, y) dy dz = 0$ .

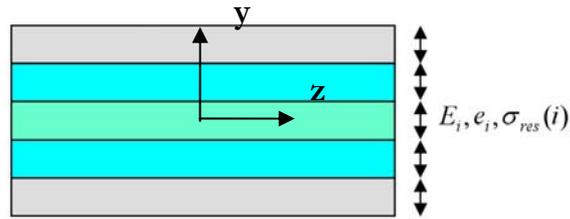


Figure 65 : stratifié miroir

La relation ( 51 ) se simplifie, et devient alors:

$$\begin{cases} N(x) = u'(x) \int E_x(x, y) dy dz \\ M(x) = v''(x) \int y^2 E_x(x, y) dy dz \end{cases} \quad (52)$$

Nous nous intéresserons dans la suite à l'expression de la rigidité de membrane. En intégrant selon la largeur et l'épaisseur de la poutre l'expression de  $N(x)$ , on obtient la solution en tenseur simple ( $u(0)=0$ , et  $u'(L) = \frac{u(L)}{L}$ ):

$$N(L) = b \frac{u(L)}{L} \sum_{i=1}^n e_i E_i \quad (53)$$

et donc la rigidité de membrane  $K_c$ , donnée par ( 54 ):

$$K_c = \frac{b}{L} \sum_{i=1}^n e_i E_i \quad (54)$$

### b) Application numérique pour une configuration réaliste

Pour pouvoir comparer la rigidité d'un châssis utilisé pour notre empilement avec la rigidité de la poutre, on utilisera les épaisseurs et les propriétés élastiques données dans le Tableau 13 ci-dessous. La poutre correspondant au dépôt n°1 :

N°	Dépôt	e (µm)	E (GPa)
1	SiO2	0,55	70
2	SiN HF	0,1	160
3	Inconel	0,8	160
4	SiN HF	0,1	160
5	SiO2	0,8	70

Tableau 13 : empilement typique utilisé pour réaliser un MEMS bistable

En appliquant l'expression ( 54 ) avec comme largeur du châssis  $b_c=100 \mu\text{m}$ , de la poutre  $b_p=50 \mu\text{m}$ , comme longueur de poutre  $L_p= 540 \mu\text{m}$ , et longueur de châssis  $L_c=400 \mu\text{m}$ , on trouve alors  $K_p=3,6.10^3 \text{ N/m}$  et  $K_c=1,3.10^5 \text{ N/m}$  pour respectivement la poutre et le châssis. Il y a donc un facteur proche de 30 entre ces deux rigidités. Ce facteur est déjà très élevé, mais il est en fait bien plus important en régime nominal car la poutre sera dans un état flambé. Or, comme il a été précédemment montré, lorsque la poutre est flambée, sa rigidité devient très faible et prend la valeur donnée par l'équation ( 55 ) :

$$K_p = \frac{AEP_{crit}}{2L(2AE + P_{crit})} \quad (55)$$

Dans notre cas, la rigidité de la poutre flambée devient alors  $K_p=3.10^{-3} \text{ N/m}$ . On voit donc qu'il y a plus de sept ordres de grandeur de différence entre  $K_p$  et  $K_c$ . Clairement, l'action de la poutre sur le châssis peut donc être négligée, lorsque la poutre reste dans un état flambé durant la phase d'actionnement.

Puisque l'on vient de montrer que l'état de contrainte dans la poutre est fortement modifié par les efforts imposés par le châssis, nous allons maintenant détailler les équations qui permettent de connaître l'état de contrainte vu par la poutre, en fonction des paramètres du châssis (épaisseur, contraintes, module d'Young...).

#### 4) Déformation d'un châssis de type stratifié miroir

Comme il a été précisé en début de ce chapitre (p. 72), la contrainte s'exerçant sur la poutre va être la somme de la contrainte résiduelle propre au dépôt de la couche mince constituant la poutre, et de la contrainte axiale exercée par le châssis. Puisque l'on considère que la déformation du châssis va être entièrement transmise à la poutre, la relation qui exprime la contribution du châssis à l'état de contrainte de la poutre est relativement simple à établir.

Pour cela, on calcule les rigidités de membrane et de flexion du stratifié en intégrant l'équation (42) donnée précédemment. Or, pour un stratifié miroir, la contribution de la flexion est nulle. En intégrant la contribution des contraintes résiduelles  $\sigma_{res}(i)$  pour chaque couche  $i$ , on obtient alors la relation ( 56 ):

$$N(x) = b \left( u'(x) \sum_{i=1}^n E_i e_i + \sum_{i=1}^n e_i \sigma_{res}(i) \right) \quad (56)$$

Il est intéressant de compléter cette expression de l'effort normal par un terme représentatif de la déformation thermique qui apparaîtrait au sein du stratifié soumis à un différentiel de

température  $\Delta T$ . En introduisant les coefficients de dilatation thermique des différentes couches  $\alpha_i$ , la relation ( 56 ) devient alors :

$$N(x) = b \left( \sum_{i=1}^n e_i (u'(x) E_i + \sigma_{res}(i) - E_i \alpha_i \Delta T) \right) \quad (57)$$

Dans le cas d'une poutre stratifiée encastree-libre, soumise à un champ de contraintes résiduelles uniaxiales, modèle qui est proche de l'objet que nous étudions, on a les conditions limites de la Figure 66.

$$u(0) = v(0) = v'(0) = 0 \qquad N(L) = M(L) = T(L) = 0$$



Figure 66 : conditions limites d'un stratifié encastree-libre

Puisque l'on a  $N(L)=0$ , la relation (47) peut donc se simplifier, et permet alors d'obtenir la déformation mécanique axiale  $\epsilon_{tot}$  en fonction des contraintes résiduelles des matériaux de chaque couche du stratifié, comme indiqué dans la relation ( 58 ) ci-dessous :

$$\epsilon_{tot} = \frac{u(L)}{L} = u'(L) = \frac{\sum_{i=1}^n e_i (\sigma_{res}(i) - E_i \alpha_i \Delta T)}{\sum_{i=1}^n E_i e_i} \quad (58)$$

Dans la partie suivante, nous allons exprimer la variation de la contrainte axiale qui s'exerce dans la poutre en fonction de la déformation du châssis  $\epsilon_{tot}$ , et nous allons illustrer cette variation par des empilements réalistes.

## 5) Applications numériques pour notre composant

### a) Modèle de variation de la contrainte axiale de la poutre

Nous allons illustrer ici la faculté de l'architecture de notre châssis à modifier l'état de la contrainte axiale de la poutre, grâce aux épaisseurs des matériaux du stratifié miroir. Nous allons pour cela appliquer les équations présentées ci-dessus au cas de notre composant qui comporte

une poutre de longueur  $L_{poutre}$  encastrée dans un châssis de longueur  $L_{chassis}$ , lui-même solidaire du substrat sur une longueur  $(L_{poutre} - L_{chassis})$  comme illustré sur la Figure 67.

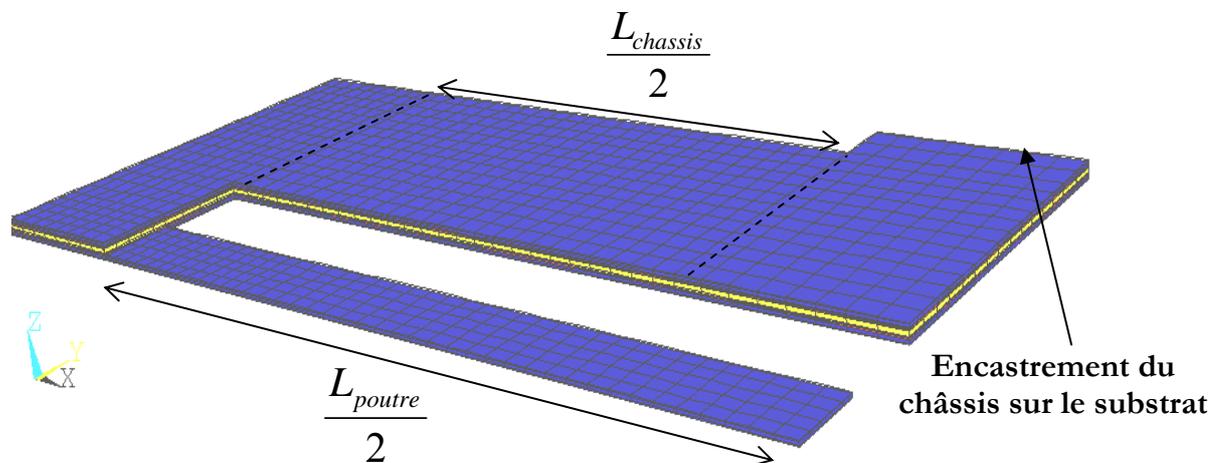


Figure 67 : quart de la structure considérée pour l'application numérique

Avant flambage, la contrainte axiale de la poutre va être la somme de la contrainte du matériau constitutif de cette poutre  $\sigma_0$  et d'une composante liée au changement d'état du châssis lors de la libération de la structure. Or ce changement d'état n'est rien d'autre que la déformation  $\varepsilon_{tot}$  exprimée dans la relation ( 58 ) pondérée par le fait que seule la partie du châssis  $L_{chassis}$  qui n'est pas encastrée sur le substrat se relâche. La contrainte axiale  $\sigma_{poutre}$  peut alors être exprimée par :

$$\sigma_{poutre} = \sigma_0 + E_{poutre} \frac{\varepsilon_{tot} L_{chassis}}{L_{poutre}} \quad (59)$$

Nous allons appliquer cette relation dans les paragraphes suivants, et montrer que la contrainte axiale de poutre peut être augmentée ou diminuée selon l'empilement choisi pour le châssis.

### ***b) Cas où la contrainte axiale est augmentée grâce au châssis***

Dans un premier temps, nous allons étudier l'influence de la séquence d'empilement du châssis sur l'état de contrainte dans la poutre avant sa libération. Même si nous n'avons pas exactement un stratifié miroir, nous nous placerons dans ce cas, car les stratifiés que nous proposons possèdent des rigidités et des contraintes résiduelles à peu près équilibrées au dessus et au dessous de la fibre neutre géométrique. Cette propriété permet de ne pas avoir de courbure importante du châssis, ce qui est indispensable au bon fonctionnement du composant. Nous

considérerons tout d'abord l'empilement décrit dans le Tableau 14 ci-dessous ; le numéro du dépôt correspondant à sa position en partant de la base du châssis.

N°	Dépôt	e (µm)	$\sigma_0$ (MPa)	E (GPa)
1	SiO2	0,55	-70	70
2	SiN HF	0,1	450	160
3	Inconel	0,8	150	160
4	SiN HF	0,1	450	160
5	Cr/Au	0,6	80 (230/3)	80
6	SiO2	0,8	-70	70

Tableau 14 : exemple d'empilement entraînant une augmentation de la contrainte axiale

Pour le fonctionnement électrique du composant (alimentation des résistances d'inconel), un dépôt d'or est nécessaire. Ce dépôt d'or occupe environ un tiers de la largeur du châssis ; afin de tenir compte de cette particularité géométrique, nous avons attribué à cette couche une contrainte de 80 MPa, qui correspond environ au tiers de la valeur mesurée par la méthode de Stoney (230 MPa). Ceci nous permet d'intégrer la contribution de l'or sur l'ensemble de la largeur.

La poutre est faite en matériau N°1, ce qui signifie que la contrainte  $\sigma_0$  de l'équation ( 59 ) va prendre la valeur  $\sigma_0=-70$ MPa. L'empilement du châssis va donc entraîner l'augmentation ou la diminution de la contrainte de la poutre autour de cette valeur  $\sigma_0$ , en fonction des épaisseurs de chacune des couches, comme illustré sur la Figure 68 :

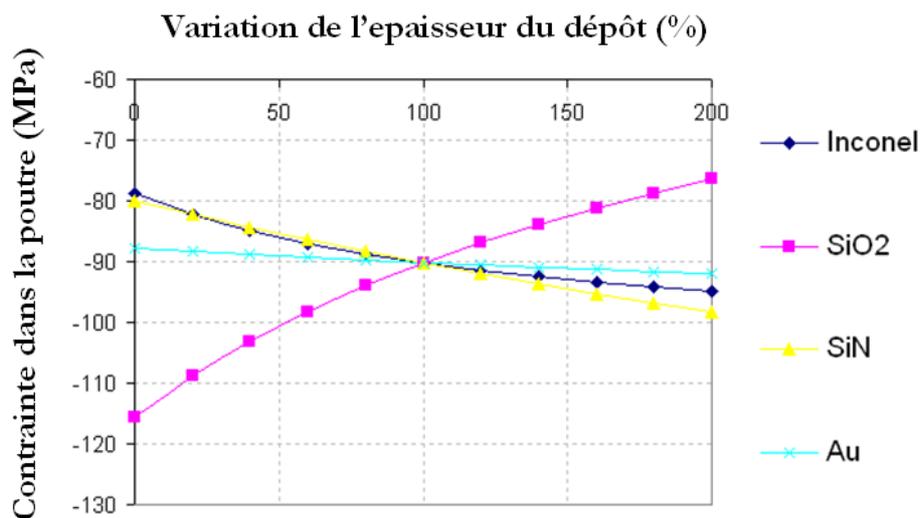


Figure 68 : contrainte dans la poutre en fonction des variations d'épaisseur des dépôts.

Pour obtenir ce graphique, on a fait varier séparément l'épaisseur de chacun des dépôts autour des épaisseurs moyennes reportées dans le Tableau 14. On y voit qu'une augmentation de

l'épaisseur d'une couche en tension va entraîner une augmentation de l'intensité de la compression de la poutre, alors qu'en revanche l'accroissement de l'épaisseur d'une couche en compression va entraîner une diminution de la contrainte dans la poutre. Ceci se comprend aisément en considérant qu'une couche initialement en état de tension va se « raccourcir » en relaxant une partie des contraintes résiduelles. Ce raccourcissement va donc augmenter l'état de compression de la poutre.

L'empilement du Tableau 14 possède cependant une limite : dans la plage de variation d'épaisseur proposée, on ne peut pas obtenir une contrainte axiale inférieure à la contrainte initiale de la poutre. Pour cela, il faut en effet utiliser des matériaux qui possèdent une déformation résiduelle, i. e. la déformation associée à la contrainte résiduelle, plus importante que la déformation résiduelle du matériau de la poutre. Nous allons étudier dans la suite deux empilements qui permettent une diminution de cette contrainte. Ces empilements ont été réalisés pour certains prototypes, afin de diminuer leur température d'actionnement.

### c) Cas où la contrainte axiale est diminuée grâce au châssis

Pour diminuer légèrement la contrainte dans la poutre, il est par exemple possible de remplacer le matériau n°6 (le SiO<sub>2</sub> faiblement contraint « du haut ») de l'empilement du Tableau 14 par un SiO<sub>2</sub> plus fortement comprimé (SiO<sub>2</sub> déposé à basses fréquences en PECVD, par exemple). On obtient alors l'empilement du Tableau 15.

N°	Dépôt	e (µm)	σ <sub>0</sub> (MPa)	E (GPa)
1	SiO <sub>2</sub> « Low Stress »	0,55	-70	70
2	SiN HF	0,1	450	160
3	Inconel	0,8	150	160
4	SiN HF	0,1	450	160
5	Cr/Au	0,6	80 (230/3)	80
6	SiO <sub>2</sub> « Low Frequency »	0,55	-200	70

Tableau 15 : empilement avec faible influence sur l'état de contrainte de la poutre

Le SiO<sub>2</sub> LF contribue en outre à équilibrer l'effet dissymétrique de l'or dans l'empilement, tout en diminuant la valeur de la contrainte moyenne de la poutre avant la libération du MEMS. La Figure 69 illustre la variation de la contrainte moyenne en fonction de l'épaisseur de SiO<sub>2</sub> LF.

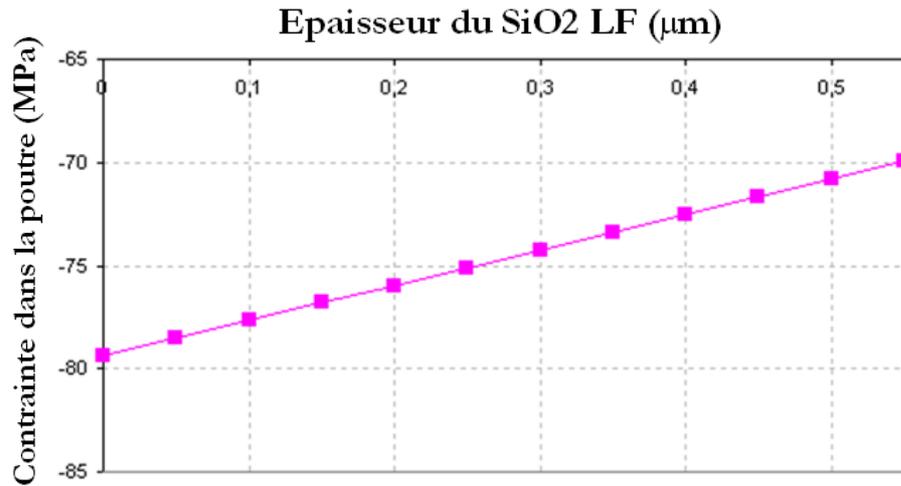


Figure 69 : contrainte dans la poutre en fonction de l'épaisseur de SiO<sub>2</sub> LF

Si l'on veut franchement diminuer la contrainte dans la poutre, il faut alors utiliser un matériau déposé avec des contraintes de compression élevées. On peut par exemple remplacer le SiN PECVD déposé à Hautes Fréquences qui possède une contrainte résiduelle de 450 MPa par du SiN déposé à Basses Fréquences qui possède une compression d'environ -630 MPa. La Figure 70 montre que pour les mêmes épaisseurs, on passe d'une contrainte de compression de -90 à -65 MPa.

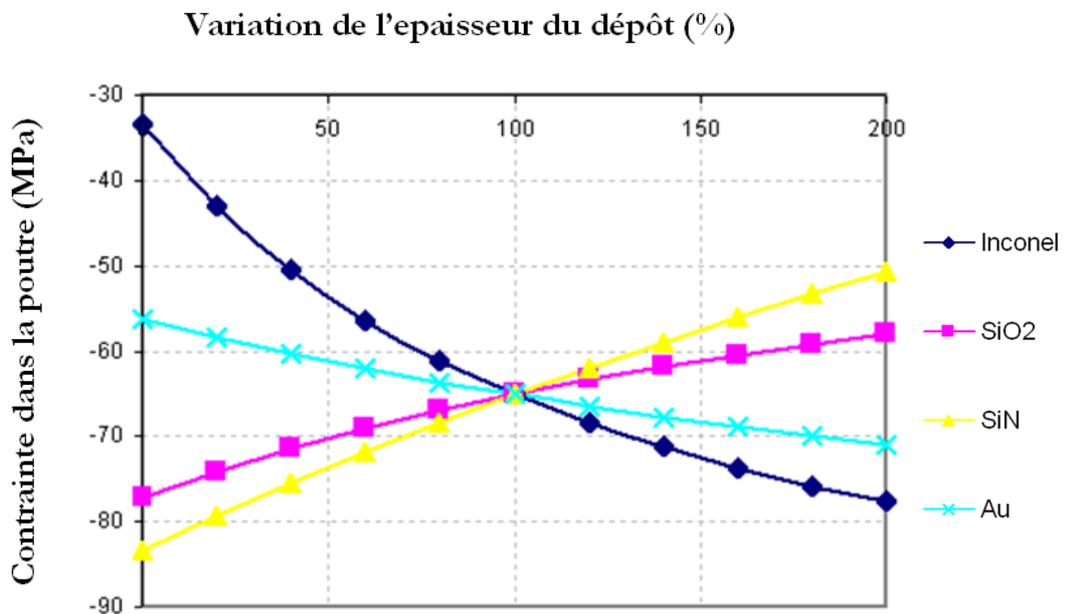


Figure 70 : contrainte dans la poutre lorsqu'on utilise du SiN LF

Pour ce type d'empilement, on voit sur la Figure 70 que l'on peut obtenir des contraintes relativement faibles. Le paragraphe suivant illustre l'influence de la dilatation thermique du châssis sur la contrainte axiale de la poutre.

#### d) Effet de la dilatation du châssis

En utilisant l'équation ( 59 ), on peut déterminer la température des actionneur du châssis à partir de laquelle la poutre va passer d'un état de compression à un état de tension. Pour illustrer ceci, nous prendrons comme exemple l'empilement synthétisé dans le Tableau 16 ci-dessous, et qui conduit à la courbe de la Figure 71.

N°	Dépôt	e (µm)	$\sigma_0$ (MPa)	E (GPa)	CTE (ppm/°C)
1	SiO2 Low Stress	0,55	-70	70	0,5
2	SiN LF	0,2	-760	160	3,5
3	Inconel	0,9	150	180	10
4	SiN LF	0,2	-755	160	3,5
5	Cr/Au	0,6	80 (230/3)	80	20
6	SiO2 Low Stress	0,55	-70	70	0,5

Tableau 16 : empilement utilisé pour étudier l'effet de la dilatation du châssis sur la poutre

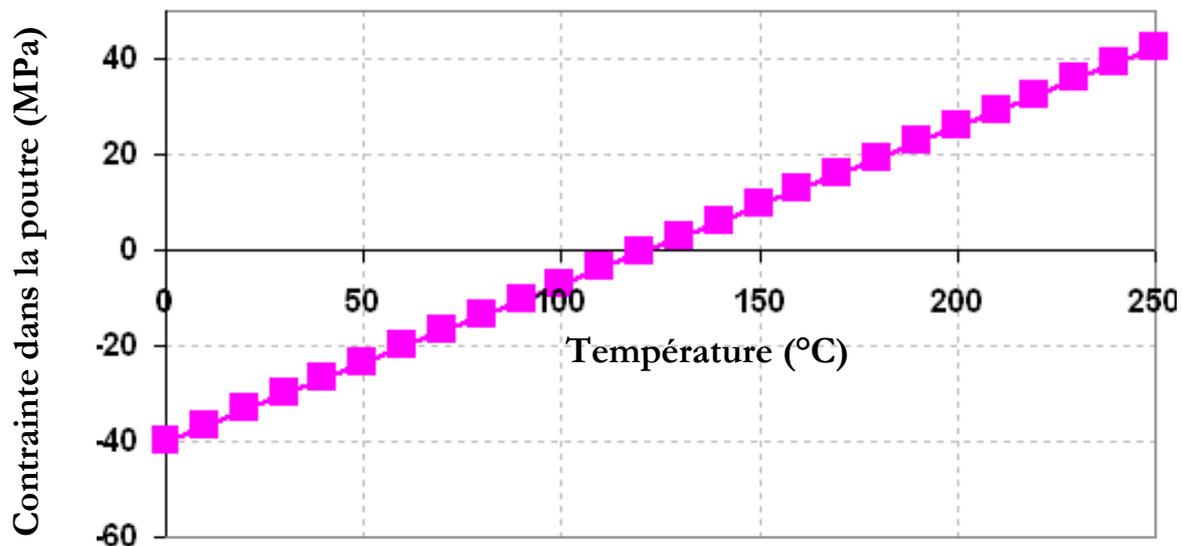


Figure 71 : contrainte dans la poutre en fonction de la température du châssis

On peut lire sur la Figure 71 que le passage d'une contrainte axiale de la poutre d'un état compressif à un état en tension se produit légèrement au dessus de 100°C pour ce type d'empilement. Par ailleurs, la Figure 72 montre un empilement similaire à celui du Tableau 16, mais où la contrainte dans le SiO2 est de -90MPa plutôt que -70MPa. On voit que dans ce cas, on augmente la température d'inversion de la contrainte, qui passe d'environ 120°C à environ 175°C.

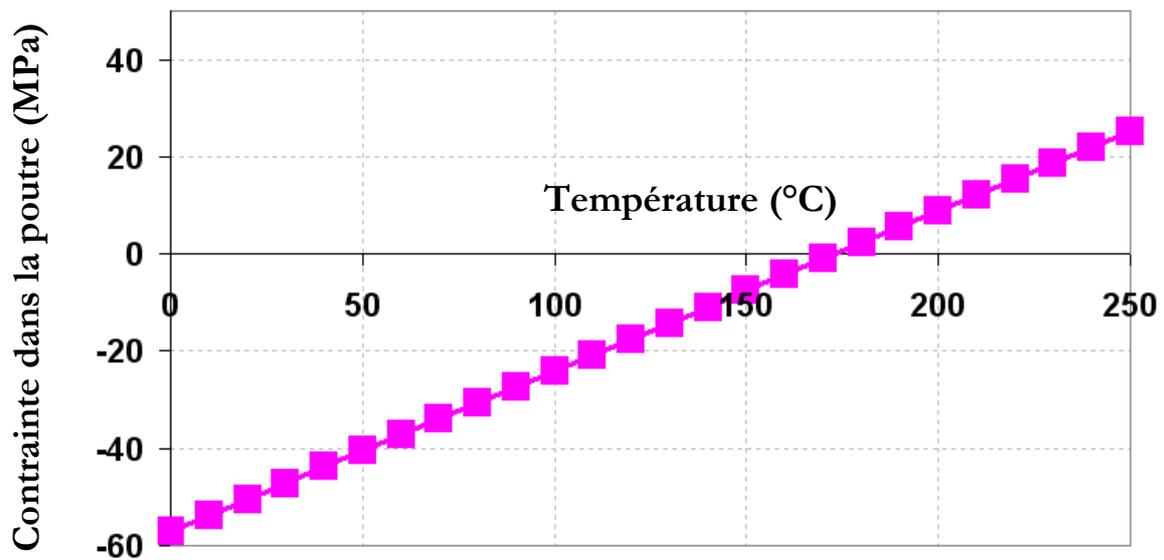


Figure 72 : contrainte en fonction de la température du châssis pour  $\sigma_{SiO_2} = -90$  MPa

La température d'inversion va donc être relativement sensible à la valeur de la contrainte du matériau constituant la poutre. Les résultats présentés ici permettent d'illustrer le rôle du châssis sur la contrainte axiale de la poutre du switch. Nous allons maintenant présenter l'analyse par éléments finis qui nous a permis d'une part de valider notre modèle analytique pour une configuration géométrique donnée, et d'autre part de vérifier que les actionneurs situés aux encastremets de la poutre n'empêchent pas la structure d'avoir un comportement bistable.

## ***II. Modélisation thermomécanique par éléments finis du composant***

Afin de valider le modèle analytique décrit dans la partie précédente, mais aussi pour prendre en compte la géométrie réelle de notre composant, nous avons développé un modèle par éléments finis sous le logiciel ANSYS.

Dans les composants de type MEMS, fabriqués par un empilement de couches minces, le rapport entre l'épaisseur des couches et les deux autres dimensions des composants est élevé. Des éléments de type coque sont bien adaptés pour réaliser ce type de simulation. Cependant, la partie de la structure comportant des actionneurs thermiques ne peut pas être maillée avec ce type d'éléments. Il faut donc, dans ANSYS, utiliser des éléments permettant de raccorder les degrés de liberté des coques (translations et rotations) avec ceux des briques (translations).

Or, le temps de développement d'un modèle comportant des éléments coques n'était pas compatible avec les contraintes temporelles fixées pour la phase initiale de modélisation du composant et son fonctionnement. En outre, dans cette phase initiale de conception, nous n'avions pas de données précises sur les paramètres de nos matériaux (rigidité et contraintes résiduelles notamment). Une étude numérique quantitative était donc superflue.

Nous présenterons donc ici le modèle par éléments finis qui nous a permis de valider le concept sélectionné. Nous présenterons tout d'abord la géométrie du composant ainsi que les conditions aux limites utilisées pour le modèle. Nous préciserons ensuite les dimensions utilisées pour cette analyse par éléments finis. Nous détaillerons enfin la manière d'intégrer les contraintes résiduelles avec le code de calcul ANSYS, et quelques éléments essentiels pour la mise en œuvre du calcul. Pour finir nous comparerons les résultats obtenus lors de cette analyse avec le modèle analytique qui a été présenté auparavant.

### **A. Description de la géométrie et des conditions limites.**

#### **1) Géométrie du composant.**

Comme cela a été présenté auparavant, il est possible de décrire notre composant comme une poutre mise en compression par ses contraintes résiduelles, encastrée sur un châssis beaucoup plus rigide que cette poutre. Cette poutre comporte par ailleurs des actionneurs thermiques situés à ses encastremets (« actionneurs 2 », en violet sur la Figure 27), ainsi qu'une autre paire d'actionneurs thermiques situés dans le châssis (« actionneurs 1 » sur la Figure 27). Sur l'image de

la Figure 73, la poutre est dessinée en rouge, et on peut voir le contact électrique réparti en trois plots situés au centre de la poutre.

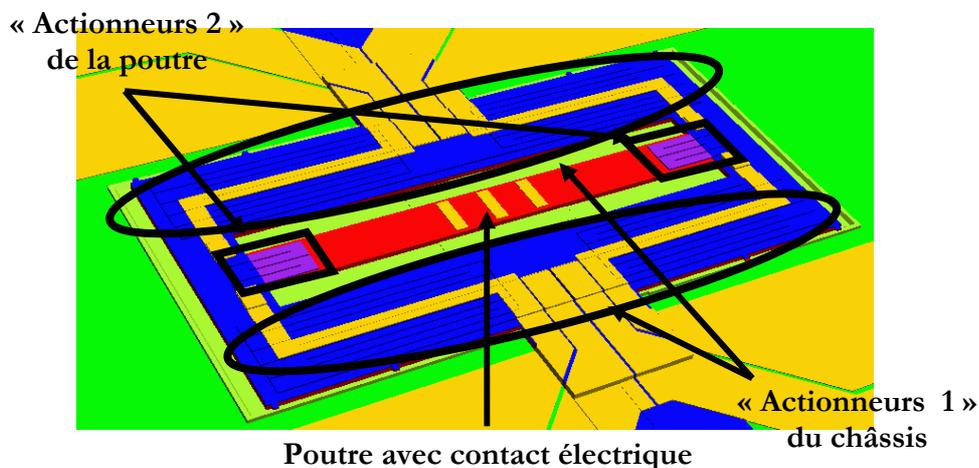


Figure 73 : dessin du composant MEMS réel

Sur la Figure 73, le châssis est donc représenté en bleu ; on distingue par ailleurs en jaune les connexions électriques en or. Dans le modèle éléments finis que nous avons utilisé pour valider le dimensionnement analytique de notre composant, nous avons négligé l'influence de la connectique en or. Par ailleurs, la méthode de fabrication du composant, et notamment l'utilisation d'une couche sacrificielle en polymère va induire des irrégularités sur la topologie de la poutre. Pour des simulations au premier ordre, nous avons toutefois décidé de négliger cette topologie particulière.

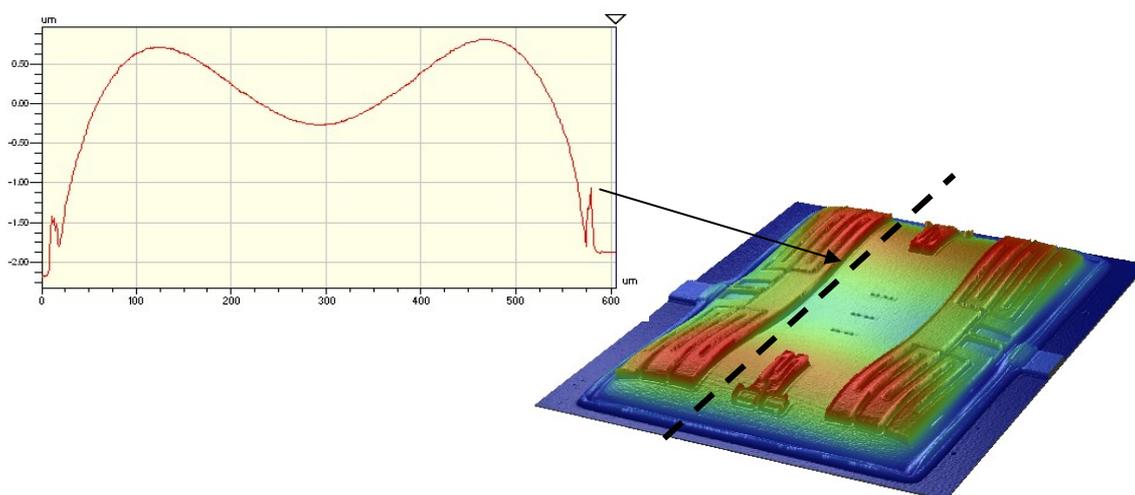


Figure 74 : topologie irrégulière typique d'une couche sacrificielle en polymère

## 2) Maillage et conditions limites

Comme on peut le voir sur la Figure 73, la géométrie réelle du composant est relativement complexe. Pour la modélisation par éléments finis, nous avons choisi de la simplifier en négligeant les connections en or et en considérant que les actionneurs 1 et 2 en inconel étaient répartis uniformément sur toute la surface soit du châssis, soit de la poutre. Comme illustré par la Figure 75, nous avons utilisé les symétries de la structure pour ne modéliser qu'un quart de la géométrie. Ceci implique que les modes paires (dissymétriques) ne sont pas calculés. Cependant, comme ça a été montré précédemment dans le développement du modèle analytique, notre structure ne peut que développer les modes symétriques 1 et 3.

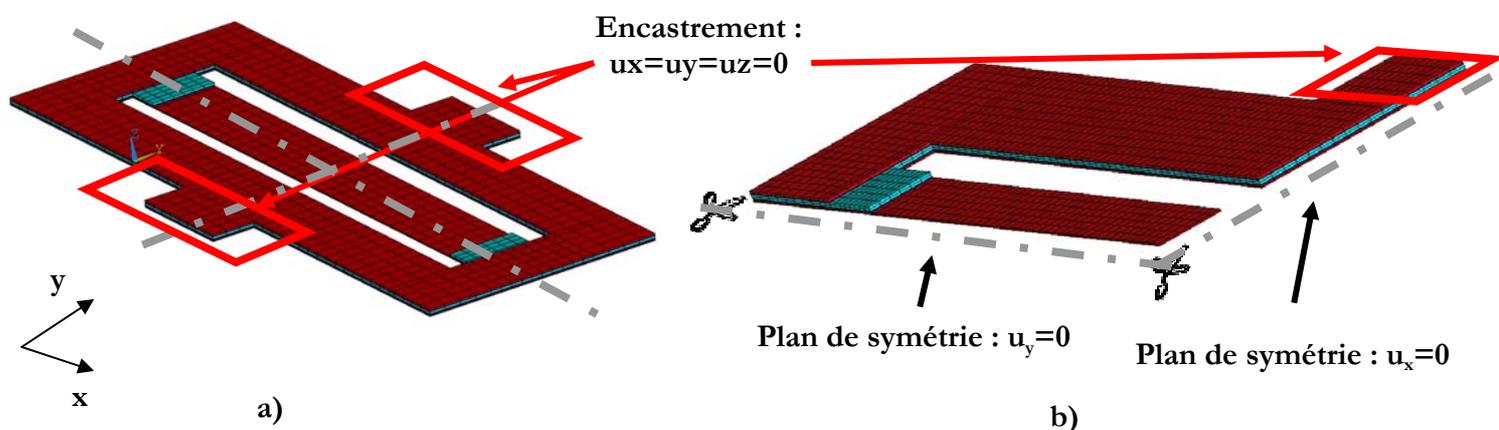


Figure 75 : modèle ANSYS du composant a) structure complète, b) quart de la structure

Pour pouvoir se limiter au quart de la structure, nous avons appliqué les conditions limites en déplacement adéquates, comme indiqué sur la Figure 75 : un déplacement nul dans la direction x lorsque le plan de symétrie possède une normale orientée en x, et un déplacement nul dans la direction y pour un plan de symétrie dont la normale est orientée en y. Par ailleurs, le substrat de silicium qui sert de support à la structure est modélisé comme un encastrement parfait au niveau de la couche qui, dans la structure réelle, est située sur celui-ci. On bloque ainsi toutes les translations à cet endroit, comme illustré sur la Figure 75-a.

Par ailleurs, il est difficile d'obtenir un rapport de forme acceptable pour les éléments de type brique, puisque l'épaisseur des couches est faible comparée aux autres dimensions. Nous avons donc dû limiter le nombre d'éléments dans l'épaisseur de nos couches afin de limiter le nombre de degrés de liberté de notre modèle. Ce petit nombre d'éléments dans l'épaisseur a été compensé par l'utilisation d'éléments quadratiques isoparamétriques.

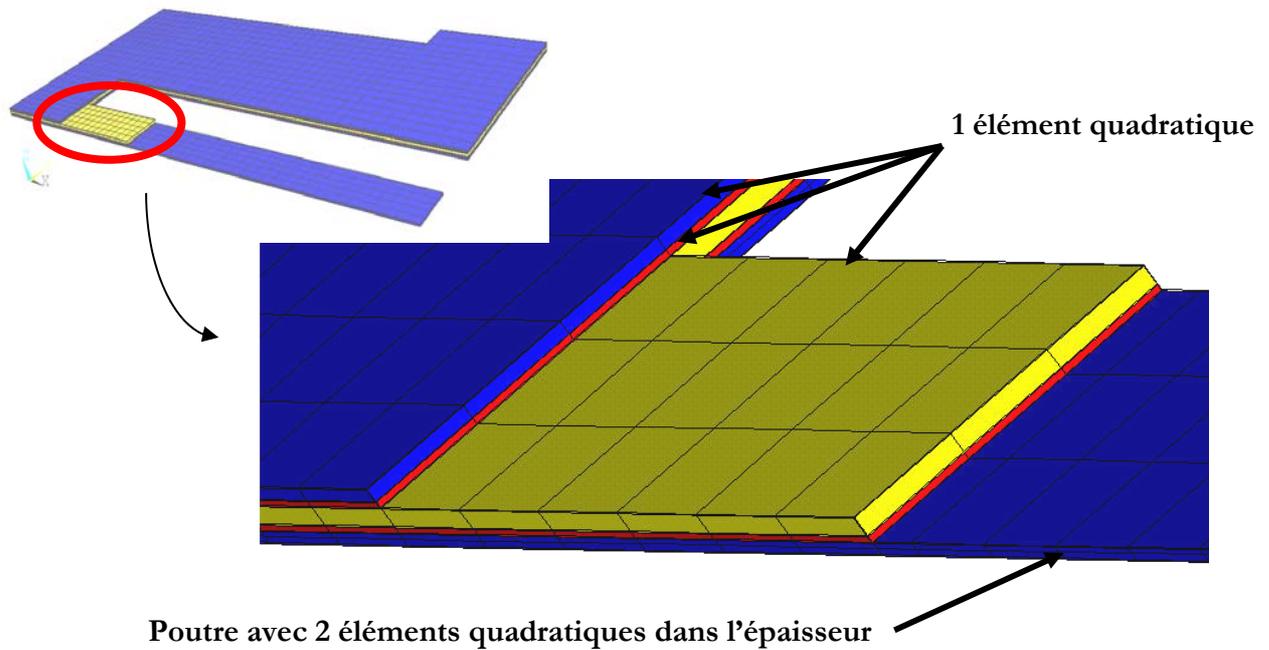


Figure 76 : description du maillage de la structure

Comme illustré sur la Figure 76, nous avons utilisé un élément quadratique dans les épaisseurs des matériaux peu soumis à la flexion, et deux éléments dans l'épaisseur de la poutre, partie de notre dispositif qui est la plus soumise à la flexion. Ce maillage, bien qu'imparfait pour une analyse quantitative, nous a paru suffisant pour réaliser une étude qualitative sur notre géométrie. D'ailleurs, comme décrit plus loin, les résultats que nous avons obtenus sont en bon accord avec ceux du modèle analytique.

## B. Dimensions du composant

### 1) Longueur et largeur sélectionnées

Nous présentons dans cette partie les dimensions du composant utilisées lors de notre analyse sous ANSYS. Les dimensions ont été dictées d'une part par des considérations technologiques et, d'autre part, par des calculs effectués avec le modèle analytique.

Concernant la longueur de la poutre, l'expérience nous limitait à des longueurs variant entre 200 et 1000  $\mu\text{m}$ . Au-delà, la géométrie n'était plus compatible avec la technologie de fabrication qui a été choisie et qui sera présentée dans la partie suivante. Nous avons donc sélectionné pour notre simulation une longueur de poutre de 500  $\mu\text{m}$ , qui est une valeur médiane.

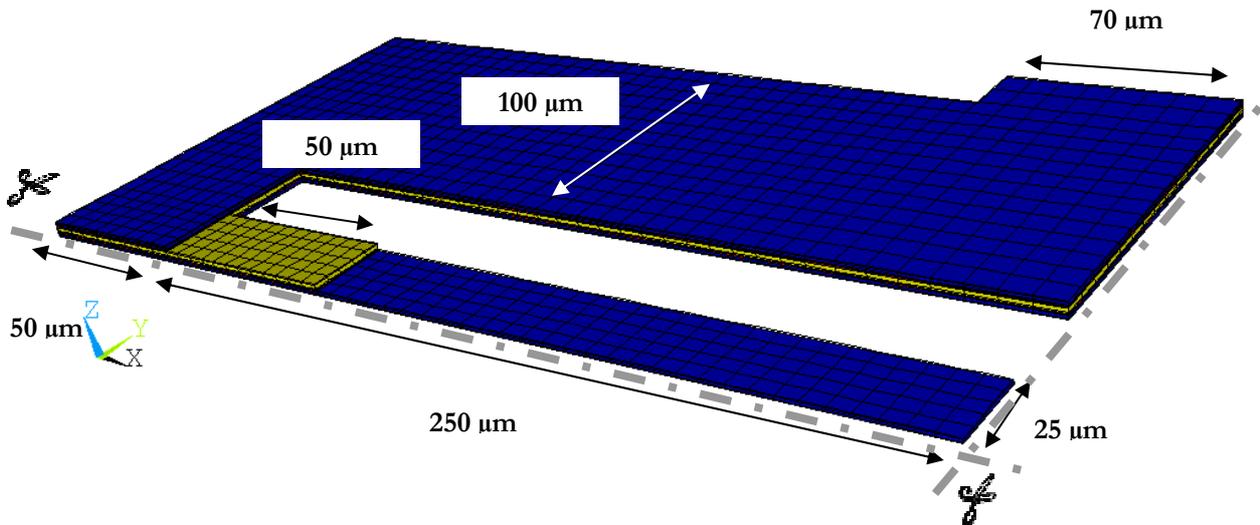


Figure 77 : dimensions du switch bistable modélisé (quart de la structure)

Nous avons sélectionné un rapport longueur sur largeur de la poutre de 10 permettant d'une part de classer la structure étudiée dans la catégorie des poutres, et d'autre part d'obtenir des largeurs de poutre compatibles avec leurs procédés de fabrication.

## 2) Les épaisseurs des couches

Dans l'étape de conception du système, l'épaisseur de la poutre était comprise dans la fourchette 0,4-1,5  $\mu\text{m}$ . Or en augmentant l'épaisseur des couches, on peut en parallèle diminuer le nombre d'éléments dans la longueur et la largeur de la poutre, tout en gardant le même ratio longueur/épaisseur des éléments briques. Cela nous permet donc de diminuer le nombre de degrés de liberté du modèle, et ainsi de réduire de manière importante le temps de calcul du modèle. Pour cette simulation, l'épaisseur de la poutre a été choisie à 1  $\mu\text{m}$ .

Nous avons rassemblé dans le Tableau 17 l'ensemble des matériaux qui ont été utilisés pour cette analyse, avec notamment leurs épaisseurs et caractéristiques mécaniques ; tous les coefficients de Poisson ont été pris égaux à 0,3. Les épaisseurs utilisées et rassemblées dans ce tableau sont légèrement plus importantes que celles mises en œuvre pour fabriquer les premiers prototypes.

N°	Matériau	Epaisseur ( $\mu\text{m}$ )	Contrainte $\sigma_0$ (MPa)	Module d'Young E (GPa)	CTE (ppm/°C)
1	SiO <sub>2</sub>	1	-70	70	0,5
2	SiN	0,5	315	160	7,6
3	Inconel	1,5	200	160	20
4	SiN	0,5	315	160	7,6
5	SiO <sub>2</sub>	1	-70	70	0,5

Tableau 17 : épaisseurs et propriétés des couches utilisées pour le modèle EF

La Figure 78 ci-dessous illustre la position des différentes couches de la structure répertoriées et numérotées dans le Tableau 17.

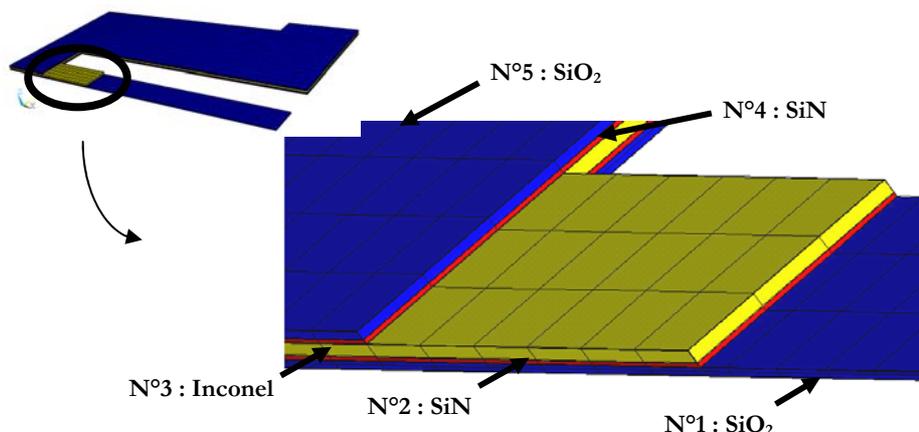


Figure 78 : organisation des couches dans l'empilement

Il reste maintenant à intégrer les contraintes résiduelles dans les différentes couches de notre composant pour l'analyse par éléments finis.

## C. Contraintes résiduelles et mise en œuvre du calcul

### 1) Implémentation des contraintes résiduelles dans ANSYS

Contrairement au logiciel Coventor™ (logiciel de modélisation des MEMS, utilisant le solveur d'Abaqus) qui traite les contraintes résiduelles comme une propriété des matériaux, l'utilisateur du logiciel ANSYS doit intégrer lui-même les contraintes résiduelles dans chaque matériau. Il existe pour cela plusieurs méthodes. Dans cette simulation, nous avons opté pour l'utilisation d'un fichier de contraintes, contenant les composantes du tenseur des contraintes pour les points d'intégration de chaque élément. Les éléments quadratiques SOLID95, utilisés pour cette simulation, comportaient 14 points d'intégration tel qu'illustré sur la Figure 79.

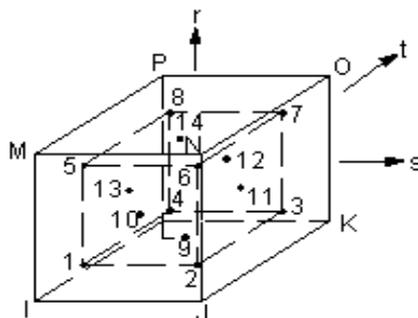


Figure 79 : brique quadratique « SOLID95 » et ses 14 points d'intégration [ANS 05]

Ce fichier de contraintes est généré automatiquement dans une première étape de calcul. Lors de cette première étape, on bloque tous les degrés de liberté du système tout en appliquant la déformation thermique représentative de l'état de contrainte biaxiale. Cette déformation biaxiale est obtenue en utilisant le différentiel de température  $\Delta T$  calculée à partir de l'expression ci-dessous :

$$\Delta T = -\frac{\sigma}{\alpha E}(1 - \nu) \quad (60)$$

Lorsque les nœuds sont libérés, la structure recherche un nouvel état d'équilibre en incluant ces contraintes résiduelles. Grâce à cette méthode, il est ensuite possible d'installer aisément un état de température dans certains éléments du maillage, indépendamment de l'état de contrainte initial. Dans notre cas, ceci est particulièrement important car l'on soumet ensuite la structure à des dilatations thermiques localisées qui vont mettre la structure en mouvement.

## 2) Mise en œuvre du calcul

Lors d'un calcul de flambage, le solveur doit choisir l'une des trois solutions qui sont clairement décrites par l'équation ( 39 ) du modèle analytique : soit la solution instable avec une flèche nulle, soit la solution où la flèche est positive, soit la solution où la flèche est négative. Il faut donc « aider » le solveur dans le choix de l'une des branches bifurquées. On utilise pour cela une force transversale appliquée au centre de la poutre, de l'ordre d'un pourcent de la contrainte axiale. La direction de cette force transversale est choisie en fonction de la position flambée que l'on s'attend à obtenir à l'issue de la fabrication. Cette procédure a été utilisée pour les modèles où l'on n'avait pas d'actionneurs thermiques au niveau des encastremets de la poutre. Dans les modèles avec actionneurs, la dissymétrie est suffisante pour que la position souhaitée, qui a une signification physique, soit obtenue directement. Par ailleurs, afin de faciliter le passage à l'état flambé en mode 1, nous sommes partis d'un état où les actionneurs thermiques étaient à 200°C. Cet artifice permet de choisir ensuite un incrément de charge plus important, donc de diminuer le nombre d'itérations et le temps de calcul.

Les calculs ont été réalisés en élasticité linéaire isotrope avec prise en compte de la non-linéarité géométrique. Nous allons maintenant présenter les résultats obtenus avec le modèle et la géométrie décrits dans les paragraphes précédents.

## D. Les résultats de l'analyse par éléments finis

### 1) Validation de la séquence d'actionnement

Le premier résultat important que nous avons obtenu a été de valider la séquence d'actionnement prévue. Les moments appliqués par les actionneurs situés aux encastremets de la poutre engendrent une dissymétrie du composant, ce qui a pour conséquence de favoriser une des positions d'équilibres par rapport à l'autre. Dans certaines configurations, on pouvait donc craindre que le composant ne soit pas mécaniquement bistable.

La Figure 80-1 rappelle la séquence d'actionnement présentée dans la partie II A 1) (p. 74), et -2 montre les résultats obtenus par la simulation, lesquels valident la séquence d'actionnement envisagée.

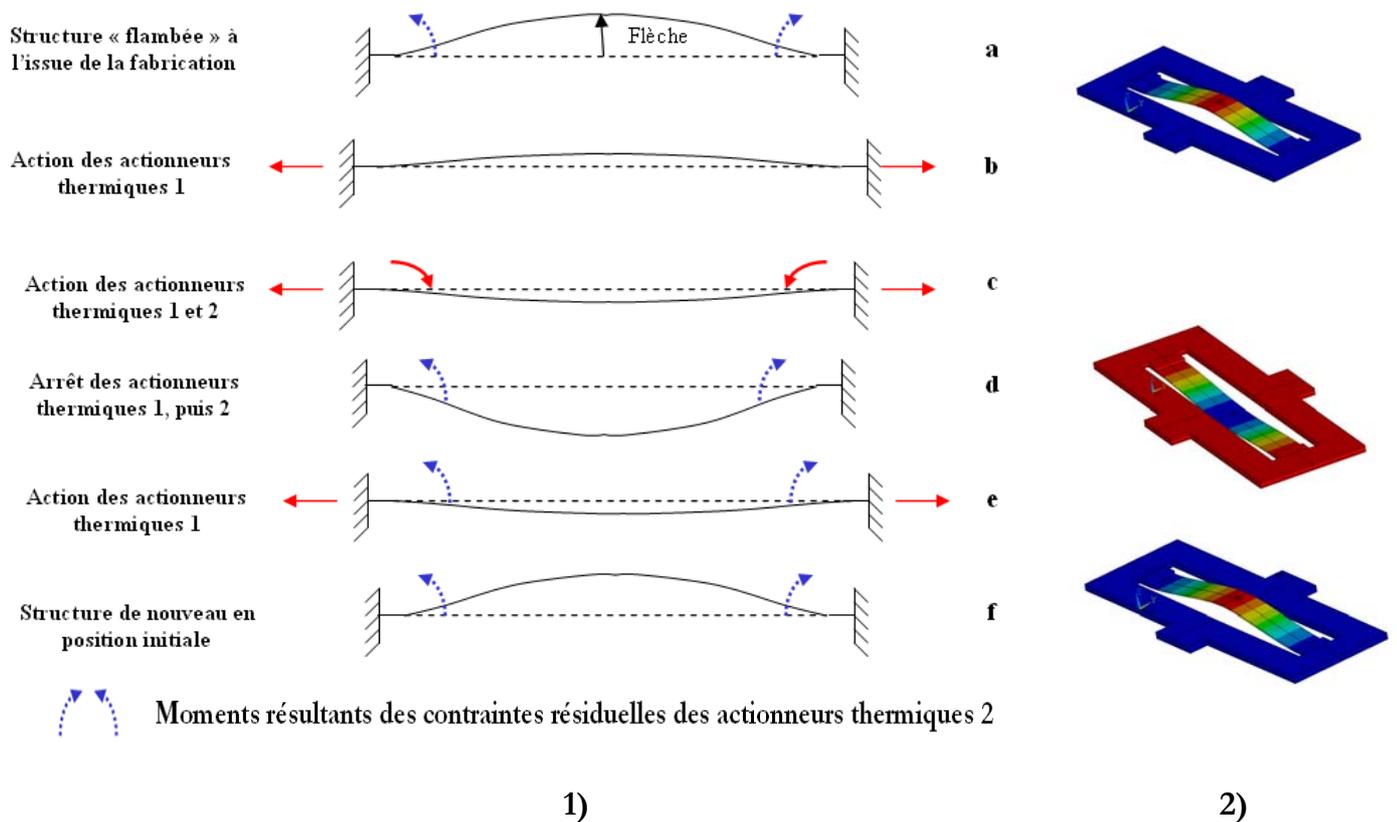


Figure 80 : séquence d'actionnement du switch MEMS 1) envisagée et 2) simulée

Par ailleurs, pour tester la stabilité de la structure, nous l'avons soumise, dans sa position la moins stable, c'est-à-dire la position basse, à une force transversale appliquée au centre de la poutre. Les résultats de cette analyse sont donnés ci-dessous.

## 2) Estimation de la force de contact.

La dissymétrie occasionnée par la géométrie de notre composant est illustrée sur la Figure 81. On y voit notamment que la position haute (déplacement transversal D positif) est relativement proche du cas où l'on n'a pas d'actionneurs puisqu'il y a moins de  $1\ \mu\text{m}$  de décalage entre les deux courbes. Au contraire, la position basse est assez éloignée de la configuration sans actionneurs (lignes en rouge), puisqu'il apparaît une différence de presque  $4\ \mu\text{m}$  entre ces deux cas.

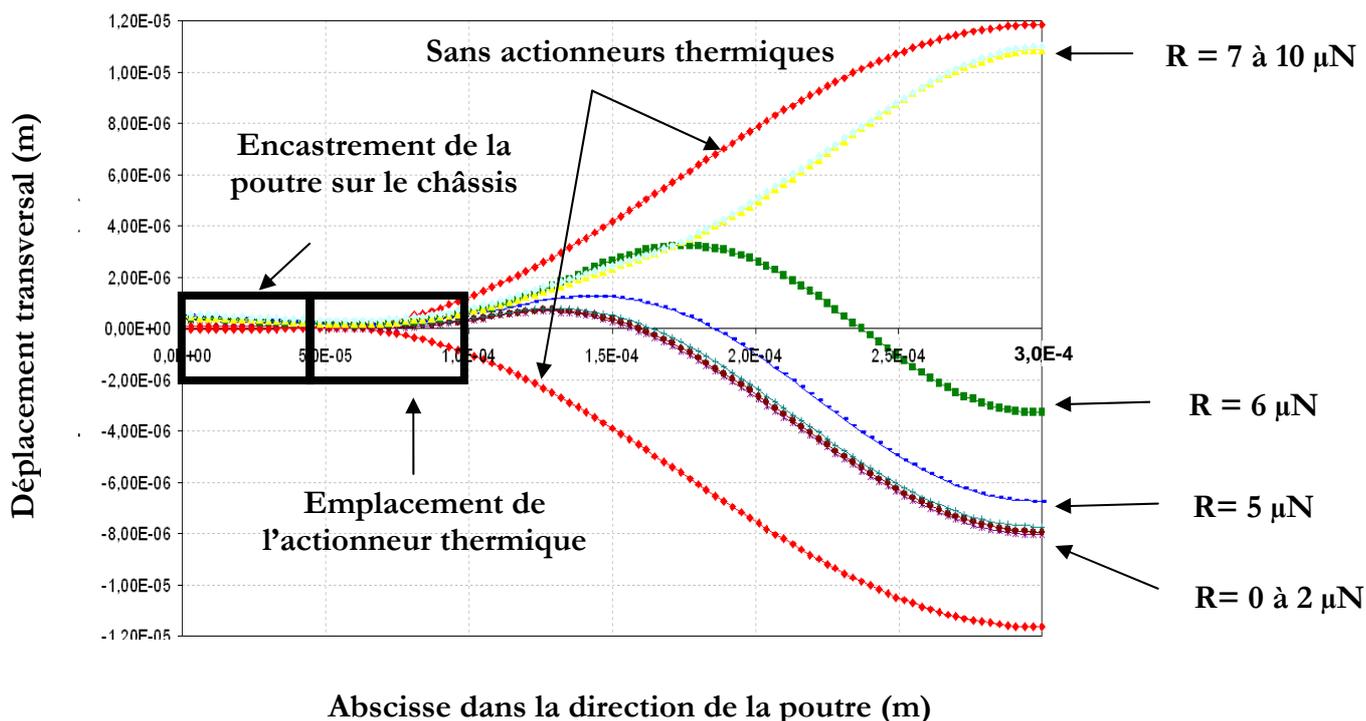


Figure 81 : résultats de l'analyse par éléments finis sous ANSYS

Comme illustré sur la Figure 81, les actionneurs situés aux encastremets de la poutre vont engendrer une tangente de pente non nulle au niveau de ces encastremets. Ceci peut apparaître dans un mode 2 ou un mode 3 ; cependant, puisque l'on retrouve la même tangente à l'autre bout de la poutre, c'est donc un mode 3 qui va se former, plutôt qu'un mode 2. Comme le montre la Figure 82, on trouve bien un mode 3 à l'issue de la fabrication des prototypes.

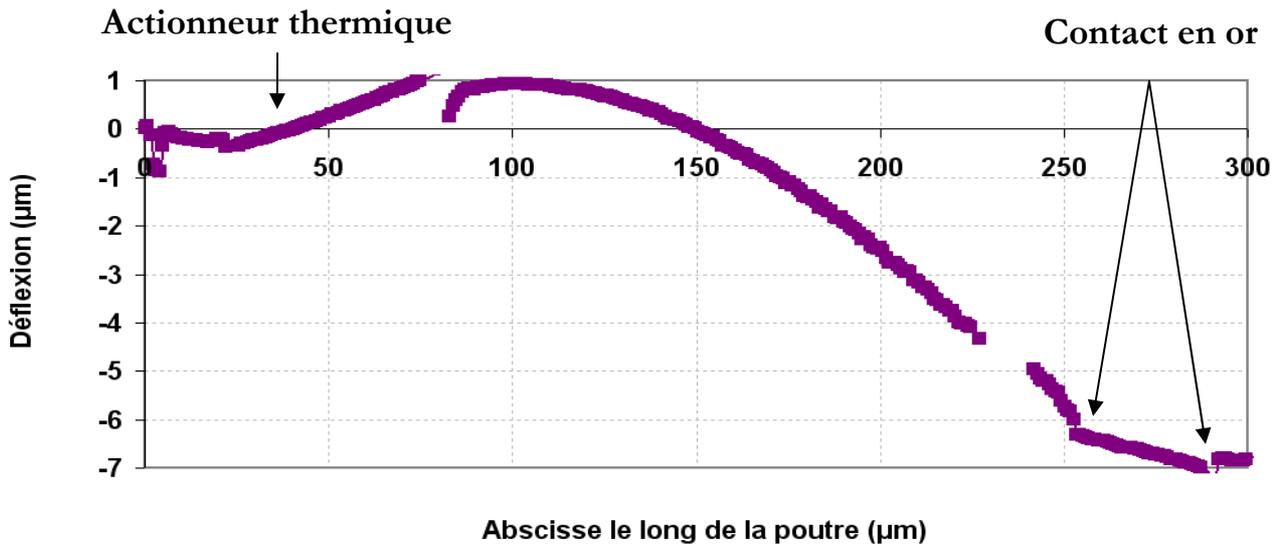


Figure 82 : mesure de la déflexion d'une structure réelle (interféromètre WYKO)

Enfin, la dernière information que nous pouvons tirer de cette analyse par éléments finis est de nature quantitative : la force du contact pour une structure comportant des actionneurs situés au niveau des encastremets de la poutre est supérieure au microNewton.

Ce modèle, bien que réalisé avec un maillage relativement léger, donne un résultat en bon accord avec le modèle analytique pour l'évaluation de la flèche, comme décrit ci-dessous.

### 3) Comparaison des résultats FEM et analytiques

#### a) Flèche de la poutre.

Le Tableau 18 ci-dessous rassemble les résultats obtenus pour la flèche de la poutre avec l'analyse éléments finis d'une part, et le modèle analytique d'autre part.

N°	Type d'analyse	Flèche (µm)
1	FEM sans actionneurs	11,9
2	FEM avec actionneurs (position haute)	10,8
3	FEM avec actionneurs (position basse)	-8
4	Analytique ( $\sigma_{\text{poutre}} = -70 \text{ MPa}$ )	10
5	Analytique ( $\sigma_{\text{poutre}} = -84 \text{ MPa}$ )	11,1

Tableau 18 : flèches obtenues en analytique et par FEM pour la géométrie sans actionneurs

Pour la configuration géométrique utilisée dans ces analyses et qui est rassemblée au sein du Tableau 17, la contrainte axiale vue par la poutre est modifiée de -14 MPa par le châssis, ce qui induit une variation de flèche de plus d'un micromètre (comparaison entre les modèle n°4 et n°5 du Tableau 18).

Le modèle analytique qui intègre l'influence du châssis sur la contrainte axiale de la poutre (modèle n°5 du Tableau 18) possède moins de 8% de différence avec le modèle éléments finis (modèle n°1 du Tableau 18). Les résultats obtenus par le modèle analytique sont donc très satisfaisants : pour un calcul de flèche, ce modèle se montre fiable et rapide.

Par ailleurs, les actionneurs situés aux encastremets de la poutre vont diminuer significativement la flèche. Ils vont aussi induire un déséquilibre entre les deux positions du système bistable, et favoriser la position haute.

### ***b) Force de contact***

L'étude de la force de contact est assez délicate à entreprendre pour un modèle éléments finis sans actionneurs, car celui-ci montrait des difficultés de convergence. Les résultats d'un chargement entre 0 et 8  $\mu\text{N}$  sont rassemblés sur la Figure 83 ci-dessous :

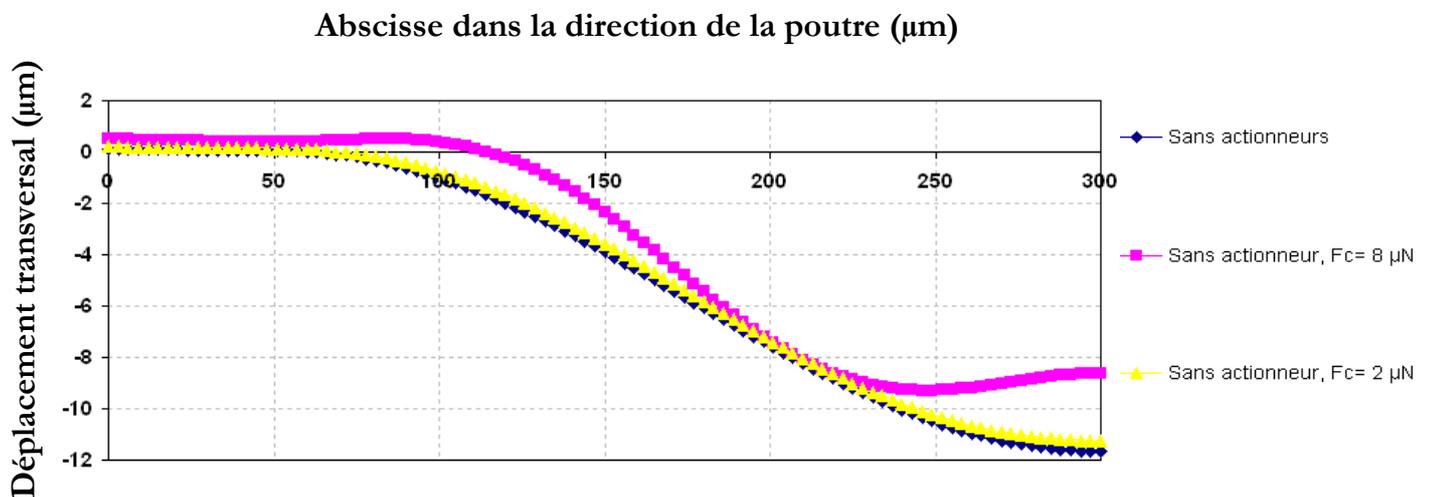


Figure 83 : déformée de la structure sans actionneurs

On voit sur la Figure 83 précédente qu'à partir de 8  $\mu\text{N}$  un mode 3 commence à se former. A partir de ce moment là, le calcul devient instable, et diverge. Nous avons rassemblé dans le Tableau 19 ci-dessous les forces de contact obtenues par les différents éléments finis et analytiques.

N°	Type d'analyse	Force de contact ( $\mu\text{N}$ )
1	FEM avec actionneurs	$\sim 5$
2	FEM sans actionneurs	$\sim 8$
3	Analytique sans actionneurs ( $R_{\max}(1)$ )	$\sim 200$
4	Analytique sans actionneurs ( $R_{\max}(3)$ )	$\sim 15$

Tableau 19 : force de contact

Les résultats regroupés dans le Tableau 19 ci-dessus montrent que le modèle analytique (modèles n°3 et 4 du Tableau 19) prévoit des valeurs de force de contact plus élevées que celles trouvées par éléments finis (modèles n°1 et 2 du Tableau 19). Dans la configuration géométrique étudiée, le modèle analytique prévoit que l'on forme un mode 3 avant que  $R_{\max}(1)$  soit atteinte. Le résultat  $R_{\max}(1)$  du modèle analytique n'est donc donné qu'à titre indicatif. Dans le Tableau 19, on lit cependant que le modèle analytique n°4 donne des résultats du même ordre de grandeur que le modèle FEM sans actionneur (modèle n°1) : on a un facteur 2 entre ces deux modèles. Ce facteur peut notamment s'expliquer par le fait que le modèle analytique se base sur l'hypothèse que la déformée de la poutre garde une forme de sinusoïde au cours de la déformation. Cette hypothèse rend la structure un peu plus rigide qu'elle ne l'est en réalité, où la structure va se déformer dans une forme différente d'une sinusoïde lorsqu'elle est soumise à des forces transverses importantes.

Les résultats obtenus avec les deux modèles éléments finis montrent que la présence d'actionneurs situés aux encastremets de la poutre va diminuer la force de contact maximale. Concernant la longueur de la zone de bistabilité, le modèle éléments finis d'une structure avec actionneurs thermiques aux encastremets de la poutre nous montre que la formation d'un mode 3 ne va pas entraîner un basculement de la structure ; la structure flambée selon un mode 3 va donc pouvoir continuer à appliquer une force de contact.

## **Conclusion**

Nous avons présenté dans cette partie un modèle analytique qui relie la géométrie et les paramètres matériaux du composant avec deux paramètres essentiels pour la qualification d'un design de switch MEMS : la force de contact maximale et la longueur de la zone de bistabilité. Nous nous sommes basés pour cela sur le modèle général de [SAI 00] que nous avons exploité dans le cas d'une poutre doublement encastrée soumise à des contraintes résiduelles. Nous proposons par ailleurs une limite de validité de ce modèle, qui correspond, dans notre cas, à la formation du troisième mode de flambement de la structure. Ce modèle donne une description claire de la physique de la bistabilité, et permet de connaître l'influence de chaque paramètre, géométrique ou matériau, sur la qualité du système bistable.

Un modèle analytique de stratifié miroir a aussi été présenté. Il permet de déterminer la variation de la contrainte axiale de la poutre occasionnée, lors de la libération, par le relâchement du châssis d'une part, et lors de la mise en route des actionneurs thermiques du châssis d'autre part. Il peut facilement être co-intégré au modèle analytique de la poutre bistable.

Le modèle analytique du système complet a été comparé avec un modèle par éléments finis réalisé sous le logiciel ANSYS. Une bonne correspondance est trouvée entre les deux modèles pour le calcul de la flèche initiale, pour une structure parfaitement symétrique.

Ce modèle par éléments finis permet par ailleurs de prendre en compte la dissymétrie de la géométrie induite par les actionneurs situés au niveau des encastresments de la poutre. Cette dissymétrie géométrique entraîne une différence dans la stabilité des deux positions d'équilibre, l'une des positions devenant plus stable que l'autre. Le modèle éléments finis permet de quantifier la stabilité de chacune des positions en déterminant, par dichotomie, la force transversale qui va permettre le basculement d'une position de stabilité à l'autre.

Comme ce sera décrit dans la partie suivante, la fabrication collective propre aux micro-technologies permet d'obtenir simultanément un grand nombre de prototypes avec des dimensions différentes. Par ailleurs, les paramètres mécaniques des matériaux en couche mince que nous utilisons sont relativement mal connus, les méthodes de détermination de ces paramètres étant à ce jour en développement et en cours de normalisation. Pour ces deux raisons, nous avons choisi de ne pas réaliser d'étude quantitative précise à partir de nos modèles mécaniques, mais plutôt de privilégier une approche expérimentale qui sera exposée dans la prochaine partie de ce mémoire.



## Partie 3 : Fabrication et caractérisation des composants

<b>Introduction</b> .....	<b>99</b>
<b>I. Technique et stratégie de réalisation des masques</b> .....	<b>100</b>
A. Principe de fabrication des microsystèmes .....	100
B. Les différentes variantes à géométrie symétrique et dissymétrique .....	104
C. Les différents prototypes et motifs de test .....	108
<b>II. Fabrication des prototypes</b> .....	<b>113</b>
A. Filière de fabrication initiale des prototypes à actionneurs en inconel .....	113
B. Améliorations de la filière initiale.....	125
C. Caractérisation mécanique d'une structure améliorée .....	133
A. Architecture .....	138
B. Matériaux.....	139
<b>Conclusion</b> .....	<b>140</b>

### *Introduction*

Dans cette dernière partie, les principes de fabrication des MEMS et l'organisation des différents niveaux de la filière de fabrication que nous avons élaborée et utilisée sont exposés. Nous décrivons notamment les différentes variantes des prototypes, et les motifs de test qui ont été intégrés sur les masques. Nous détaillons ensuite les différentes étapes du procédé de fabrication des prototypes qui comporte neuf niveaux de photolithographie, en précisant certaines améliorations apportées au cours du développement des prototypes. Pour finir, nous présentons les résultats de caractérisation des prototypes qui ont été fabriqués.

## ***I. Technique et stratégie de réalisation des masques***

Lors de la conception de notre prototype, nous avons opté pour la fabrication simultanée de 56 variantes différentes. Ces variantes étaient déclinées en trois types : un premier type avec une structure parfaitement symétrique qui serait facilement comparable avec le modèle analytique présenté auparavant ; un deuxième type avec une structure dissymétrique au niveau de l'actionneur de la poutre, mais dont les actionneurs du châssis sont symétriques ; et enfin un troisième type où les actionneurs du châssis sont situés vers la fibre neutre de celui-ci, alors que ceux de la poutre sont au-dessus de celle-ci.

Nous avons débuté la fabrication de nos prototypes par la troisième variante car elle ne nécessite que neuf niveaux de photolithographie, alors que les deux autres variantes en nécessitent 12. Compte tenu des difficultés technologiques rencontrées pour cette variante et de contraintes de temps, nous nous sommes finalement limités à la réalisation de ce type de prototype.

### **A. Principe de fabrication des microsystemes**

#### **1) Description d'une brique technologique standard**

Les MEMS sont élaborés au cours d'une succession d'étapes technologiques dont le principe va être résumé au début de cette partie. En général, le substrat sur lequel vont être fabriqués les MEMS est en silicium. La raison de ce choix est historique : le silicium est utilisé en microélectronique pour ses propriétés semi-conductrices, ce qui permet aux substrats de silicium d'être disponibles à bas coûts. Des substrats de quartz ou de silice sont aussi utilisés de manière anecdotique. Ils ont pour inconvénients de ne pas être compatibles avec certains procédés et sont par ailleurs plus chers.

##### ***a) Dépôt***

Une brique de base commence généralement par le dépôt d'un matériau en couche mince, comme illustré sur la Figure 84-a. Ce dépôt peut être réalisé selon des procédés variés qui peuvent être regroupés sous les termes génériques de PVD ou CVD, et qui sont abondamment décrits dans la littérature (cf. [MAD 97], par exemple, pour plus de détails).

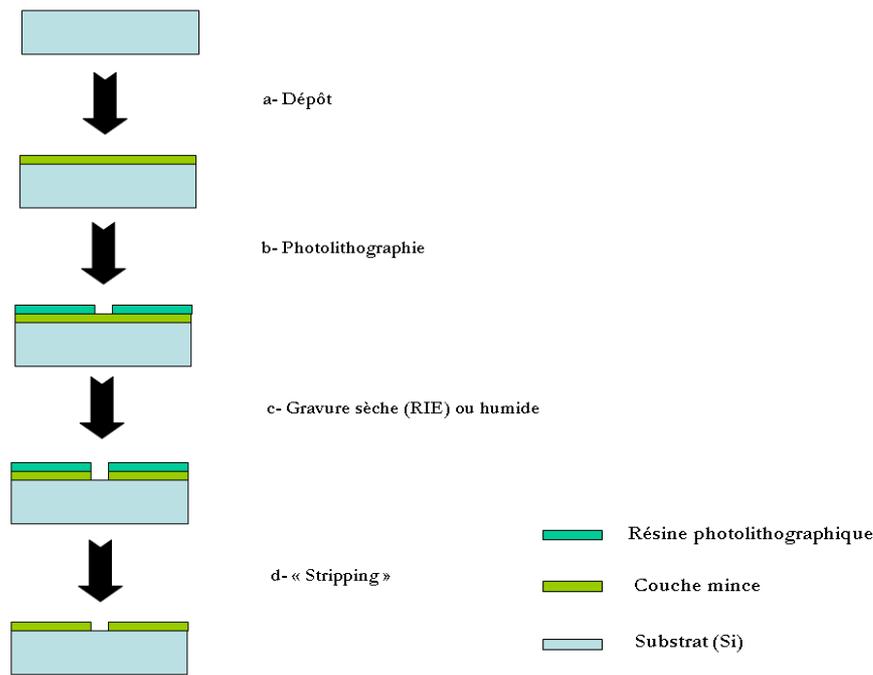


Figure 84 : description des différentes étapes d'une brique technologique standard

### b) Photolithographie

Ensuite, comme illustré sur la Figure 84-b, pour pouvoir graver sélectivement cette couche mince, on vient la protéger par le dépôt d'une résine photosensible. Pour la réalisation de notre composant, nous n'avons utilisé que des résines positives qui sont moins polluantes que les résines négatives. Ces résines positives sont constituées de polymères qui vont être dissociés lorsqu'ils sont exposés à une source lumineuse. Après l'insolation de cette résine, on réalise alors son développement qui va permettre de dissoudre la résine exposée. On recuit ensuite cette résine, afin qu'elle résiste aux procédés de gravure qui suivent. Après l'étape de photolithographie, une partie de la couche mince déposée précédemment est apparente et peut être gravée.

### c) Gravure

La gravure peut être réalisée par des procédés secs ou humides. Les procédés secs utilisent l'attaque chimique ou mécanique d'ions réactifs issus d'un plasma. Parmi ces procédés de gravure sèche, on distingue le procédé d'usinage ionique au cours duquel l'action est purement mécanique, et où la surface est bombardée par des ions d'Argon qui vont arracher des atomes de la surface. Ce procédé a l'avantage de pouvoir graver toutes les surfaces, mais possède cependant une faible sélectivité et des vitesses de gravure relativement modestes (de l'ordre de la centaine d'Angström par minute).

Le procédé de gravure sèche le plus commun est appelé RIE pour « Reactive Ion Etching ». Il utilise notamment des gaz à base de Fluor, Dioxygène, voire de Chlore. Dans la mesure où ce procédé associe des réactions chimiques au bombardement mécanique, le gaz employé pour la gravure va dépendre de la couche utilisée. Pour notre dispositif, nous avons utilisé du SF<sub>6</sub> pour les gravures du Titane et du Silicium, et du CHF<sub>3</sub>O<sub>2</sub> pour la gravure des couches diélectriques.

Par ailleurs, la gravure peut aussi se faire de manière humide. Dans ce cas là, les espèces réactives sont ramenées en phase liquide. La solution utilisée pour la gravure va être fortement dépendante de la couche à utiliser. En général, la sélectivité de la gravure humide est relativement bonne, meilleure en tout cas que la gravure par usinage ionique, et aussi parfois que la gravure RIE classique. Pour notre dispositif, nous avons utilisé une gravure humide pour attaquer les couches d'inconel et d'or.

#### ***d) « Stripping »***

Lorsque la gravure de la couche mince est terminée, il faut procéder à l'élimination de la résine photolithographique qui a servi de masque à l'étape de gravure. Cette étape est communément appelée l'étape de stripping. Là encore, on peut utiliser des procédés secs ou humides. Les plasmas généralement utilisés pour les procédés secs sont faits à base d'O<sub>2</sub> ou de N<sub>2</sub>O<sub>2</sub>. Les strippings réalisés par voie humide peuvent être réalisés avec un mélange d'alcool et d'acétone, de l'acide nitrique, ou encore des produits commerciaux spécifiques. Outre l'action chimique des espèces en solution, il est possible d'ajouter une action mécanique par l'utilisation d'ultrasons. Ces ultrasons vont alors améliorer l'action des espèces réactives.

## **2) Organisation des masques de photolithographie**

Pour la fabrication des prototypes présentés dans ce travail, nous avons utilisé la technique de photolithographie par contact. Les différents niveaux de l'empilement utilisé pour fabriquer le prototype sont réalisés par des masques de verre sur lesquels les motifs sont imprimés par une couche de chrome.

Pour aligner les différents niveaux de l'empilement, au fur et à mesure de la fabrication, on utilise des croix dédiées qui vont permettre de positionner les niveaux par rapport à une référence commune. Sur la Figure 85-a ci-dessous, un exemple de masque est donné avec la position des motifs d'alignement. Nous avons représenté sur la Figure 85-b un agrandissement des motifs d'alignement de deux niveaux qui se distinguent par leurs deux couleurs différentes. Dans le cas de la technologie de contact que nous avons utilisée, la précision de l'alignement entre les niveaux est de l'ordre du micromètre.

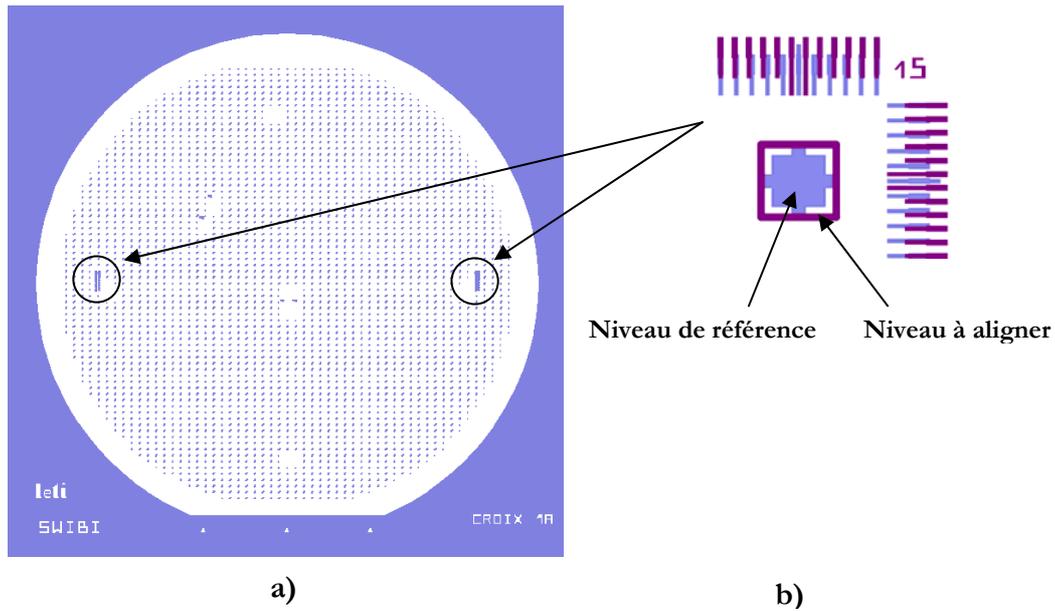


Figure 85 : a) masque 4 pouces et b) croix d'alignement

Les deux autres techniques communément utilisées sont d'une part la photolithographie par projection, qui possède une meilleure résolution que la technologie de contact et évite d'abîmer le réticule sur lequel les motifs sont imprimés ; d'autre part, la lithographie par faisceau d'électrons qui possède une résolution bien meilleure que les deux autres méthodes, mais est plus lente à mettre en œuvre. Nous avons choisi d'utiliser la méthode de photolithographie par contact pour des raisons de coûts et de disponibilité des équipements. Dans notre cas, nous nous sommes servis du premier niveau comme référence pour l'alignement des 8 autres niveaux, comme illustré sur la Figure 86 ci-dessous.

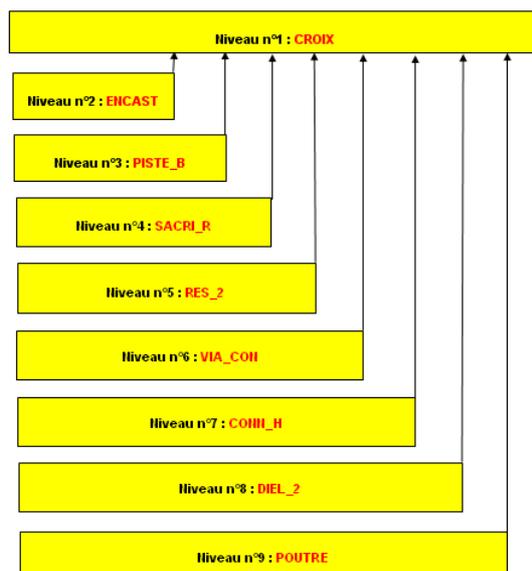


Figure 86 : schéma de l'alignement des différents niveaux

Dans la suite seront présentées tout d'abord les différentes géométries de prototype utilisées, puis les autres motifs de test répartis sur les différents niveaux.

## B. Les différentes variantes à géométrie symétrique et dissymétrique

### 1) Variantes symétriques « type 1 » et antisymétriques « type 2 »

Pour pouvoir comparer les résultats expérimentaux avec le modèle analytique qui a été présenté auparavant, nous souhaitons fabriquer des prototypes dont les conditions d'encastrement de la poutre étaient symétriques. Nous présenterons donc ci-dessous deux types d'architectures semblables, qui diffèrent par la présence ou non d'actionneurs thermiques situés sous la poutre. Une vue générale de haut de ces structures est donnée sur la Figure 87.

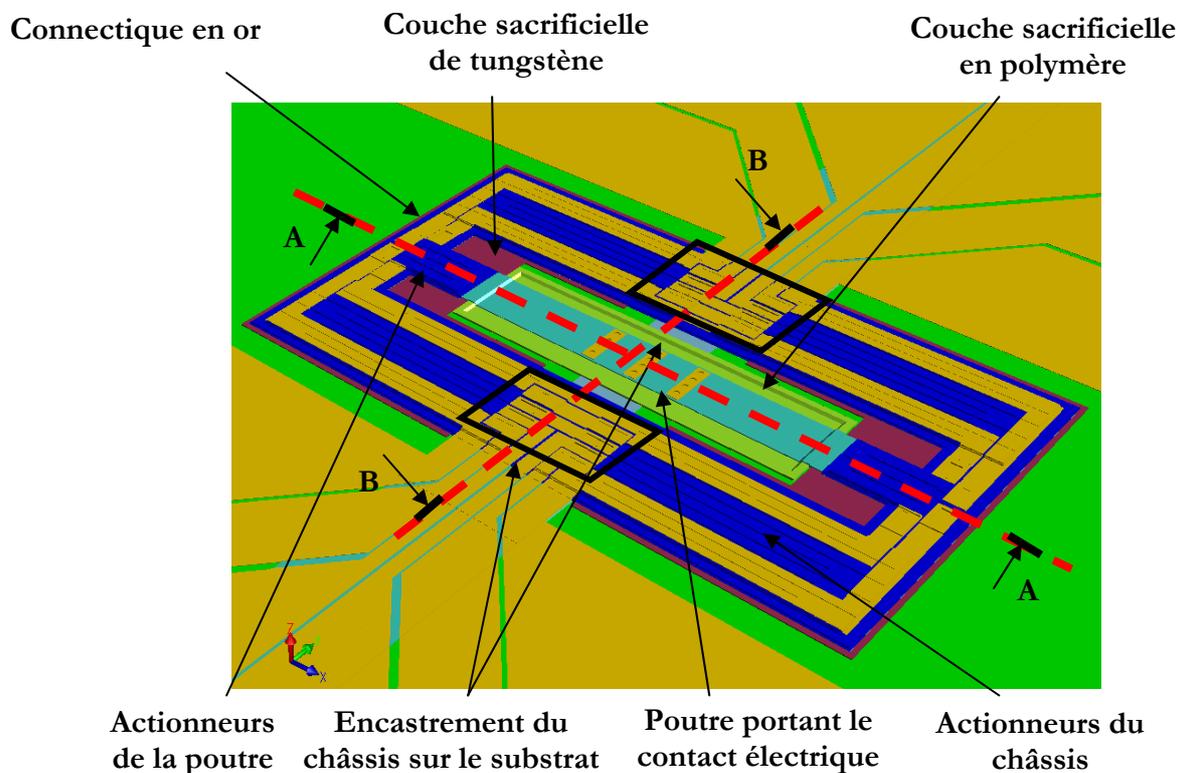


Figure 87 : vue générale d'une puce de type 1 ou type 2 (avant libération)

Sur la Figure 88 ci-dessous est représentée selon une coupe dans la longueur de la poutre (coupe AA indiquée sur la Figure 87), la variante de type 1 qui comporte un actionneur thermique sur chaque face de la poutre, au niveau de ses encastresments.

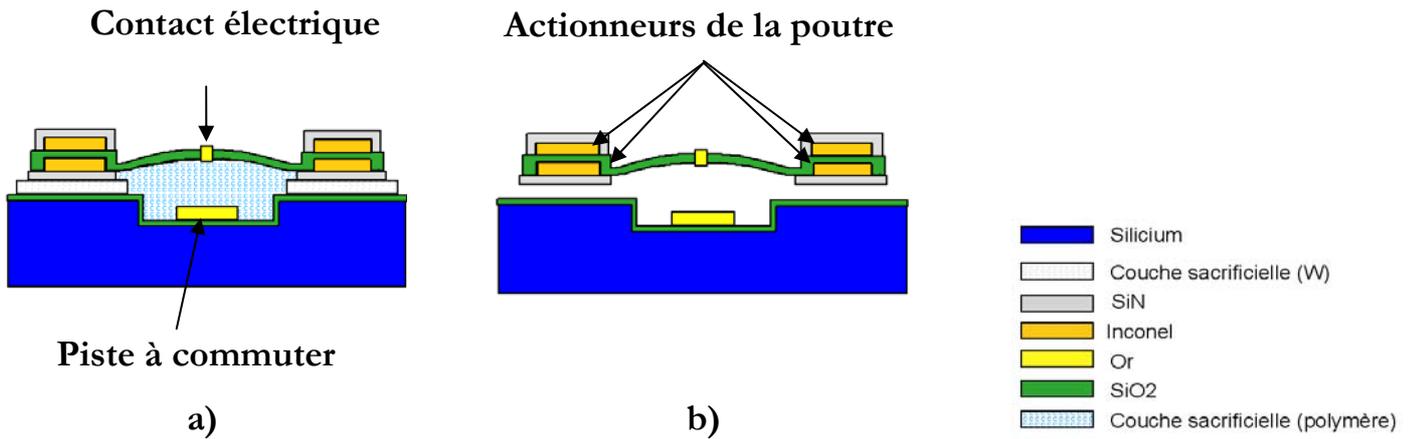


Figure 88 : empilement de la variante de type 1 a) avant et b) après libération (coupe AA)

Sur la Figure 88, on voit que les deux actionneurs situés aux encastresments de la poutre sont placés l'un au dessus de l'autre. Cette variante, proposée aussi par [ROB 05] a cependant un inconvénient qui a été mis en lumière par des analyses thermiques réalisées au cours de cette thèse. L'état stationnaire de répartition de la température s'installe rapidement (dans un temps inférieur au temps de commutation du composant), et la température est quasiment homogène dans l'épaisseur de la structure. La différence de température entre les actionneurs situés sur les deux faces de la poutre va ainsi être très faible. Clairement, il est donc difficile d'utiliser l'effet bilame pour l'actionnement de telles structures ; en revanche ces structures étaient bien adaptées pour comparer le modèle analytique avec des prototypes.

La variante de type 2, illustrée sur la Figure 89, remédie à cet inconvénient, puisque les actionneurs ne sont placés que sur les faces du dessus de la poutre.

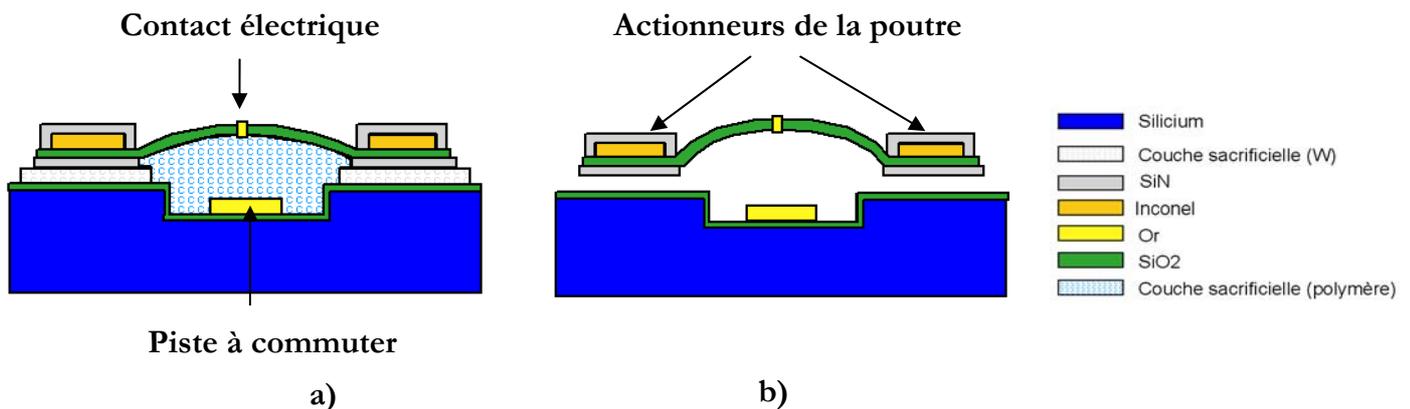


Figure 89 : empilement de la variante de type 2 a) avant et b) après libération (coupe AA)

Le choix de l'empilement proposé sur la Figure 88 et la Figure 89 avait été dicté par la nécessité de mettre au point le procédé de fabrication le plus simple possible. Ces deux

empilements sont constitués par l'alternance d'une couche d'isolants et de conducteurs, ce qui est indispensable pour ne pas avoir de court-circuit entre les deux actionneurs. Par ailleurs, l'alimentation des résistances est rendue possible par l'utilisation de vias qui sont percés juste avant le dépôt du dernier niveau métallique. Ce dernier niveau est en or et sert en même temps à faire la connectique d'alimentation des résistances et les contacts situés sur la poutre, comme illustré sur la Figure 87. Dans la suite est présentée la variante de type 3 qui est la seule à avoir été fabriquée.

## 2) Variantes dissymétriques simplifiées (« type 3 »)

La différence fondamentale entre les deux variantes présentées précédemment et la variante de type 3 réside dans la géométrie des actionneurs thermiques situés sur le châssis. Dans les deux variantes présentées précédemment, les actionneurs du châssis étaient situés de part et d'autre de la couche de SiO<sub>2</sub> dans laquelle est réalisée la poutre, comme illustré sur la Figure 90-a qui représente une coupe (cf. Figure 87 pour la définition de cette coupe). Ces actionneurs sont donc situés de part et d'autre de la fibre neutre du châssis.

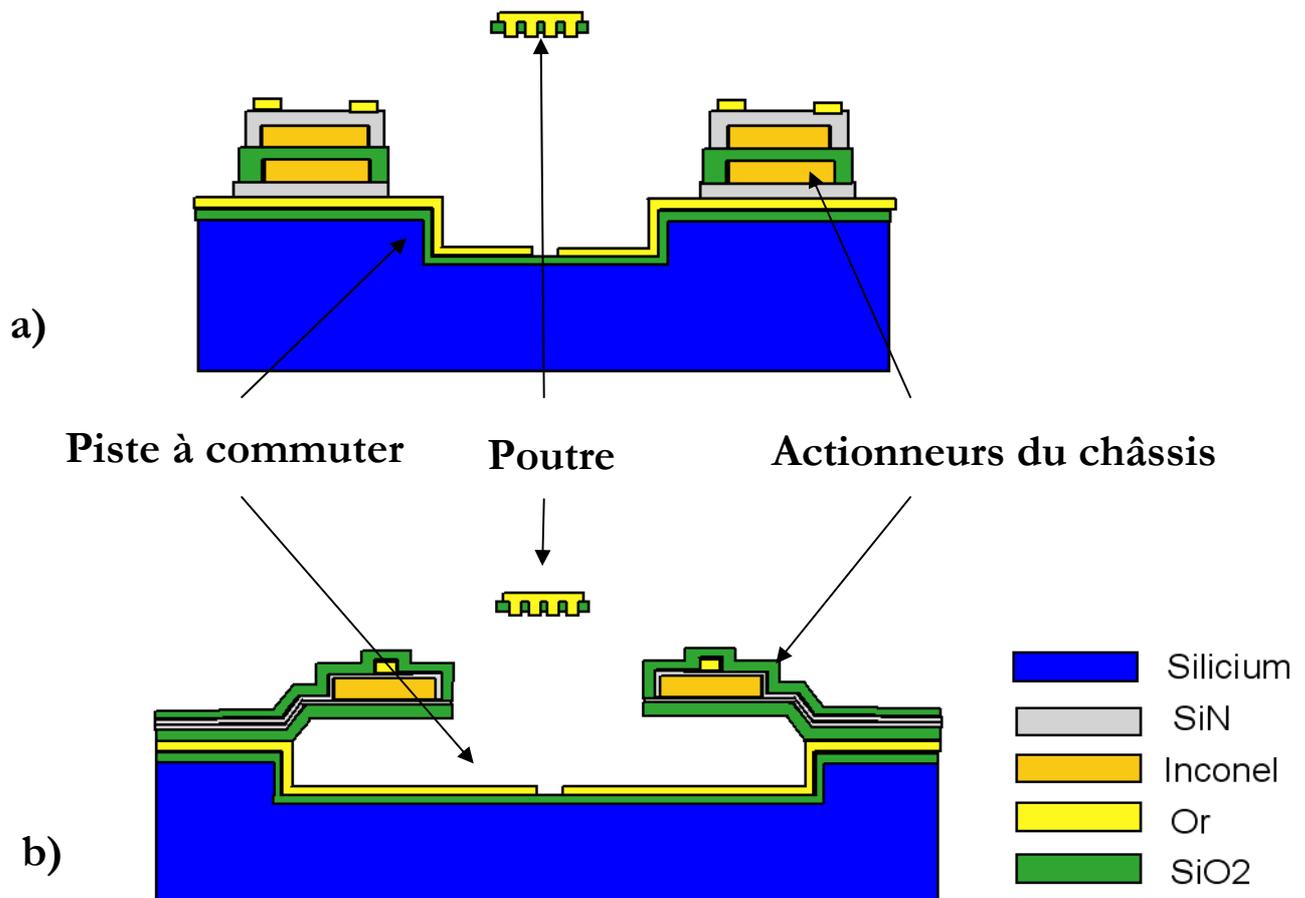


Figure 90 : vues en coupe d'une structure a) de type 1 ou 2, et b) de type 3 (coupe BB)

Dans la variante de type 3, en revanche, la fibre neutre du châssis est placée près du centre des actionneurs thermiques. Cette géométrie va limiter le nombre de couches déposées, ce qui entraîne une simplification du procédé de fabrication des prototypes. Par ailleurs cette variante ne nécessite qu'une couche sacrificielle en polymère. Pour fabriquer les variantes de type 1 et 2, il fallait en revanche deux couches sacrificielles, comme illustré sur la Figure 91 ci-dessous :

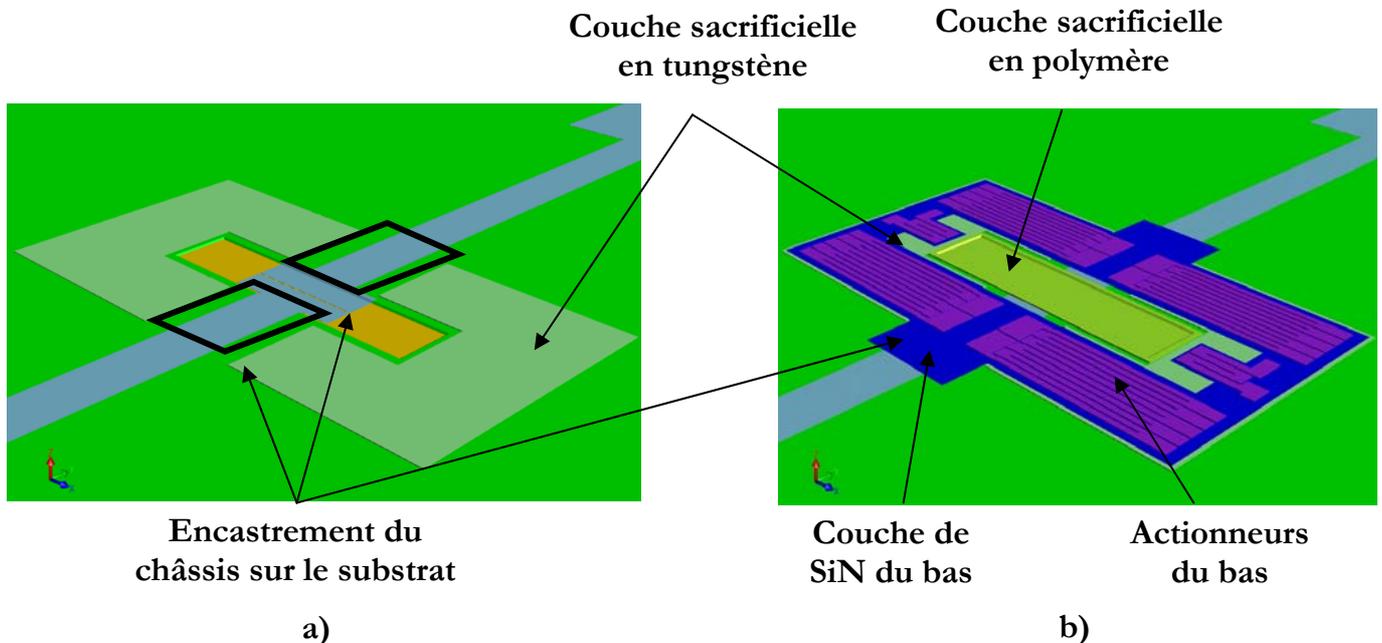


Figure 91 : illustration de la couche sacrificielle a) en tungstène, et b) en polymère pour les types 1 et 2

Ces deux couches sacrificielles étaient nécessaires car d'une part le tungstène ne supporte pas de passage de marche, et d'autre part, il n'est pas possible de réaliser, au cours de la fabrication, une gravure débouchant sur la couche sacrificielle en polymère que nous utilisons.

Concernant la variante de type 3, le premier matériau que l'on dépose sur la couche sacrificielle est le matériau de la poutre. Il est donc possible de n'utiliser qu'une seule couche sacrificielle en polymère, comme c'est illustré sur la Figure 92-a.

Cette variante de type 3 a cependant l'inconvénient de n'avoir des actionneurs thermiques que vers la fibre neutre du châssis. Au cours de la conception, il semblait possible que la déformation du châssis possède une composante de flexion. Par ailleurs, pour que les actionneurs thermiques du châssis puissent appliquer une déformation équivalente, le niveau métallique qui sert d'actionneur thermique doit par ailleurs être plus épais pour la variante de type 3 que pour les variantes de type 1 et 2.

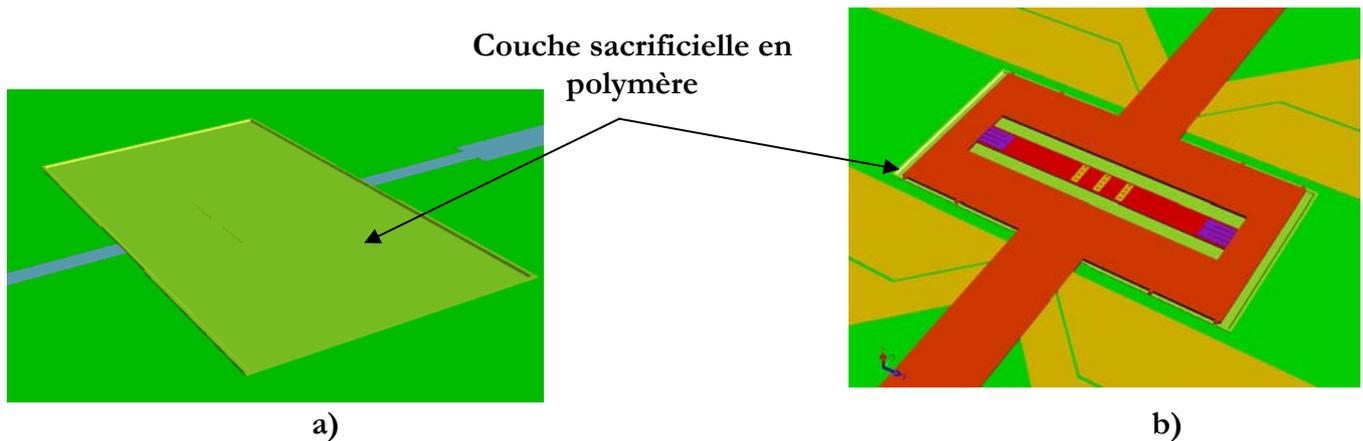


Figure 92 : a) couche sacrificielle et b) structure complète avant libération (type 3)

Contrairement aux variantes de type 1 et 2, la couche sacrificielle en polymère de la variante de type 3 est placée directement sous la poutre et le châssis de la structure, comme illustré sur la Figure 92-b.

Dans la mesure où la variante de type 3 comporte moins d'étapes que les deux autres variantes, nous nous sommes concentrés sur sa fabrication. De nombreux problèmes technologiques ayant émergé lors du développement de cette variante, la fabrication des types 1 et 2 n'a malheureusement pas pu être réalisée dans le cadre de ce travail.

Dans la partie suivante, la méthodologie de conception de l'empilement du composant sera présentée.

## C. Les différents prototypes et motifs de test

### 1) Variation de la longueur des poutres et du type de résistances

Pour pouvoir étudier l'influence de différents paramètres, nous avons fait varier la position du contact électrique sur la poutre, la forme des actionneurs thermiques et la longueur de la poutre pour chaque type de variante.

Cette démarche nous permettait d'une part d'utiliser pour les actionneurs thermiques des matériaux ayant une grande gamme de résistivité (Pt, TiN, Inconel notamment). Par ailleurs, il existait beaucoup d'incertitudes sur la possibilité de fabriquer des poutres comportant de grandes longueurs et largeurs. En déclinant nos prototypes selon plusieurs dimensions, nous augmentions nos chances d'obtenir des composants fonctionnels. Par ailleurs, comme cela a été présenté auparavant, pour une contrainte axiale donnée, il existe un optimum pour la longueur de la poutre, afin d'avoir une bonne force de contact et une longueur importante de la zone de

bistabilité. Or, il existe une incertitude relativement importante sur les paramètres matériaux des différents dépôts (modules élastiques, contraintes résiduelles...). En déclinant plusieurs géométries, nous augmentons nos chances d'approcher l'un de ces optimums.

Pour les variantes de type 1 et 2, les contacts en or placés sur la poutre sont au nombre de 3, alors que pour la variante de type 3, la moitié des structures possède 1 plot de contact électrique, et l'autre moitié trois plots. On a donc dessiné sur les masque deux fois plus de variantes de type 3 que de type 1 et 2. Les paramètres géométriques que l'on a fait varier pour chaque variante sont rassemblés dans le Tableau 20 ci-dessous.

Longueur de la poutre ( $\mu\text{m}$ )	Nombre de méandres (poutre)	Nombre de méandres (châssis)
350	2	2
350	2	4
350	4	6
350	4	10
500	2	2
500	2	4
500	4	4
500	4	6
500	6	6
500	6	10
750	4	2
750	4	4
750	6	6
750	6	10

Tableau 20 : paramètres de variation des prototypes

Dans ce tableau, on a appelé « méandre » la boucle formée par les résistances des actionneurs thermiques. Pour illustrer ce terme, on donne sur la Figure 93 deux exemples de résistance : une géométrie de résistance du châssis comportant 10 méandres sur la Figure 93-a, et une résistance de poutre comportant 6 méandres sur la Figure 93-b.

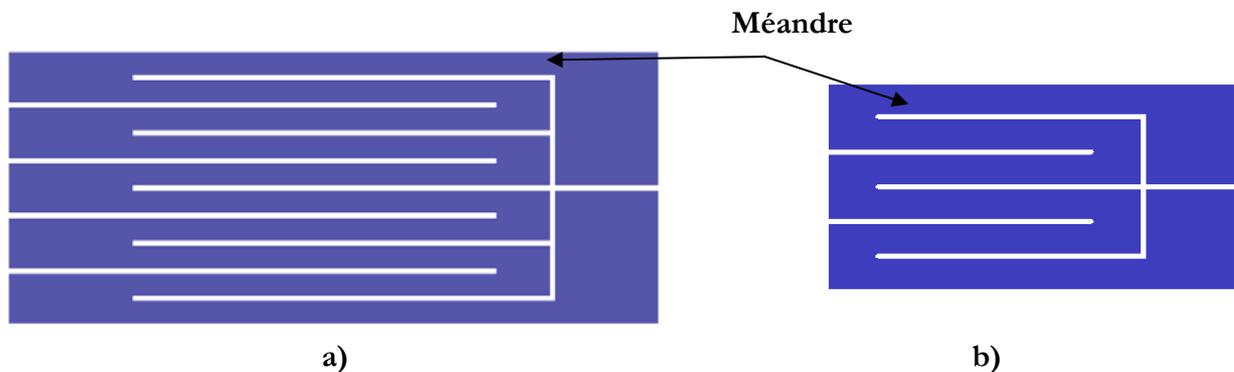


Figure 93 : résistance a) du châssis et b) de la poutre

On voit dans le Tableau 20 que l'on a privilégié la variante dont la poutre faisait 500  $\mu\text{m}$  de longueur : il a été fabriqué autant de ces structures que le nombre cumulé des structures de 350 et 750  $\mu\text{m}$ .

En faisant varier le nombre de méandres, on fait ainsi varier d'une part la contrainte axiale exercée sur la poutre et d'autre part le moment de rappel qui est appliqué au niveau de ses encastremets, puisque ces deux paramètres vont être influencés par la surface occupée par le matériau des actionneurs thermiques. Or, plus le nombre de méandres est important, plus la surface occupée par ce métal va être faible. Ceci est d'autant plus marqué que la surgravure des motifs est forte. Par ailleurs, les résistances comportant un grand nombre de méandres rendent possible l'utilisation d'un matériau peu résistif, sans que la perte d'énergie dans les lignes d'or ne soit trop importante.

Dans la partie suivante seront présentés les quatre motifs de tests qui servent à caractériser électriquement les matériaux, à s'assurer que les connections traversantes (appelés couramment vias) sont opérationnelles, et que la gravure d'un niveau métallique est correctement terminée.

## 2) Les différents motifs de test

Pour mesurer la résistivité ou l'épaisseur des différents matériaux d'une part et la résistance des jonctions entre les différents niveaux d'autre part, nous avons utilisé les deux motifs représentés sur la Figure 94 ci-dessous.



Figure 94 : test paramétrique de type a) Van der Paw, et b) Kelvin

Le principe du Van der Paw de la Figure 94-a est de réaliser la mesure de la résistance électrique d'un carré par une mesure en quatre points. Or lorsque la longueur et la largeur d'un motif sont égales, la résistance  $R$  d'un carré va être égale au rapport entre la résistivité  $\rho$  et l'épaisseur de la couche  $e$ , comme indiqué dans ( 5 ) :

$$R = \frac{\rho}{e} \quad ( 61 )$$

Cette mesure de résistance, réalisée en quatre points, va ainsi permettre de déterminer soit l'épaisseur du métal déposé, si l'on connaît sa résistivité, soit sa résistivité si l'on connaît son épaisseur. Cette mesure peut se faire au cours ou en fin de la fabrication. Ce motif a été utilisé pour déterminer la résistivité de l'inconel.

Le motif « Kelvin » de la Figure 94-b permet de vérifier la qualité de la jonction entre deux niveaux métalliques. La coupe de la Figure 95 illustre la notion de « via », qui est simplement un passage conducteur à travers un isolant qui sépare deux métaux.

En mesurant la résistance des vias par un motif « Kelvin », il est ainsi possible de voir au cours de la fabrication si la gravure de l'isolant situé entre les deux niveaux métalliques est conforme ou non à la qualité recherchée.

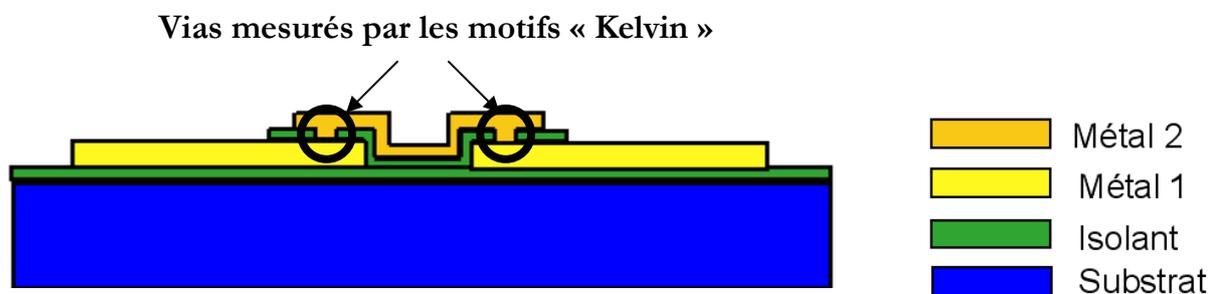


Figure 95 : coupe d'un via entre deux niveaux métalliques séparés par un isolant

Ces deux motifs de test « Kelvin » et « Van der Paw » ont été intégrés directement sur les masques des prototypes. Par ailleurs, nous avons aussi utilisé les motifs de la Figure 96 ci-dessous :

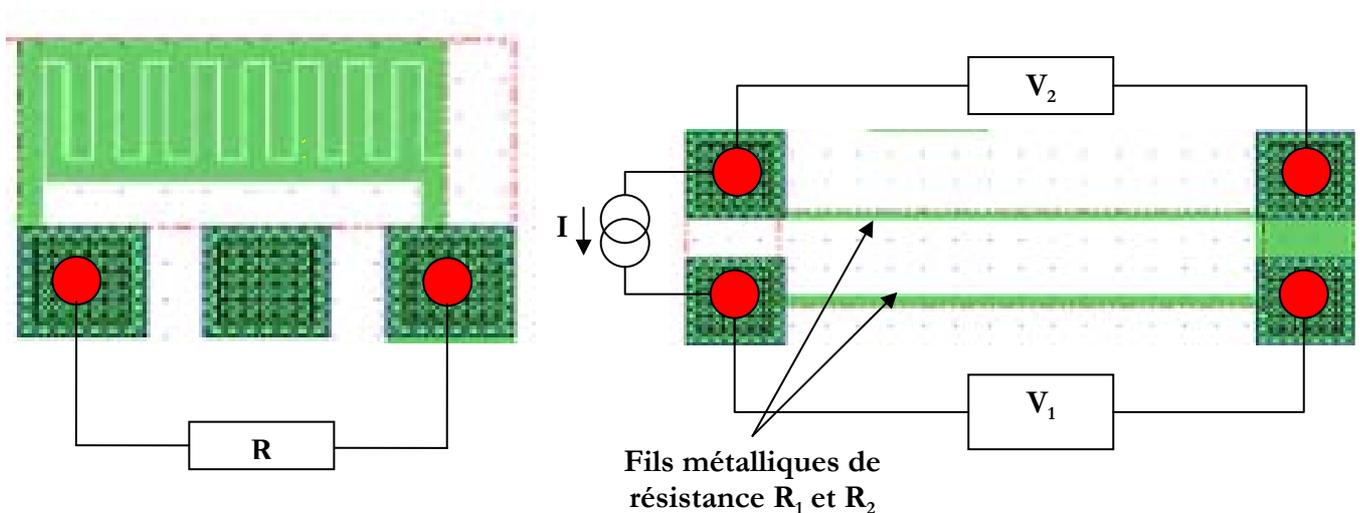


Figure 96 : motifs de test de a) l'isolation, et b) la surgravure

Le motif de la Figure 96-a permet de vérifier électriquement que la gravure d'un matériau métallique est terminée, et le motif de la Figure 96-b permet de quantifier la surgravure d'une couche métallique. La surgravure d'une couche correspond à la longueur d'un matériau qui va être consommée sous le masque de protection en résine, comme illustré sur la Figure 97-b. Différents paramètres rentrent en compte pour cette surgravure, qui est finalement une mesure de l'anisotropie de gravure. Dans le cas d'une gravure humide, la qualité de l'adhésion du masque de résine est un paramètre très important.

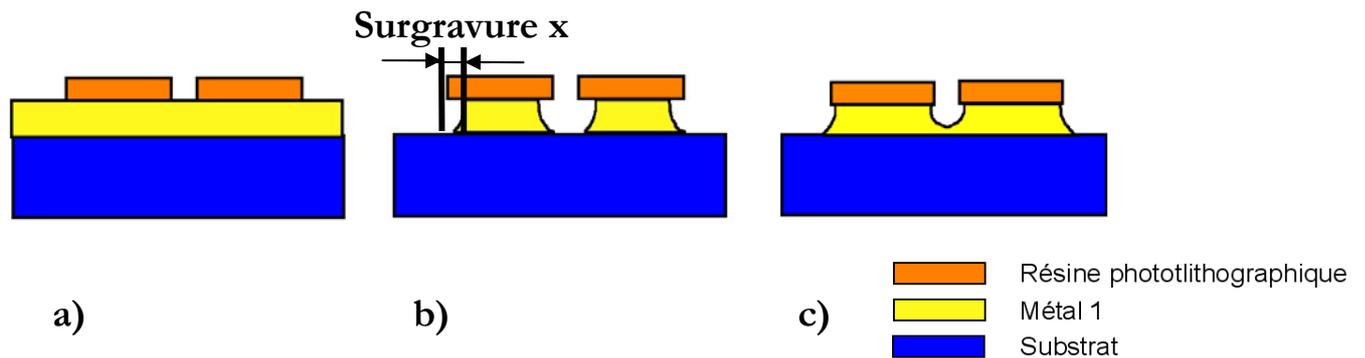


Figure 97 : empilement a) avant, b) après gravure et c) après gravure incomplète

Le motif de la Figure 96-a permet au contraire de vérifier que la gravure est terminée. On aura un court-circuit si la gravure d'une couche métallique n'est pas terminée (cas de la Figure 97-c), et on mesurera donc une valeur finie de résistance. Au contraire, si la gravure est terminée (cas de la Figure 97-b), on mesurera une valeur de résistance infinie.

Pour quantifier la surgravure d'un matériau métallique, par le motif de la Figure 96-b, on calcule tout d'abord par la loi d'Ohm les résistances  $R_1$  et  $R_2$  des deux fils métalliques grâce aux mesures de courant  $I$  et des tensions  $V_1$  et  $V_2$  (cf. Figure 96-b); en faisant ensuite le rapport entre ces deux résistances, on obtient la surgravure  $x$ , qui est fonction des largeurs initiales des deux fils  $L_1$  et  $L_2$ , grâce à la relation ( 62 ) ci-dessous :

$$\frac{R_1}{R_2} = \frac{L_2 - 2x}{L_1 - 2x} \Leftrightarrow L_1 \frac{R_1}{R_2} - L_2 = 2x \left( \frac{R_1}{R_2} - 1 \right) \Leftrightarrow x = \frac{L_1 \frac{R_1}{R_2} - L_2}{2 \left( \frac{R_1}{R_2} - 1 \right)} \quad ( 62 )$$

Après avoir présenté ici les variantes que nous avons développées et les motifs de test paramétriques employés pour contrôler la fabrication des prototypes, nous allons décrire le procédé de fabrication utilisé pour réaliser la variante de type 3.

## II. Fabrication des prototypes

Nous allons présenter dans cette partie le procédé de fabrication développé avec des actionneurs réalisés en inconel d'une part, et avec un empilement de nitrure de titane (TiN) et d'aluminium d'autre part. Les épaisseurs des matériaux déposés après la résine sacrificielle ont évolué au cours des différents essais. Nous présenterons donc dans cette partie le procédé de fabrication sans préciser toutes les épaisseurs. Les épaisseurs qui vont affecter le comportement bistable des prototypes seront données lors de la présentation des résultats de caractérisation des prototypes, à la fin de cette partie.

### A. Filière de fabrication initiale des prototypes à actionneurs en inconel

#### 1) Description de la fabrication des prototypes

On commence le procédé de fabrication en réalisant le niveau qui sert de référence pour l'alignement des huit autres niveaux de photolithographie (cf. Figure 86). On vient ensuite creuser dans le substrat de silicium une cavité dont la profondeur  $p$  est un paramètre important pour le fonctionnement du composant. Si l'on veut étudier la bistabilité d'un composant, sans contact mécanique, il faut donc prendre une valeur de  $p$  importante, typiquement de l'ordre de  $6\ \mu\text{m}$  ou plus. On vient ensuite oxyder le substrat de manière à rendre sa surface isolante (formation de  $0,5\ \mu\text{m}$  de  $\text{SiO}_2$ ), puis on dépose une bicouche de Chrome ( $0,015\ \mu\text{m}$ ) et d'Or ( $0,5\ \mu\text{m}$ ) qui va permettre de réaliser les pistes électriques que le switch doit commuter. Les deux dessins de la Figure 98 illustrent l'empilement obtenu après l'étape de gravure humide de l'or et du Chrome ; pour plus de clarté, la couche d'adhérence de l'or (film de chrome) n'est pas représentée.

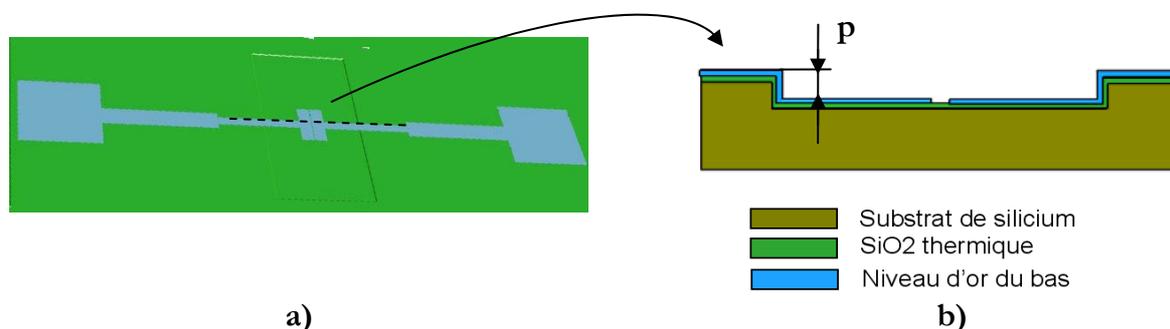


Figure 98 : encastrement et piste d'or du bas en vue a) de haut, et b) en coupe

Ensuite, on vient déposer une couche en polymère photosensible qui sert de couche sacrificielle pour le composant, qui sera éliminée à la fin de la fabrication.

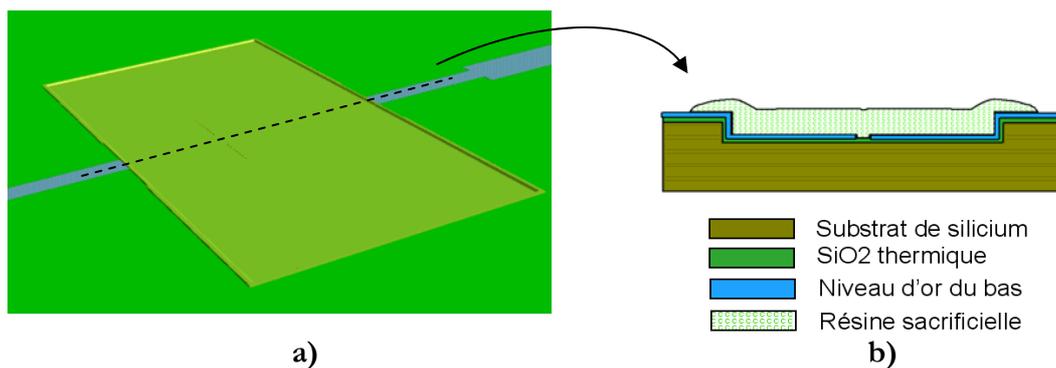


Figure 99 : représentation de la couche sacrificielle en vue a) de haut, et b) en coupe

Cette couche sacrificielle en polymère va ensuite subir un traitement thermique en étuve afin qu'elle puisse supporter les dépôts suivants. Ce traitement thermique va avoir une grande influence sur le profil de la couche sacrificielle, comme cela avait été illustré dans la partie précédente.

On dépose alors sur cette couche sacrificielle le matériau de la poutre (SiO<sub>2</sub> faiblement contraint), et un deuxième matériau isolant (SiN en tension ou compression, selon l'essai) qui va servir à rigidifier le châssis. On dépose, et grave enfin le film d'inconel qui sert à réaliser les actionneurs thermiques. L'empilement obtenu est présenté dans la Figure 100 ci-dessous.

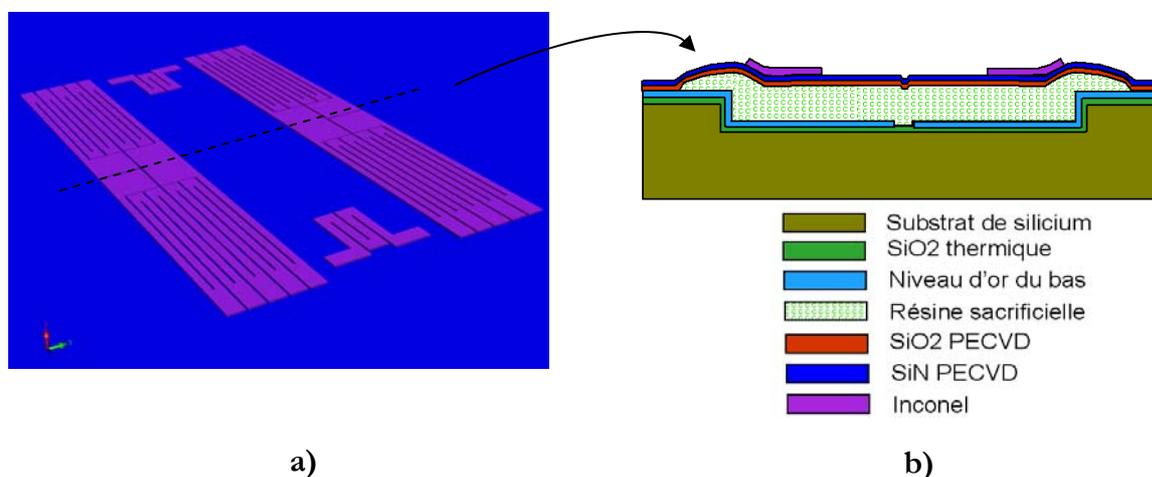


Figure 100 : composant après gravure des actionneurs thermiques en vue a) de haut, et b) en coupe

La gravure du film d'inconel peut se faire par voie humide avec une solution commerciale, ou par usinage ionique. Comme cela sera explicité dans la suite, pour avoir à la fois une surgravure minimale (grâce à l'usinage ionique) et une bonne sélectivité avec la couche de SiN du dessous (grâce à la gravure humide) la meilleure solution consiste à combiner ces deux méthodes de gravure.

Après la gravure de l'inconel, on dépose une couche de SiN, puis on grave d'une part des vias au niveau des résistances en inconel, et d'autre part les trous qui serviront à faire le contact électrique du composant, au milieu de la poutre. On dépose ensuite une couche en or qui va servir à la fois pour alimenter les résistances en inconel et pour réaliser le contact en or. Après la gravure humide de cette couche, on obtient la structure illustrée sur la Figure 101 ci-dessous.

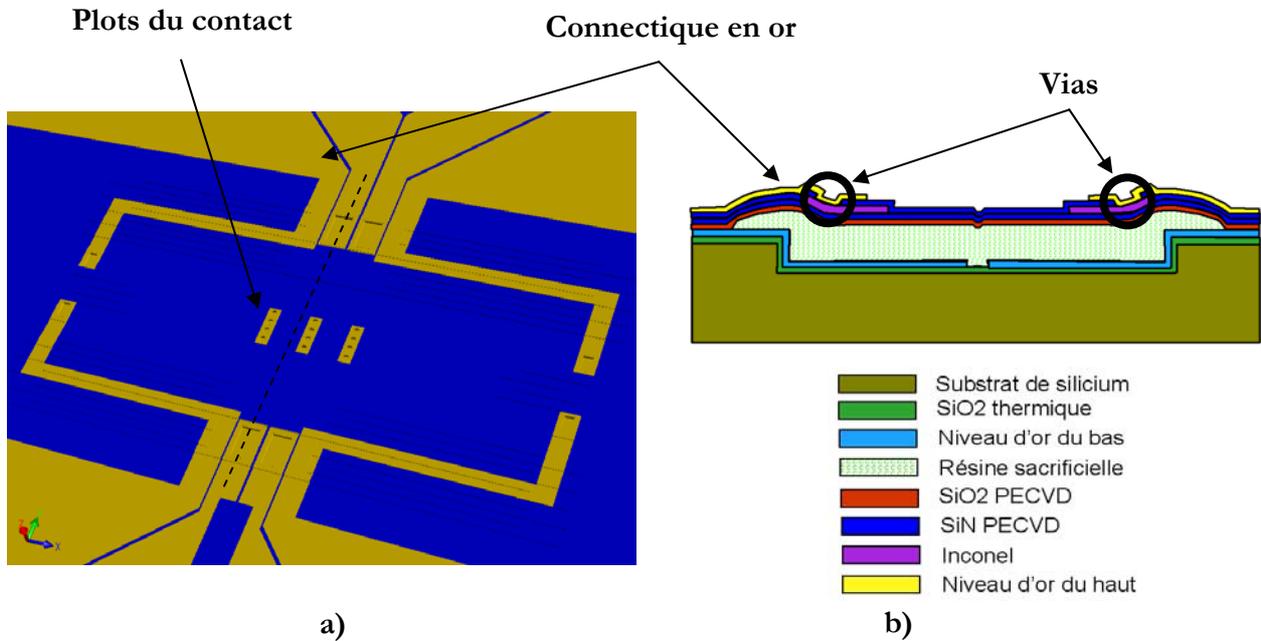


Figure 101 : composant après gravure du 2<sup>ème</sup> niveau d'or en vue a) de haut, et b) en coupe

Après la gravure de ce 2<sup>ème</sup> niveau d'or, on dépose une dernière couche de SiO<sub>2</sub> PECVD, puis on réalise une attaque par plasma réactif de cette dernière couche et des deux couches de SiN PECVD, en protégeant le châssis. On s'arrête lorsqu'on arrive sur le premier dépôt de SiO<sub>2</sub> PECVD.

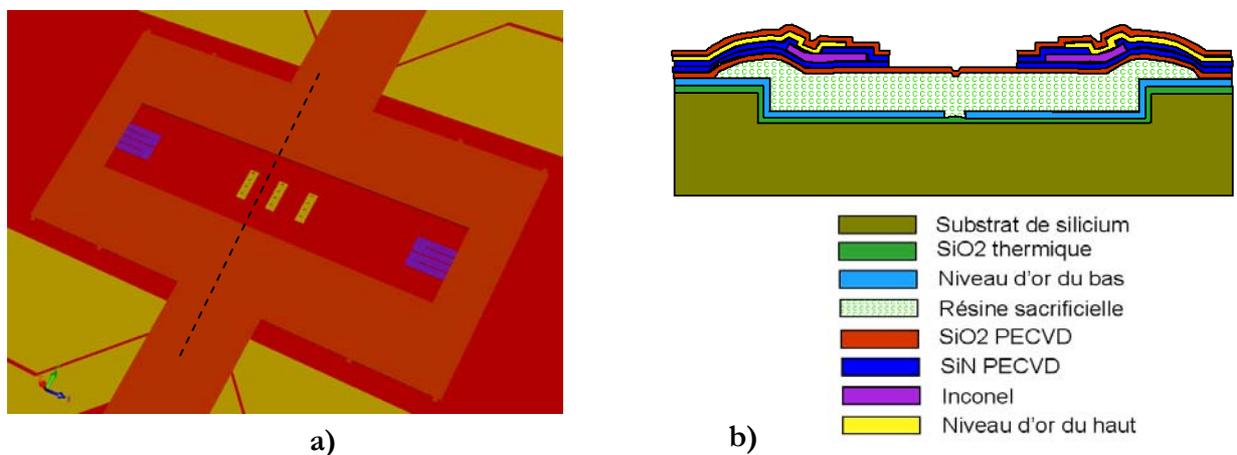


Figure 102 : composant avant gravure de la poutre, en vue a) de haut, et b) en coupe

Ensuite, on réalise la dernière étape de photolithographie qui permet de délimiter la poutre dans le premier dépôt de SiO<sub>2</sub> lors d'une gravure par attaque plasma.

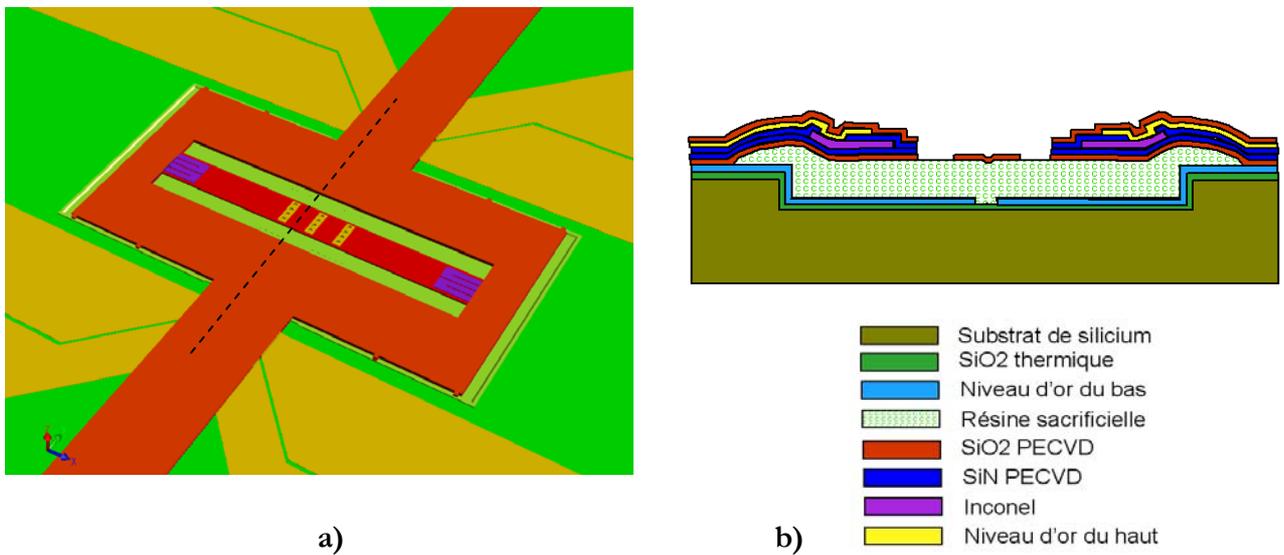


Figure 103 : composant avant la libération, en vue a) de haut, et b) en coupe

L'étape de libération est réalisée par un plasma micro-onde dans une atmosphère de N<sub>2</sub>O<sub>2</sub>. Lors de la libération, la structure va relaxer une partie des contraintes résiduelles des différents dépôts en déformant le châssis et faisant flamber la poutre, comme illustré sur la Figure 104 ci-dessous.

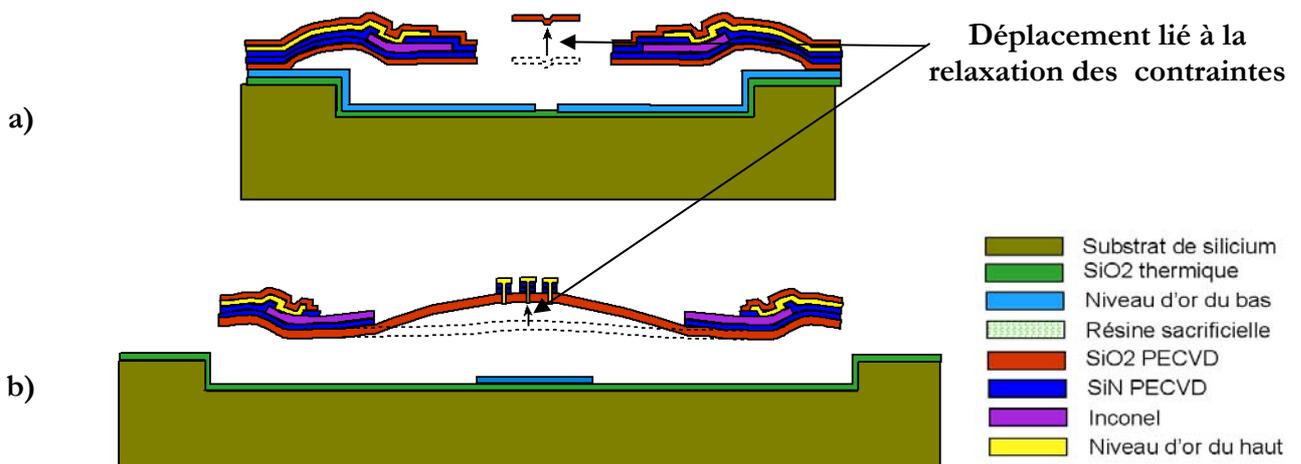


Figure 104 : vue en coupe a) perpendiculaire à la poutre, b) le long de la poutre

La filière présentée dans cette partie est la filière la plus simple ayant été testée. Les premiers prototypes ont donc été fabriqués selon cet empilement ; nous allons présenter par la suite les résultats obtenus, en mettant en lumière les limites de ce procédé de fabrication.

## 2) Difficultés technologiques spécifiques et solutions apportées

Des problèmes technologiques liés à l'empilement décrit auparavant sont apparus lors de la fabrication de nos prototypes ; ces problèmes et les moyens utilisés pour leur résolution vont être brièvement détaillés ici.

### a) Photolithographies en cavités profondes pour gravure de l'or

L'étape de photolithographie qui sert à dessiner les pistes en or est particulière car ces pistes sont situées sur deux plans qui peuvent être séparés par une profondeur de 12  $\mu\text{m}$  pour les cavités les plus importantes. Or, les paramètres de lithographie optimaux vont être différents pour l'or situé à la surface du substrat et celui du fond de la cavité (cf. Figure 105).

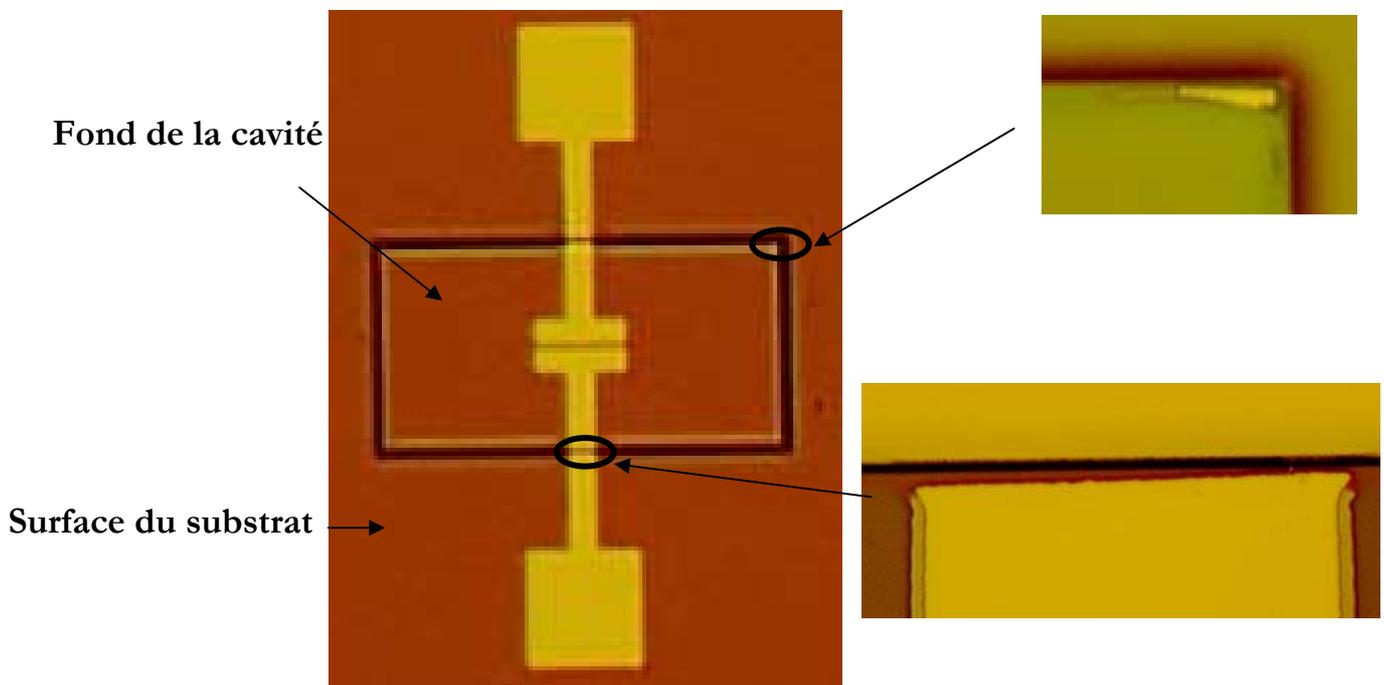


Figure 105 : problème d'insolation pour les grandes cavités

La dose d'insolation doit être suffisante pour atteindre la résine située sur les bords de la cavité, mais sans trop exposer les motifs situés sur la surface du substrat. Il a donc fallu trouver un compromis satisfaisant, de manière à ce que les lignes situées à la surface du substrat ne soient pas coupées, mais qu'il ne reste plus de résidus de résine en fond de cavité, ce qui peut provoquer la mise en court-circuit des pistes. Il aurait aussi été possible d'obtenir de meilleurs résultats en investissant dans un masque utilisable dans une machine d'insolation par projection. Cependant, vu le caractère exploratoire de ce travail, le compromis obtenu avec les masques en « contact » était suffisant.

**b) Décollement de couche lors du stripping ( $\text{SiO}_2$  sur Au, ultra sons)**

Il est bien connu que l'or adhère mal sur la silice. Pour contourner cette difficulté, on rajoute habituellement une couche d'accroche (typiquement du Chrome ou du Titane) de dix ou vingt nanomètres entre la silice et les motifs en or. Lorsqu'on dépose de la silice sur de l'or l'adhésion des interfaces situées à côté des pistes en or est généralement suffisante pour éviter la délamination. Cependant, dans notre procédé de fabrication, nous empilons plusieurs couches de matériaux très contraints sur la silice. Lorsque nous devons réaliser la photolithographie des résistances d'inconel, nous rencontrons alors le problème illustré sur la Figure 106 ci-dessous, où la silice se décollait de la sous-couche d'or, entraînant alors la formation de fissures fatales pour les dispositifs.

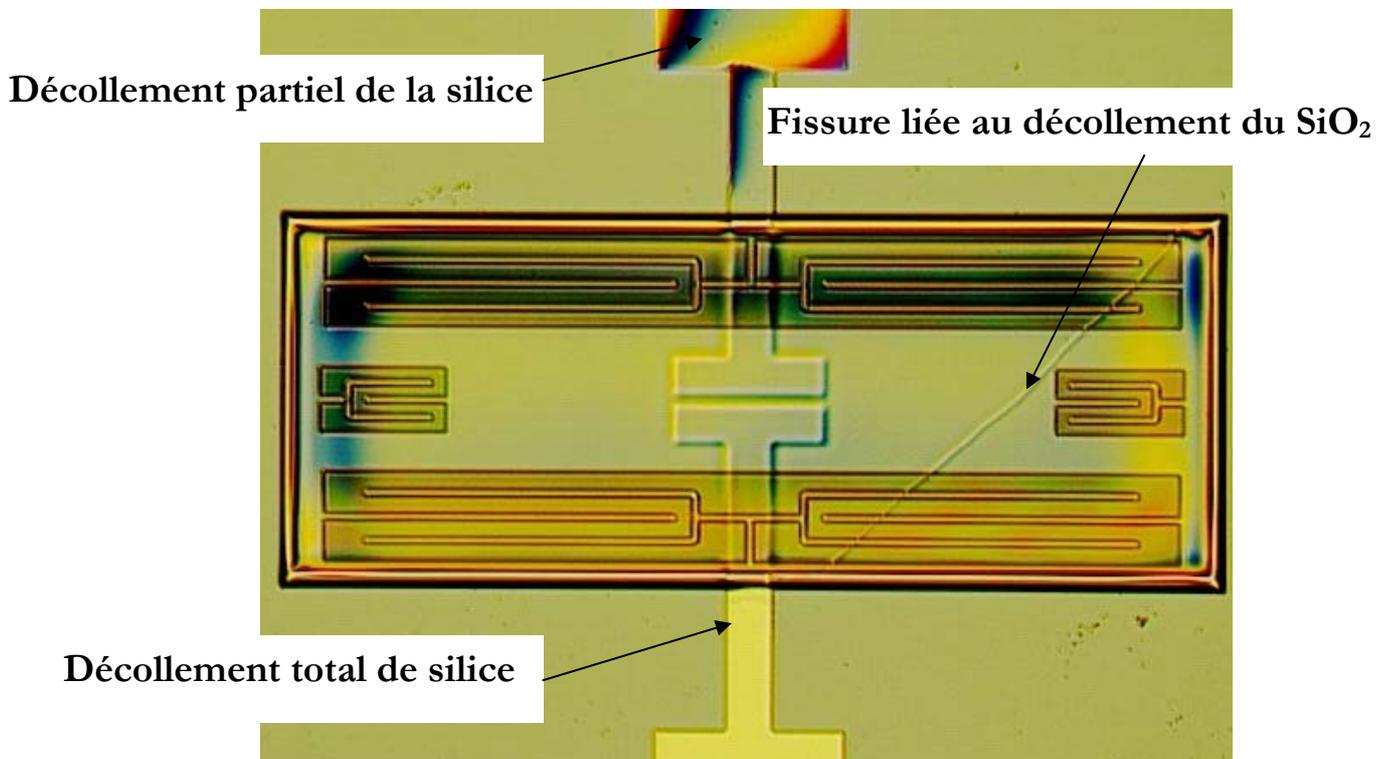


Figure 106 : problèmes liés au décollement de la silice sur l'or

Pour remédier à ces problèmes, nous avons appliqué simultanément deux mesures. La première mesure consistait à supprimer les ultra-sons utilisés par défaut lors de la phase de stripping de la résine de photolithographie. La deuxième mesure a été de remplacer l'empilement Chrome/Or utilisé pour les pistes électriques par un sandwich de Chrome/Or/Chrome qui favorise ainsi l'adhérence de la silice. Les problèmes de décollement ont été résolus par ces deux moyens.

### c) Couches sacrificielles avec grandes cavités

L'utilisation de couches sacrificielle en polymère pour des cavités inférieures à  $3\ \mu\text{m}$  fait partie des étapes standardisées du CEA-LETI. Cependant, notre dispositif nécessite une cavité dont la profondeur varie entre 3 et  $12\ \mu\text{m}$ . Pour ces profondeurs, la technique de résine sacrificielle standard va provoquer la formation de rainures en bordure des cavités qui vont éventuellement concentrer les contraintes, comme illustré sur la Figure 107-a qui regroupe deux mesures réalisées par profilométrie mécanique.

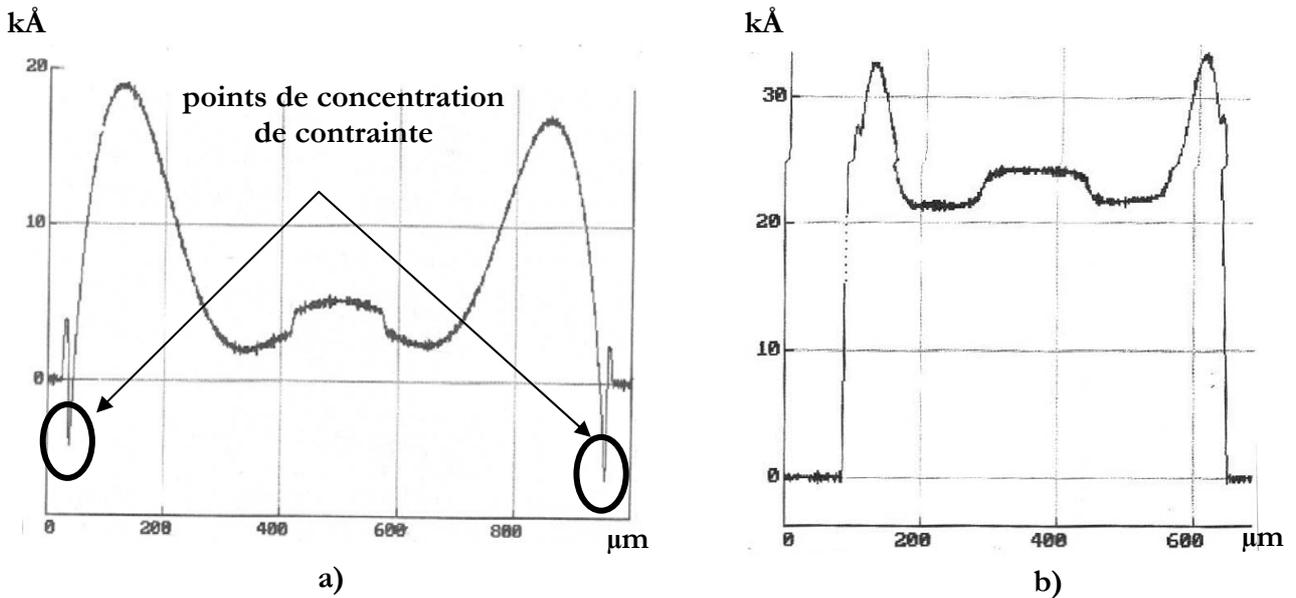


Figure 107 : profil de la couche sacrificielle a) avant et b) après optimisation

Lorsque l'on dépose des matériaux fortement contraints au dessus de la résine, ces rainures vont constituer des points de concentration de contrainte à partir desquels des fissures peuvent naître et se propager, comme illustré sur la Figure 108.

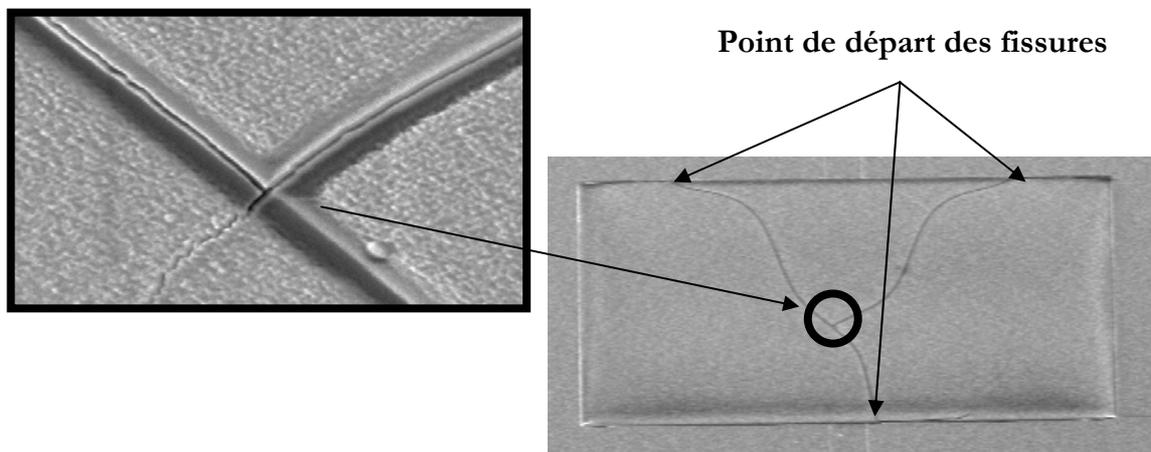


Figure 108 : fissures liées à la topologie de la couche sacrificielle

Pour dépasser ces deux difficultés, nous avons d'une part optimisé la forme de la couche sacrificielle (cf. Figure 107-b) et d'autre part diminué les contraintes résiduelles de certaines couches déposées.

### 3) Caractérisation des premiers prototypes

Les premiers prototypes ont été fabriqués avec une profondeur de cavité  $p$  importante ( $12\mu\text{m}$ ), dans l'optique d'obtenir un comportement bistable, sans avoir à se soucier du problème du contact électrique, qui réduit la zone de bistabilité, comme cela a été montré dans la deuxième partie de cette thèse. Pour ces prototypes, nous avons utilisé l'empilement du Tableau 20 ci-dessous, pour lequel le châssis va contribuer à augmenter la flèche de la poutre.

Matériaux	Epaisseur (Å)	Contraintes (MPa)
SiO <sub>2</sub> PECVD LS	5800	-70
SiN PECVD HF	3000	450
Inconel	8400	230
SiN PECVD HF	2000	450
Cr/Au	200/6000	250
SiO <sub>2</sub> PECVD LS	5600	-70

Tableau 21 : empilement utilisé pour les premiers prototypes

Nous allons tout d'abord présenter brièvement les différentes méthodes de caractérisation dont nous disposons, avant de présenter les résultats obtenus avec l'empilement du Tableau 21

#### a) Méthodes de caractérisation

Les prototypes que nous fabriquons peuvent être caractérisés électriquement de deux manières. D'une part nous utilisons la mesure des différentes résistances des actionneurs, qui va permettre de savoir si le composant peut être fonctionnel ou non. D'autre part, nous recourons à la mesure de la résistance du contact qui permet de voir si le plot porté par la poutre est en contact avec les pistes électriques situées sur le substrat.

Les résistances des actionneurs ont des valeurs supérieures à la centaine d'Ohm : leur mesure peut donc se faire en deux fils. En revanche, la résistance de contact va plutôt avoir une valeur de l'ordre de l'Ohm : sa mesure se fera donc en quatre fils. Les mesures électriques ont été effectuées sur le testeur KarlSüss TC1000.

Une carte comprenant 16 points a été fabriquée par la société Mesatronic pour pouvoir tester les prototypes. Cette carte comprend une pointe par plot du switch qu'il faut piloter (plot correspondant aux actionneurs thermiques), et deux pointes pour les deux plots correspondants aux pistes de test, afin de pouvoir mesurer précisément une résistance de contact, comme illustré sur la Figure 109.

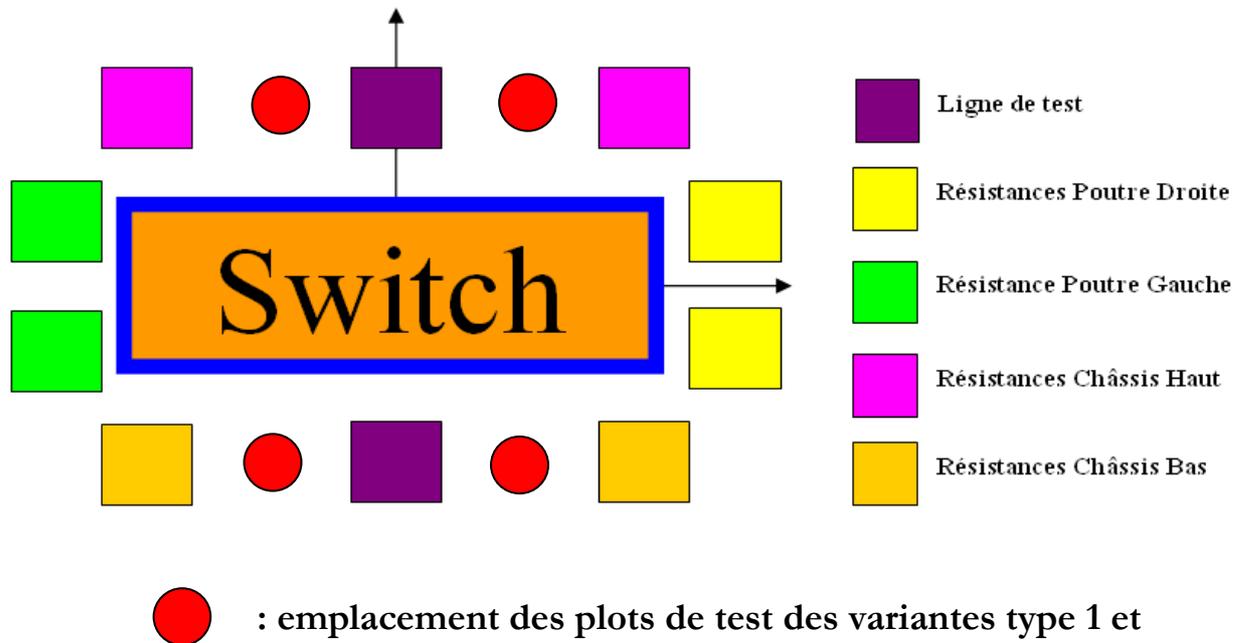


Figure 109 : position des différents pads de commande des prototypes de type 3

Par ailleurs, il est intéressant de mesurer les mouvements engendrés par les dilatations thermiques des actionneurs. Pour faire ces mesures de déflexion, nous avons utilisé un interféromètre optique WYKO NT3300, qui permet de faire des mesures sans contact.

Il est assez délicat de tester des structures sous l'interféromètre WYKO car la distance entre l'objectif de l'interféromètre et l'objet à observer est faible, de l'ordre du centimètre. Il est donc impossible d'utiliser des pointes de test classiques. Pour contourner cet obstacle, nous avons tout d'abord opté pour la mise en boîtier de céramique des puces susceptibles de fonctionner ; cependant cette méthode est assez fastidieuse car elle nécessite tout d'abord de découper le substrat afin de isoler les puces que l'on souhaite tester des autres. On colle ensuite la puce dans un boîtier de céramique, et on vient tirer des fils d'or en faisant du « ball bonding », afin de relier les pads du prototype avec les connecteurs du boîtier de céramique, comme illustré sur la Figure 110.

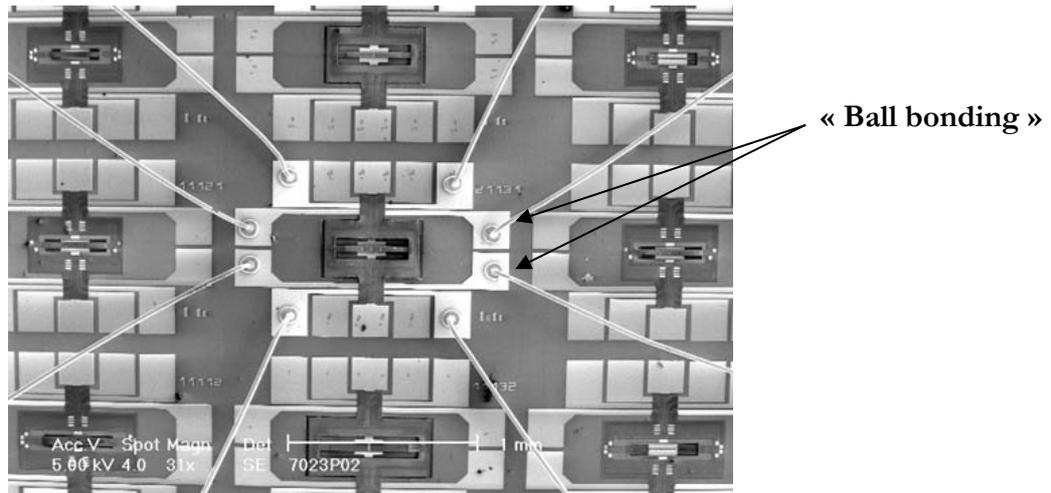


Figure 110 : composant monté sur un boîtier de céramique

Cette méthode de test sous interféromètre optique étant indispensable pour étudier le comportement de nos structures, nous avons développé un ensemble de 4 pointes, illustré sur la Figure 111-a qui permet d'actionner les composants sous interféromètre WYKO, et qui ne nécessite que deux fils d'or par puce à tester (Figure 111-b).

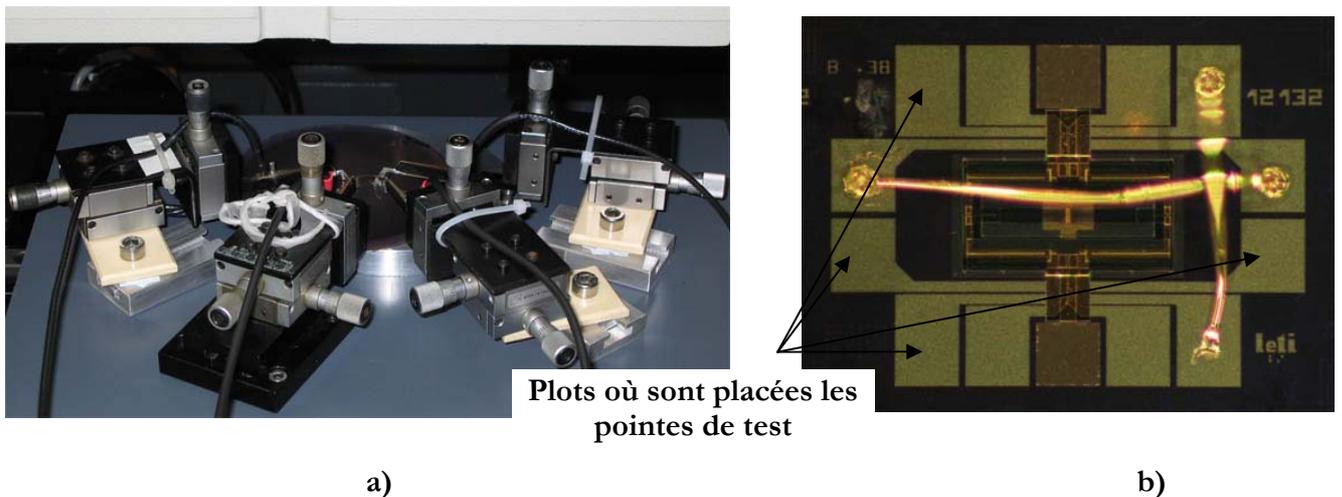


Figure 111 : a) 4 pointes pour test sous WYKO, et b) wire bonding associé à ce test

Après avoir présenté brièvement les deux méthodes de test utilisées, nous allons détailler les résultats obtenus pour les premiers prototypes, testés en boîtier de céramique. On a considéré ici que la puissance dissipée dans les résistances d'inconel est égale à la puissance fournie par la source de tension utilisée pour l'actionnement.

### b) Résultats des caractérisations

En utilisant le procédé de fabrication présenté dans la partie précédente, les actionneurs des prototypes étaient peu performants. La Figure 112 ci-dessous montre que les déplacements

obtenus en alimentant les actionneurs du châssis avec des puissances de commande de 12,8 et 68,3 mW étaient très faibles. Notamment, le déplacement transversal obtenu pour 68,3 mW de puissance dissipée dans les résistances du châssis est très faible : de l'ordre du micromètre, alors qu'il faudrait un déplacement transverse au moins cinq fois plus important pour espérer passer dans la position basse. Or, lorsqu'on franchit 70 mW de puissance dissipée dans les résistances du châssis, la résistance électrique de ces dernières s'effondre, signe que des changements irréversibles se produisent au sein de ces résistances.

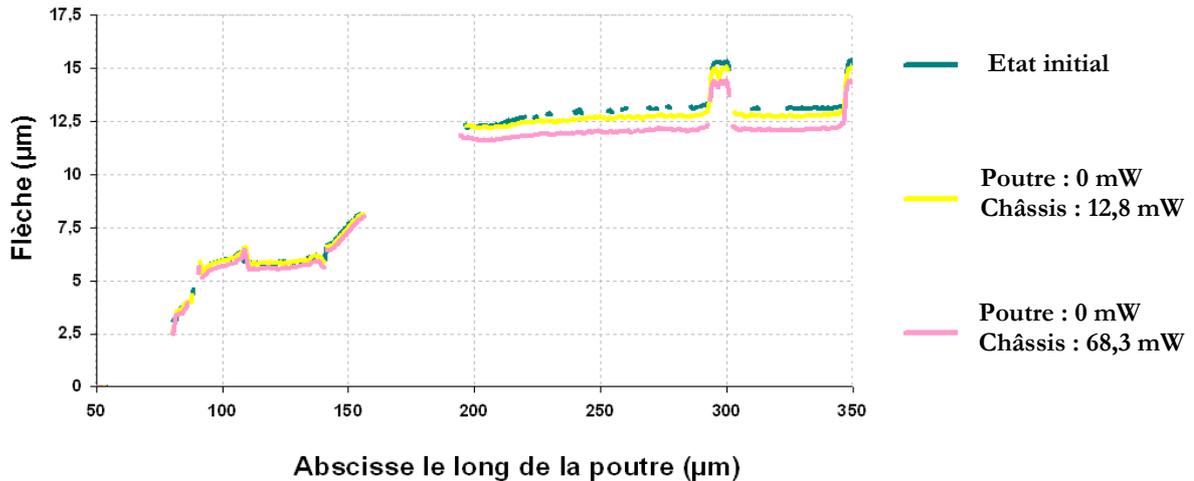


Figure 112 : déplacement de la poutre selon la puissance dissipée dans les actionneurs du châssis

De la même façon, la puissance maximale des résistances de la poutre va aussi être limitée, comme illustré sur la Figure 113 ci-dessous. On voit que la flèche va initialement augmenter parallèlement à la croissance de la puissance dissipée dans les résistances de la poutre. Ce comportement est normal pour les actionneurs thermiques de type bilame. Par ailleurs, la flèche diminue lorsqu'on passe d'une puissance de 9,5 à 14,6 mW.

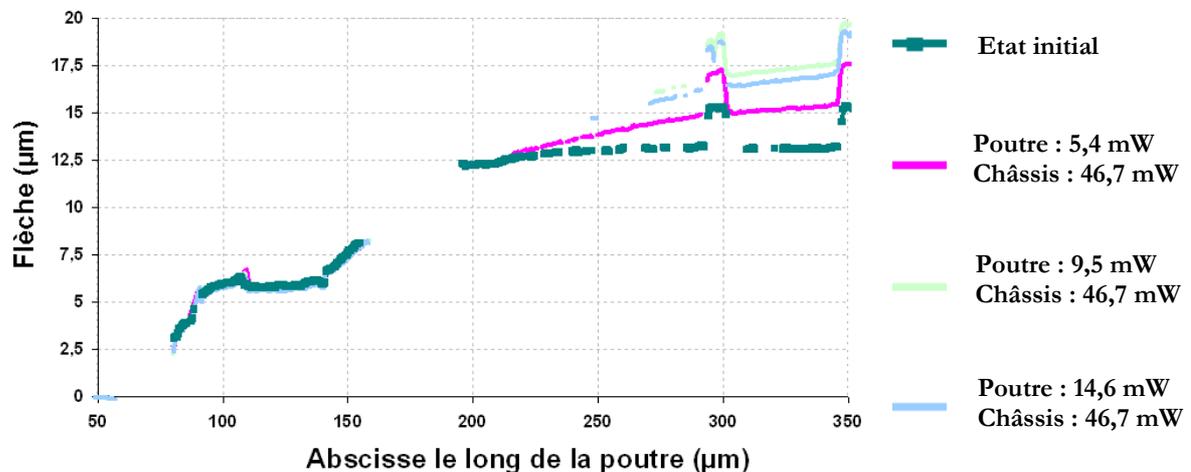


Figure 113 : déplacement de la poutre selon la puissance dissipée dans les résistances de la poutre

Pour pouvoir clairement diminuer la flèche, il aurait fallu pouvoir dissiper des puissances plus importantes dans la poutre ; lorsque cela a été tenté, la poutre s'est brisée le long de l'un des ses actionneurs thermiques, comme illustré sur la Figure 114-b.

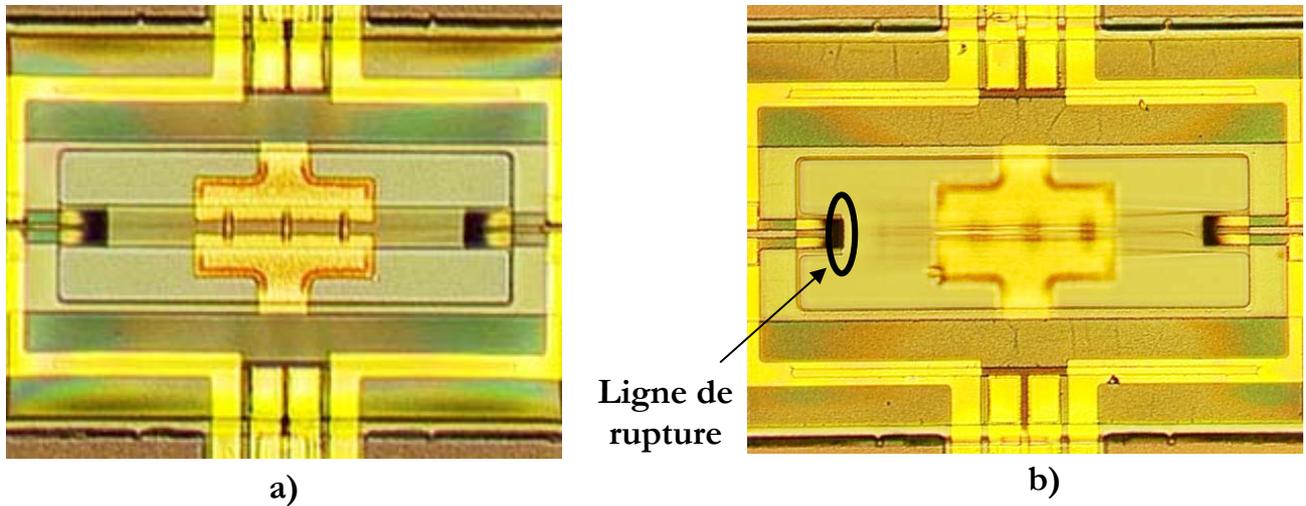


Figure 114 : photo de la structure a) avant, et b) après la série d'actionnement

Par ailleurs, en observant plus finement la déformée on voit que les prototypes n'ont pas tout à fait une forme sinusoïdale. Les actionneurs situés aux encastremets de la poutre produisent un moment de rappel important qui induit la forme particulière illustrée sur la Figure 115 ci-dessous.

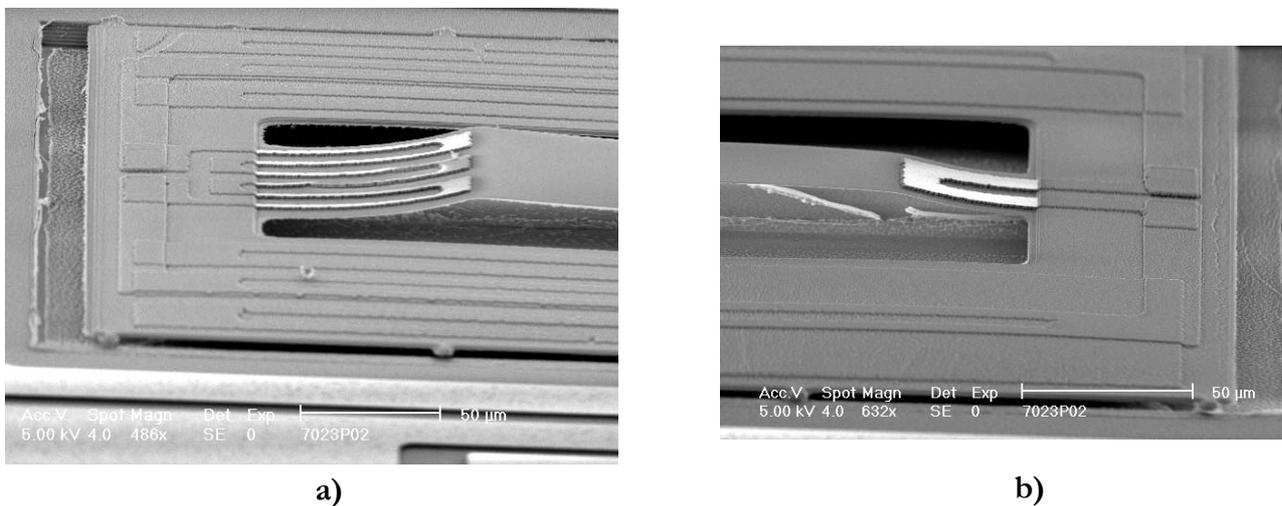


Figure 115 : problème aux encastremets pour une poutre de longueur a) 750 et b) 350 μm

De ces résultats expérimentaux, nous avons déduit qu'il était nécessaire de diminuer d'une part les moments de rappel appliqués par les actionneurs thermiques aux encastremets de la poutre, et d'autre part de travailler sur le système d'actionnement thermique.

Les trois pistes qui ont été retenues pour améliorer ces points sont :

- l'utilisation d'actionneurs en aluminium combinés avec des résistances en nitrure de Titane, ensemble qui avait fait sa preuve sur d'autres composants (cf. [ROB 03]),
- la diminution des efforts aux encastresments de la poutre en gravant la couche de nitrure située sous les actionneurs en inconel et en diminuant la contrainte résiduelle des films d'inconel,
- la diminution de la flèche initiale de la poutre en utilisant du SiN PECVD en compression (déposé à basse fréquence) à la place du SiN en tension (déposé à haute fréquence).

Nous allons présenter les résultats obtenus lors de l'exploration de ces trois voies.

## **B. Améliorations de la filière initiale.**

### **1) Utilisation d'actionneurs en aluminium**

Le premier essai qui a été entrepris pour améliorer le fonctionnement du composant a consisté à intégrer des actionneurs thermiques qui avaient déjà démontré leur efficacité, afin de remplacer les actionneurs thermiques en inconel. L'intégration de ces actionneurs a cependant nécessité une modification du procédé de fabrication, puisque l'on remplace un matériau - l'inconel - par deux matériaux distincts. L'aluminium possède en effet une résistivité électrique trop faible pour pouvoir servir de résistance chauffante, il doit donc être associé à des résistances en Nitrure de Titane (TiN) afin d'être utilisé comme actionneur thermique.

La première modification du procédé de fabrication concerne le dépôt et la gravure de la couche de TiN, qui sont réalisés entre le niveau de SiO<sub>2</sub> dont est constituée la poutre et le premier niveau de SiN, comme illustré sur la Figure 116-a. On utilise pour cette étape le même masque que pour les résistances d'inconel.

Par ailleurs, il est nécessaire d'utiliser un masque supplémentaire afin de graver les pavés d'actionnement en aluminium (cf. Figure 116-b). Cette filière nécessite donc un total de 10 niveaux de masques, soit un masque de plus que le procédé standard présenté précédemment, basé sur des résistances d'inconel.

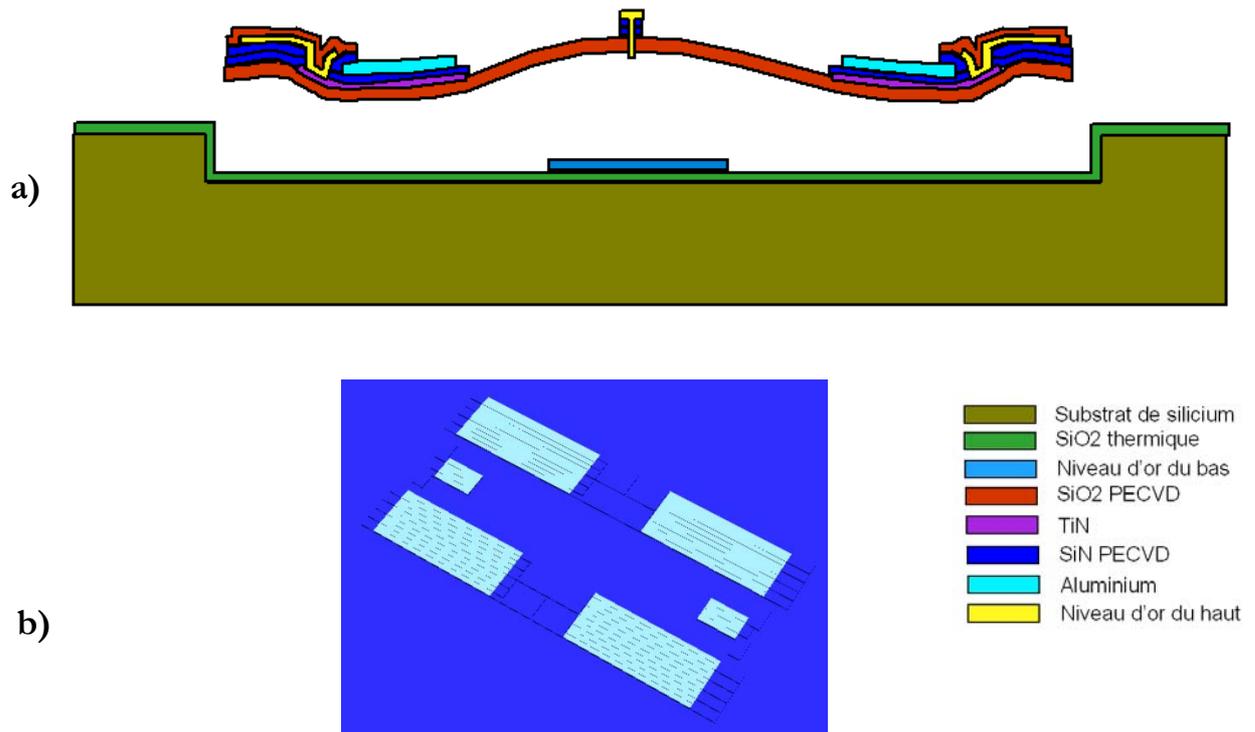


Figure 116 : a) prototypes avec actionneurs en aluminium en coupe le long de la poutre, et b) masque supplémentaire nécessaire pour la gravure de l'aluminium

Deux plaques de silicium ont été fabriquées avec ces actionneurs en aluminium. Des prototypes d'apparence correcte ont été obtenus, comme illustré sur la Figure 117-b).

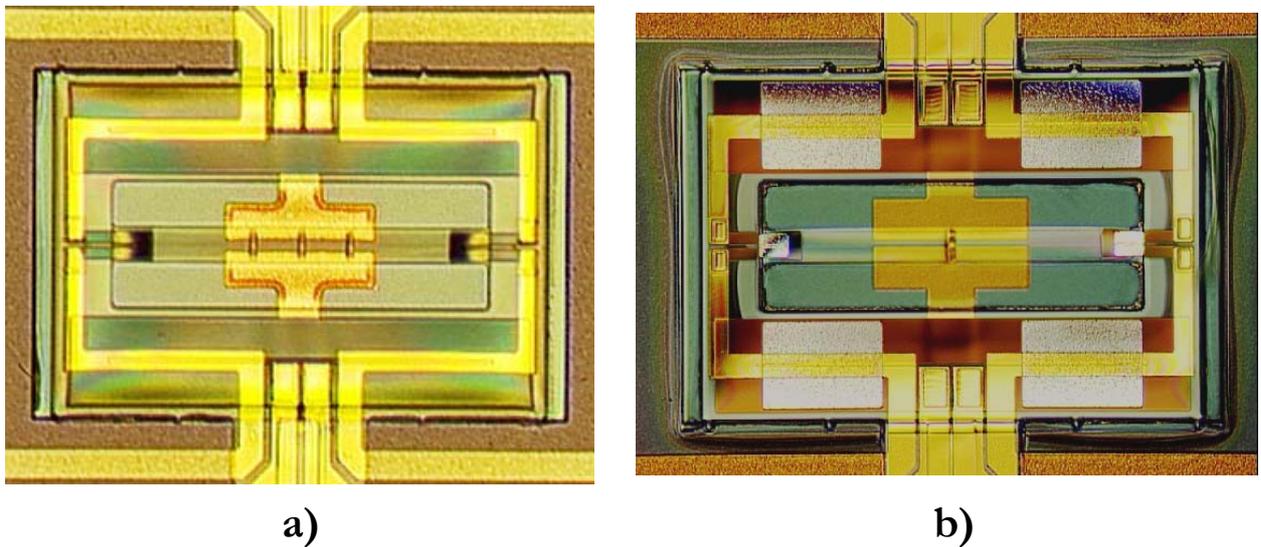


Figure 117 : prototypes fabriqués avec des actionneurs en a) inconel et b) aluminium

Avec l'empilement décrit dans le Tableau 22 ci-dessous, nous avons obtenu des résultats similaires au précédent : la variation de flèche était trop faible pour pouvoir provoquer un basculement.

Matériaux	Epaisseur (Å)	Contraintes (MPa)
SiO <sub>2</sub> PECVD LS	6000	-50
TiN	1500	-500
SiN PECVD HF	3900	450
Aluminium	7000	80
SiN PECVD HF	2000	450
Cr/Au	200/8000	250
SiO <sub>2</sub> PECVD LS	8500	-50

Tableau 22 : empilement utilisé pour la variante à actionneurs TiN/Al

Dans la mesure où il était plus facile de fabriquer des prototypes ayant des actionneurs en inconel, nous avons souhaité garder la filière de fabrication associée à l'inconel. Nous avons cependant réalisé des essais où nous avons cherché à diminuer la contrainte axiale de la poutre d'une part, et à minimiser les moments de rappel exercés par les actionneurs thermiques aux encastremets de la poutre d'autre part. Les résultats de ces différents essais sont présentés ci-dessous.

## 2) Actionneurs en inconel

Quatre modifications majeures ont été apportées au procédé décrit précédemment. Ces modifications vont tout d'abord être décrites une à une avant de présenter les résultats obtenus avec ces nouveaux prototypes.

### a) Réduction de la contrainte interne de l'inconel

Dans la mesure où la contrainte intrinsèque de l'inconel influence directement les moments de rappel aux encastremets de la poutre d'une part, et l'effort axial de la poutre du composant d'autre part, nous avons optimisé le dépôt d'inconel afin de diminuer sa contrainte interne. Dans ce but, nous avons étudié l'influence de la pression et de la puissance du plasma sur la contrainte résiduelle de couches d'inconel d'épaisseurs similaires. Les principaux résultats sont donnés dans les graphiques de la Figure 118 ci-dessous. Les contraintes ont été mesurées par la méthode classique de courbure de plaque (cf. [STO 09]), et les gammes de variations étudiées pour ces deux séries ont été sélectionnées de manière à ce que les dépôts soient reproductibles (on évite notamment de travailler à des pressions trop basses).

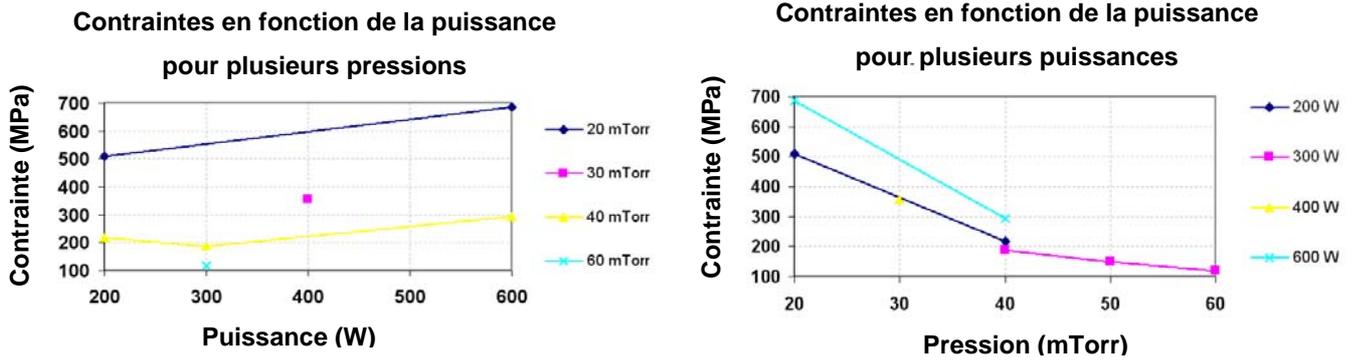


Figure 118 : variation de la contrainte résiduelle en fonction de la pression et de la puissance

Compte tenu des résultats obtenus, nous nous sommes placés à une pression de travail élevée et une puissance du plasma faible afin de diminuer la contrainte dans la couche d'inconel.

Les résultats présentés par la suite ont été obtenus avec une pression de travail de 50 mTorr et 200 W (au lieu des paramètres standard qui étaient 30 mTorr et 400 W) ; il était par ailleurs nécessaire de faire le dépôt en plusieurs passages afin d'obtenir des épaisseurs satisfaisantes. Dans ces conditions de dépôt, on dépose à peu près 0,23  $\mu\text{m}$  d'inconel par passage sous la cible. La contrainte obtenue, pour l'épaisseur cible de 0,9  $\mu\text{m}$ , est alors de 150 MPa, ce qui est plus de 30 % plus faible qu'avec le dépôt non optimisé.

### b) Optimisation de la gravure de l'inconel

L'inconel n'étant pas un matériau standard au CEA-LETI, la gravure humide de ce matériau se fait habituellement en bécber. Après immersion du substrat à graver dans la solution de gravure, on applique un mouvement rotatif au bécber de manière à homogénéiser la solution de gravure (cf. Figure 119-a). Ce procédé provoque malheureusement une inhomogénéité importante de la gravure, qui va provoquer une surgravure plus forte sur les bords du substrat qu'en son centre (cf. Figure 119-b).

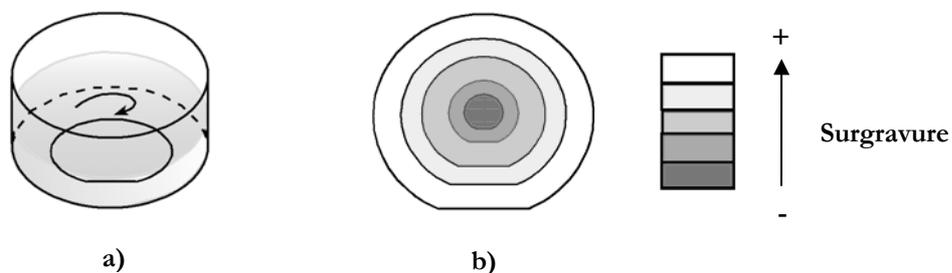


Figure 119 : a) principe de la gravure humide en bécber, et b) inhomogénéité de gravure

Dans le cas de l'inconel, cette surgravure est critique lorsqu'on dépose des épaisseurs supérieures à 0,5  $\mu\text{m}$ . Dans ce cas, le temps de gravure est relativement long (supérieure à 5



En réalisant 75 % de la gravure de l'inconel à l'usineur ionique, on va d'une part s'affranchir du problème de la surgravure préférentielle, et d'autre part obtenir une surgravure moyenne plus faible que lorsque la gravure est entièrement faite par un procédé humide.

### c) Remplacement du SiN PECVD HF par du SiN PECVD LF

Comme cela a été montré dans la deuxième partie de ce mémoire, la flèche d'une poutre parfaitement symétrique va être fonction de la racine carrée de la contrainte axiale appliquée à cette poutre. Ceci est illustré sur la Figure 122 ci-dessous, où la pente de la flèche est donc d'autant plus importante que la contrainte axiale initiale est faible.

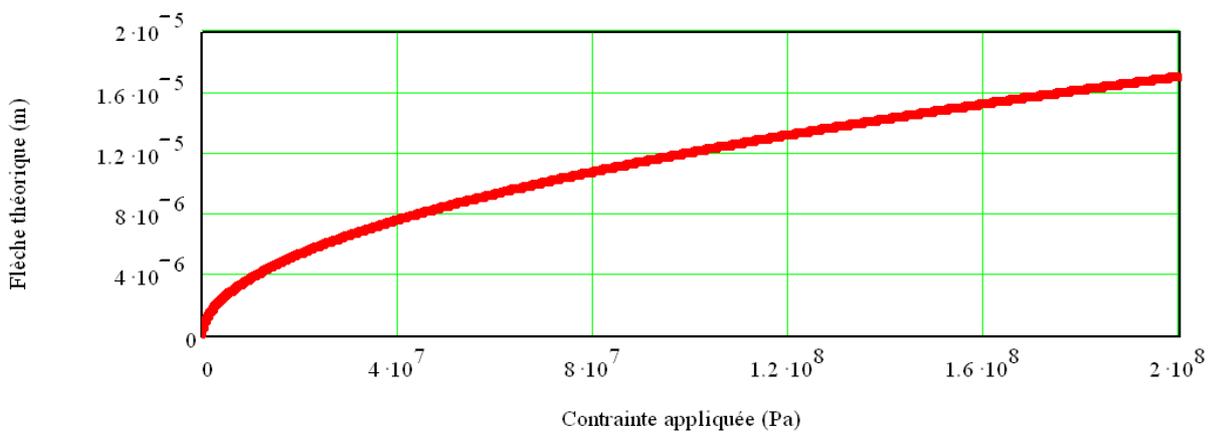


Figure 122 : flèche d'une poutre encastrée-encastrée en fonction de sa contrainte résiduelle

Pour avoir des déplacements transversaux importants lors du pilotage des actionneurs du châssis de nos prototypes, il est donc intéressant de diminuer la contrainte axiale initiale de la poutre. Un moyen simple pour y parvenir est de remplacer le nitrure PECVD HF utilisé pour rigidifier le châssis par un nitrure LF. Le nitrure HF est en effet déposé avec une contrainte en tension de l'ordre de 450 MPa, alors que le LF possède pour sa part une contrainte de compression importante, de l'ordre de -750 MPa.

Comme ça a été détaillé dans la troisième partie de ce mémoire, cette substitution permet de passer d'une contrainte axiale dans la poutre d'environ -90 MPa à une contrainte de -40 MPa ; or, pour cette gamme de contrainte axiale, la variation de flèche en fonction de la variation de la contrainte axiale va être fortement non-linéaire (Figure 122). La variation de flèche occasionnée par la dilatation des actionneurs du châssis sera donc plus facile à mesurer.

### d) Suppression de la sous-couche de SiN PECVD

Que l'on utilise du SiN PECVD HF ou LF, il est intéressant de supprimer le SiN situé entre le matériau de la poutre et les actionneurs d'inconel. Dans le cas du SiN PECVD HF, on diminue

les moments de rappel exercés aux encastremets de la poutre. Par ailleurs, en supprimant le SiN PECVD LF situé sous les actionneurs d'inconel, on évite de privilégier la position du bas du commutateur.

Pour supprimer le SiN sous les actionneurs de la poutre, il faut rajouter trois étapes supplémentaires au procédé de fabrication présenté précédemment (une photolithographie, une gravure et un stripping). Ces modifications peuvent être obtenues en utilisant le masque employé pour l'avant-dernier niveau de photolithographie du procédé de fabrication standard.

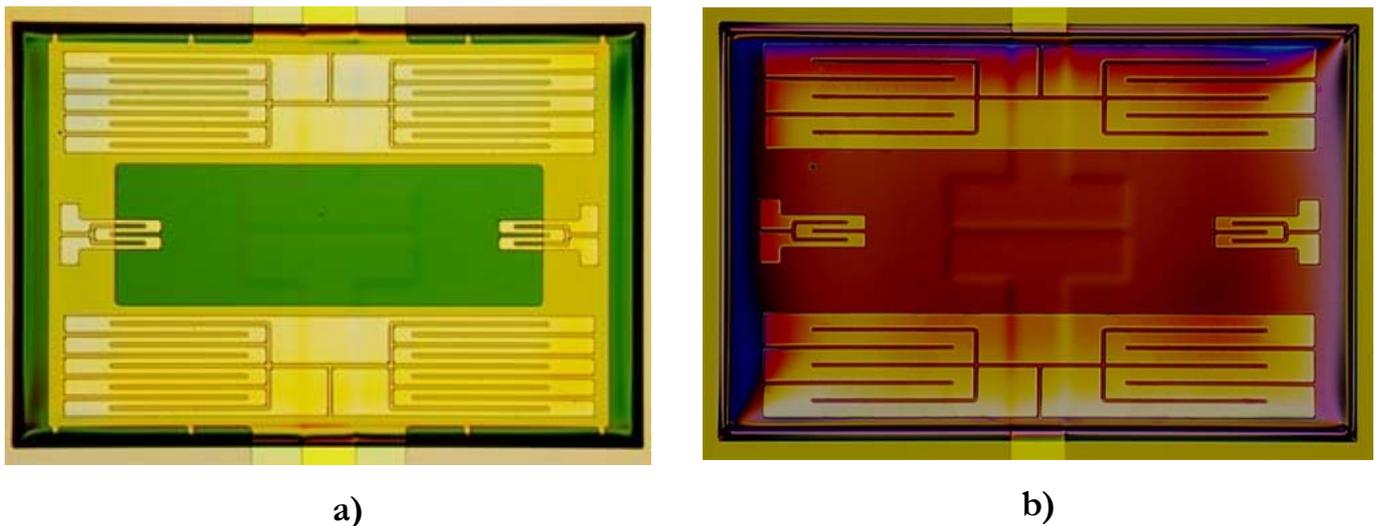


Figure 123 : puce a) sans et b) avec film de SiN sous les actionneurs de la poutre en inconel

### e) Résultats des améliorations apportées

La Figure 124 donne un aperçu visuel du rendement obtenu sur les actionnements thermiques par plaquette de silicium. Sur la Figure 124-a sont donnés les résultats avant optimisation ; on voit que la grande majorité des composants (plus de 80 %) est en violet, c'est-à-dire qu'au moins l'une des résistances du composant est coupée. Les composants représentés en orange possèdent une dissymétrie importante (plus de 20 %) au sein d'au moins une de leur série de résistance (poutre ou châssis), et sont donc considérés comme non fonctionnels. Avant optimisation, on a un peu moins de 10 % des composants qui rentrent dans cette catégorie. Les composants dont les caractéristiques électriques des résistances sont correctes sont représentés en vert ; avant optimisation, seulement 5 % des composants sont donc potentiellement fonctionnels.

Sur la Figure 124-b qui représente une plaquette réalisée avec les améliorations détaillées auparavant, on voit que les tendances sont inversées. Plus de 75 % des puces sont alors électriquement fonctionnelles.

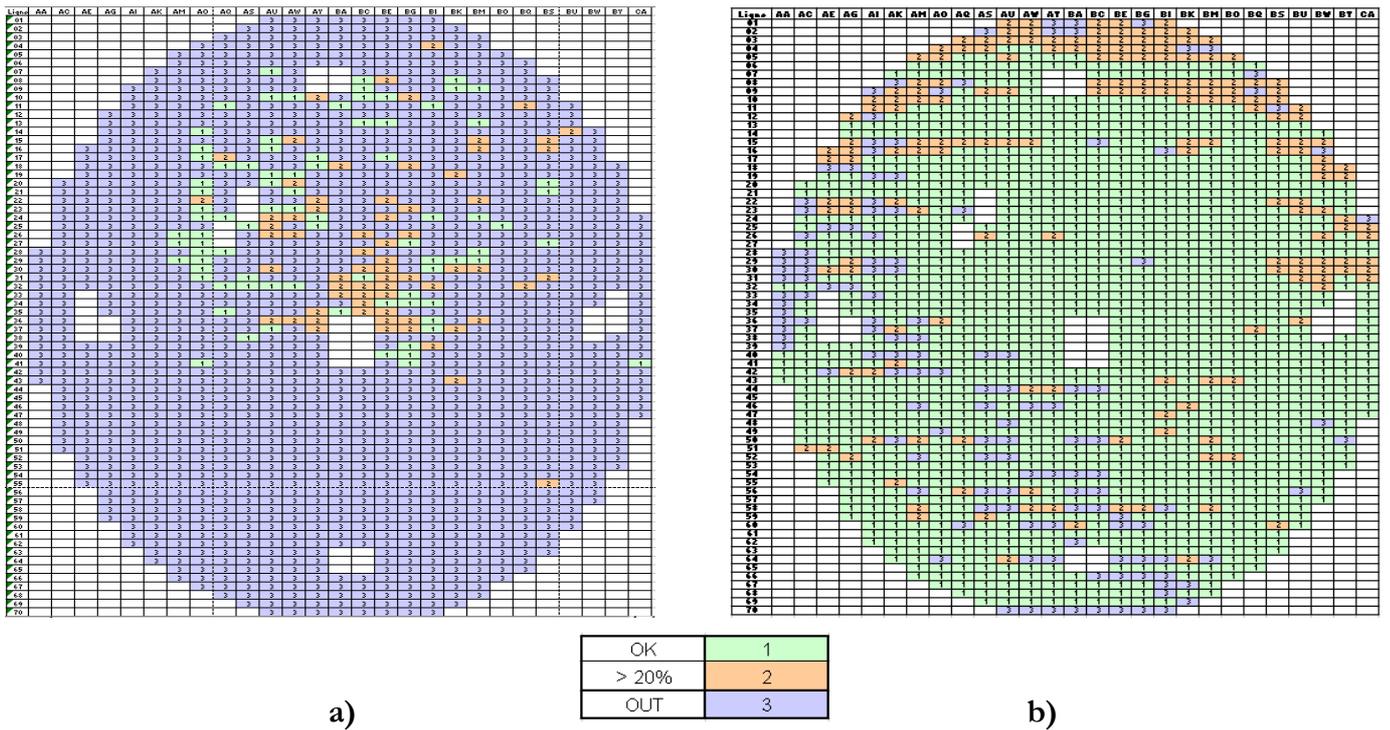


Figure 124 : Cartographie des composants a) avant et b) après optimisation

Par ailleurs, les améliorations ont aussi permis d'avoir moins de fractures aux encastresments des poutres qu'avec les anciennes filières de fabrication (Figure 125-b).

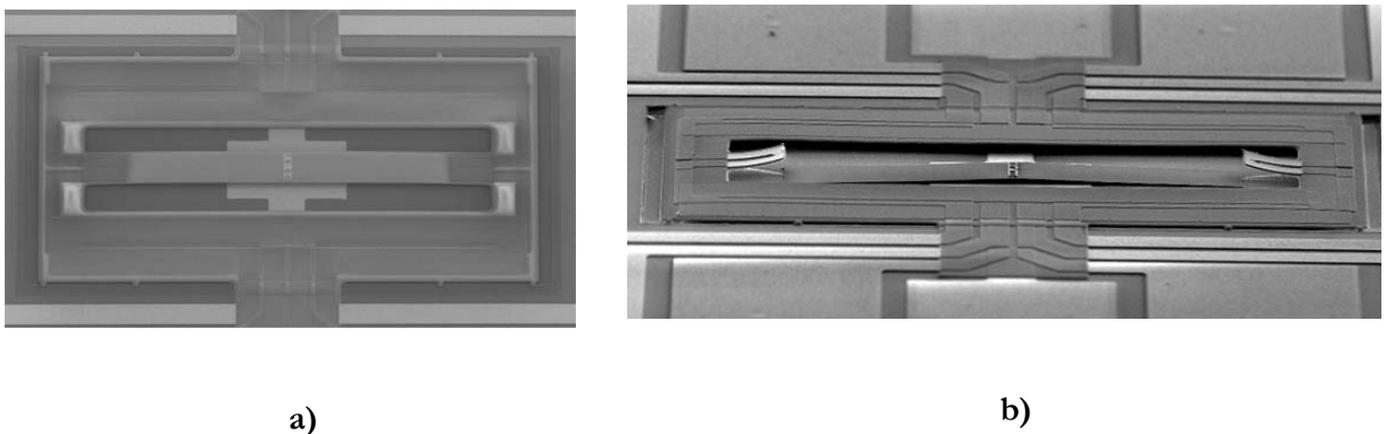


Figure 125 : a) nouvelle et b) ancienne filière de fabrication

Comme on va le voir dans la suite, les améliorations présentées dans cette partie permettent de tester des composants et de mettre en évidence la bistabilité mécanique de ces structures.

## C. Caractérisation mécanique d'une structure améliorée

### 1) Empilement et géométrie

Les structures dont on présente les caractérisations mécaniques ont été obtenues grâce aux améliorations énumérées dans la partie précédente, et en utilisant l'empilement du Tableau 23 ci-dessous.

N°	Matériaux	Epaisseur (Å)	Contraintes (MPa)
1	SiO <sub>2</sub> LS PECVD	5750	-70
2	SiN PECVD LF	2000	-760
3	Inconel	9000	150
4	SiN PECVD LF	2450	-755
5	Cr/Au	200/6000	250
6	SiO <sub>2</sub> LS PECVD	5600	-70

Tableau 23 : empilement utilisé pour les composants caractérisés

Cet empilement permet de relaxer partiellement la contrainte axiale de la poutre. Alors que le matériau de la poutre possède une contrainte résiduelle initiale de -70 MPa, la contrainte théorique initiale passera à environ -45 MPa à l'issue de la libération.

La géométrie du composant testé est illustrée sur la Figure 126 ci-dessous. On a choisi une géométrie intermédiaire qui représente un compromis entre rigidité de la poutre (qui est plus importante pour les poutres courtes) et l'efficacité des actionneurs (pour nos prototypes, plus la poutre est longue, plus les actionneurs du châssis sont efficaces).

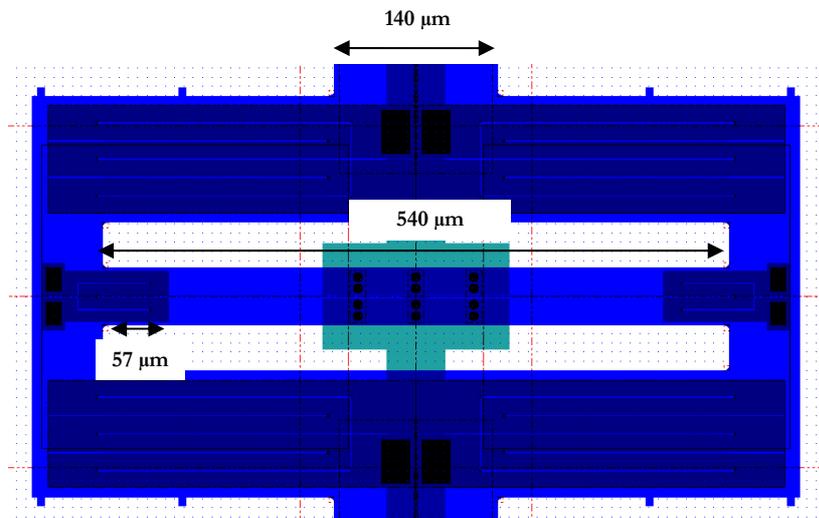


Figure 126 : géométrie de la structure utilisée pour les tests mécaniques

## 2) Caractérisation mécanique

La structure décrite dans la partie précédente était en position « basse » à l'issue de la fabrication, comme illustrée sur la Figure 127 (image obtenue par un interféromètre optique Wyko). L'explication de cette position est peu claire, dans la mesure où sur le substrat d'où cette structure est issue, il y avait à peu près autant de structures en position « basse » que « haute ». Par contre, on retrouve bien la déformée avec une forme en mode 3 de la poutre, comme ce qui avait été prévu par les analyses par éléments finis.

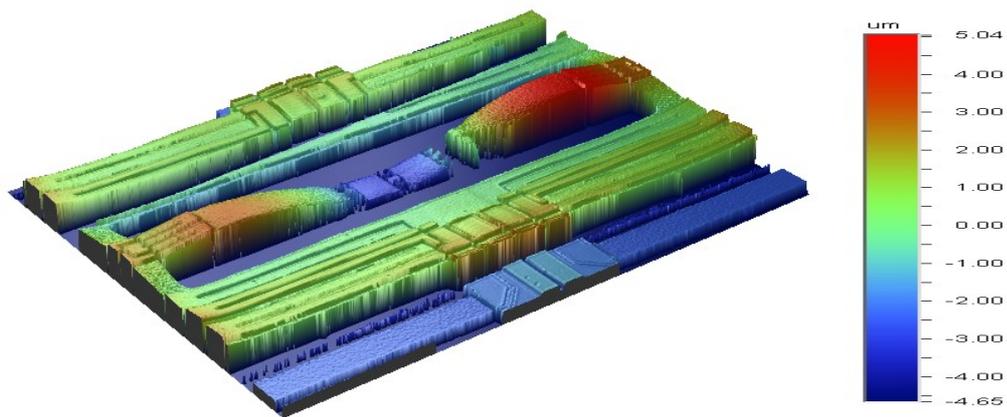


Figure 127 : profil de la structure en position basse, à l'issue de la fabrication

Comme illustré sur la Figure 128 ci-dessous, on passe de la position basse à la position haute en dissipant dans le châssis une énergie de 235 mW ( $I=10$  mA,  $V=23,5$  V) ; on obtient dans ces conditions la structure en position haute illustrée sur la Figure 129.

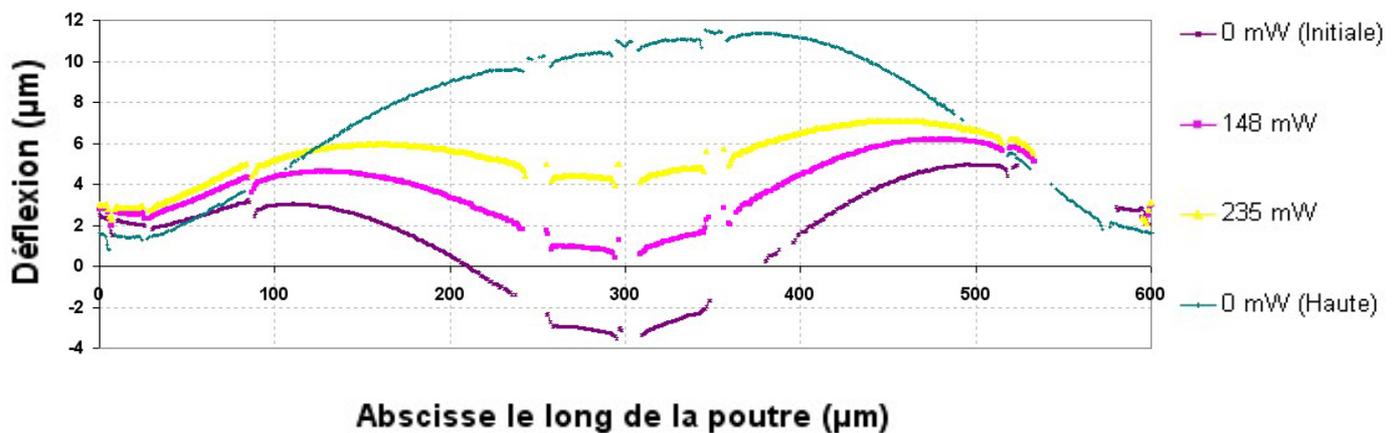


Figure 128 : actionnement du composant de la position basse à la position haute

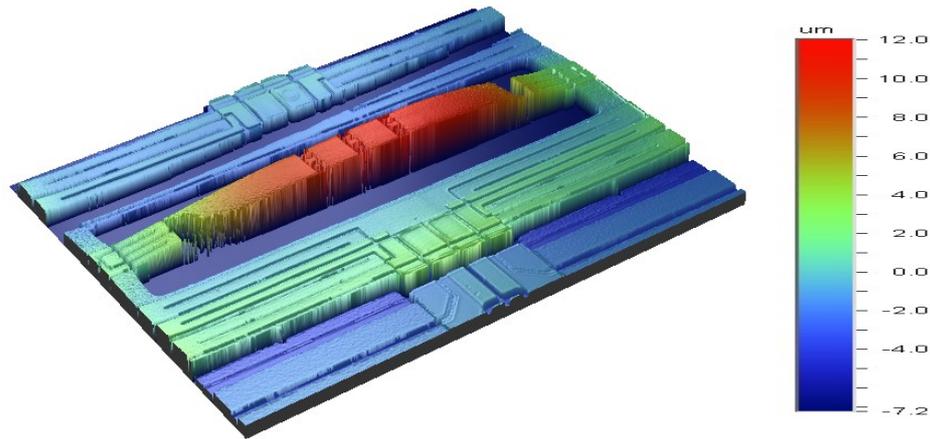


Figure 129 : profil de la structure en position stable du haut, après actionnement

Pour passer ensuite de la position haute à la position basse, comme illustré sur la Figure 130, on dissipe 476 mW dans le châssis ( $I=14$  mA,  $V=34$  V), et 3 mW dans la poutre ( $I=8$  mA,  $V=3,9$  V).

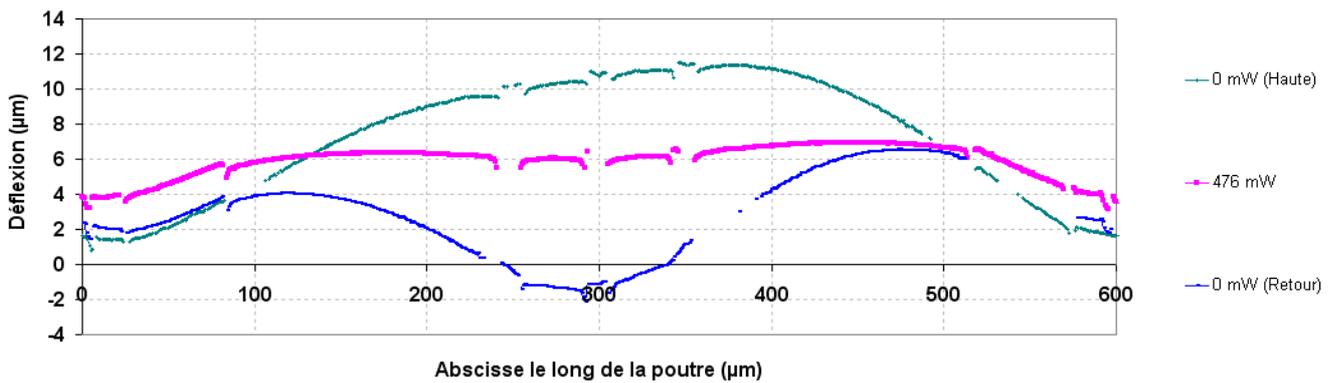


Figure 130 : actionnement de la position du haut à la position basse

Cette séquence de commutation a été obtenue sans qu'il y ait contact entre le centre de la poutre et les pistes en or situées sur le substrat. Cependant, comme ce sera détaillé plus loin, nous pensons que dans l'avenir, ce type de composant pourra être utilisé avec une piste électrique située sur le capot qui sert de packaging pour le composant.

### 3) Difficultés relatives aux matériaux et problèmes mécaniques rencontrés

#### a) Limites de l'actionnement thermique

L'inconel avait été choisi comme actionneur thermique pour les propriétés qu'il possède sous sa forme massive : il présente en effet à la fois une résistivité électrique importante, un coefficient de dilatation thermique élevé et une résistance aux hautes températures importante (température de fusion supérieure à  $1000^{\circ}\text{C}$ ).

Les propriétés du matériau massif laissent donc présager des performances supérieures à l'aluminium. Les mesures de résistivité ont confirmé nos attentes, puisque quelles que soient les conditions de dépôts la résistivité de l'inconel en couche mince dépasse les  $100 \mu\Omega.cm$ , valeur largement suffisante pour réaliser des actionneurs thermiques. Concernant le coefficient de dilatation thermique, la valeur mesurée en couche mince correspond à peu près à la valeur classique du matériau massif d'environ  $10^{-5}/K$ .

L'inconel massif possédant une excellente résistance aux hautes températures, nous nous attendions à retrouver ce bon comportement en couche mince. Pour tester ce comportement, nous avons utilisé une caméra thermique qui permet de mesure localement, sans contact, la température d'un corps en fonction du rayonnement qu'il émet.

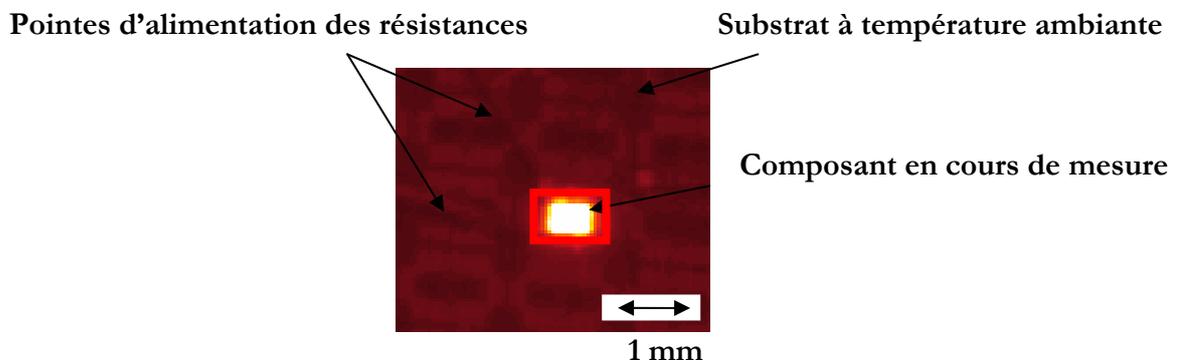


Figure 131 : photo du composant prise par la caméra infrarouge

Comme on le voit sur la Figure 131, la résolution de la caméra est relativement faible. Pour déterminer la température des actionneurs, on sélectionne la zone relativement large autour des résistances, et on considère que le pixel le plus chaud est à la température des résistances. Par cette méthode, on peut donc relever une température pour chaque puissance dissipée dans les résistances du châssis, comme illustré sur le graphique de la Figure 132-a ci-dessous.

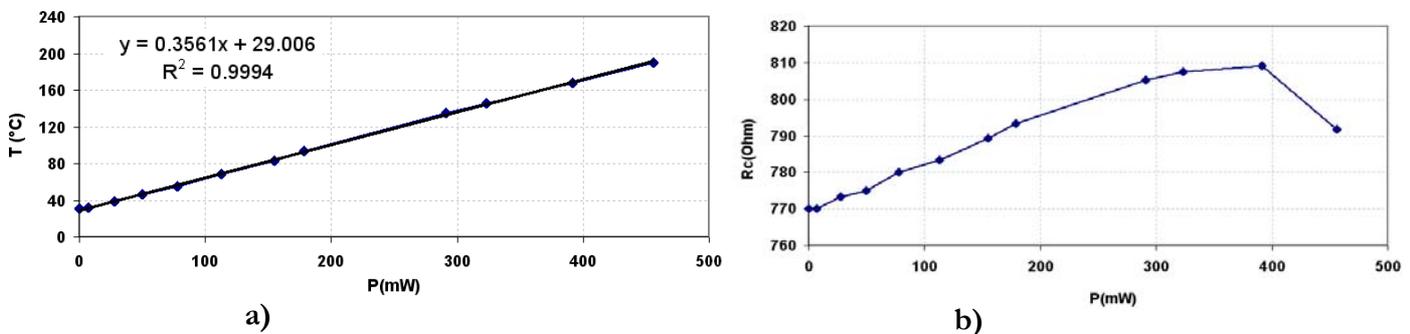


Figure 132 : a) température et b) résistances des actionneurs du châssis en fonction de la puissance dissipée

Cette mesure montre que la relation entre la puissance dissipée dans les résistances et leur température est linéaire. L'ordonnée à l'origine d'environ 29°C correspond à la température ambiante le jour de la mesure. A partir de cette relation linéaire, il est relativement aisé de convertir, pour d'autres composants de dimension similaire, une puissance dissipée dans les résistances en température.

Par ailleurs, en parallèle à la mesure de température, nous avons déterminé la variation de la résistance en fonction de la puissance dissipée ; cette variation est donnée sur la Figure 132-b. On voit que cette variation est à peu près linéaire jusqu'à environ 350 mW, puis chute brutalement au-delà de 400 mW. Au-delà de cette limite, cette chute brutale est irréversible et affecte aussi la mécanique du composant : une déformation mécanique irréversible est observable au microscope optique. Cette étude nous a montré que dans les conditions de dépôt et pour les motifs de résistance utilisés, l'inconel en films minces ne supporte pas convenablement les élévations de température, puisque des variations irréversibles de résistivité électrique, et des phénomènes de déformations plastiques apparaissent à des températures inférieures à 200 °C.

#### ***b) Flambage local aux encastremets de la poutre***

Initialement, il était prévu d'utiliser en partie des matériaux en tension dans l'empilement du châssis. Cependant, pour diminuer la contrainte axiale exercée sur la poutre, nous avons remplacé le SiN en tension par du SiN en compression. L'unique matériau en tension présent au niveau des encastremets de la poutre est donc de l'or. Comme on peut le voir sur la Figure 133, cet empilement dans le châssis provoque du flambage localisé au niveau des encastremets de la poutre. Ce flambage local aurait pu être diminué, voire éliminé, si l'on avait laissé un peu plus de matériaux en tension (or et inconel) sur les branches du châssis où est encastree la poutre. Ces rectifications nécessitent la modification de deux niveaux de masque.

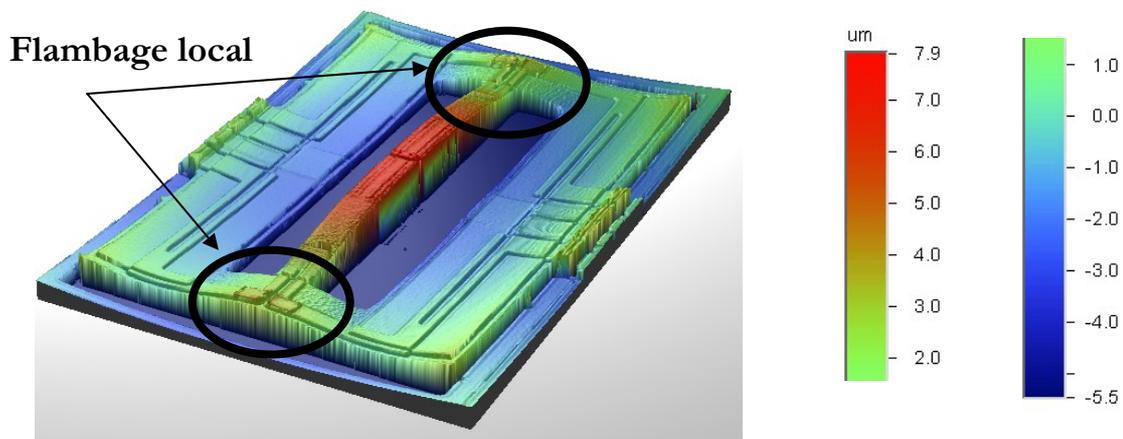


Figure 133 : illustration du flambage local aux encastremets de la poutre

## V. Futurs axes de travail

### A. Architecture

Comme les différentes simulations le montrent, la force de contact obtenue avec la géométrie que nous proposons est assez faible (de l'ordre de la dizaine de micro-Newton). Pour améliorer la résistance électrique de contact, il serait intéressant de profiter des moments générés par les actionneurs thermiques situés aux encastrement de la poutre, susceptible de favoriser la position du haut.

Les progrès réalisés dans le domaine du micro-packaging rendent dorénavant possible un contrôle verticale de l'ordre du micromètre lors de l'assemblage de deux substrats pour réaliser l'étape de « capotage » qui permet d'isoler le composant de l'environnement extérieur ; il devient donc possible de fabriquer un switch dont les pistes à commuter sont situées sur le capot de protection du composant comme illustré sur la Figure 134.

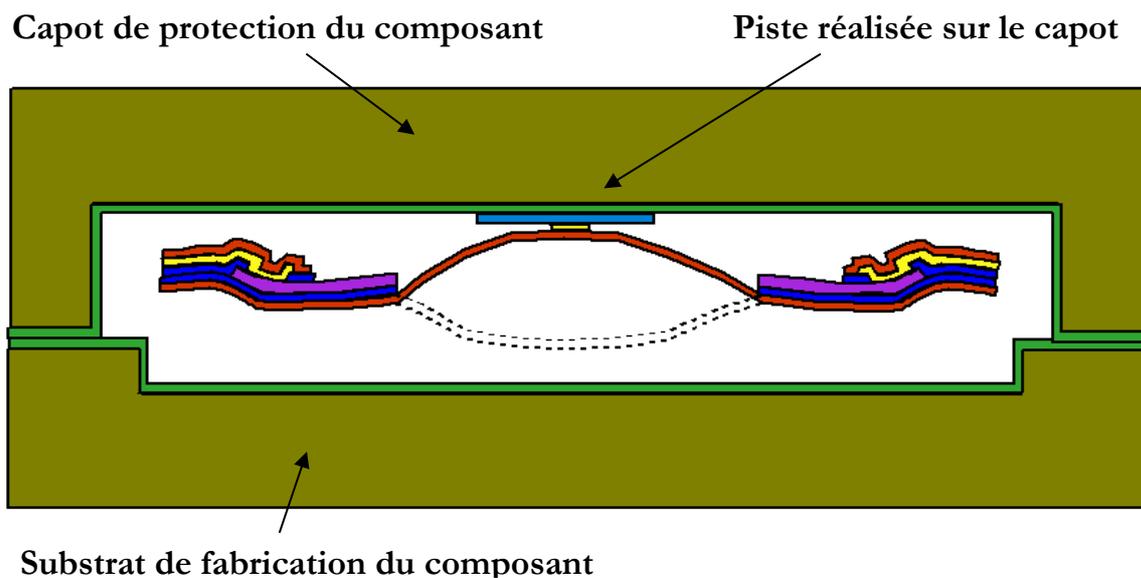


Figure 134 : proposition de nouvelle architecture

Par ailleurs, le modèle analytique a clairement mis en évidence qu'il fallait utiliser d'une part une épaisseur de poutre plus importante, et d'autre part un matériau plus rigide (SiN par exemple) pour obtenir une meilleure force de contact.

## **B. Matériaux**

La poutre des composants fabriqués était en silice, car c'est un matériau dont on contrôle bien la contrainte de dépôt. Cependant, comme il a été montré dans la troisième partie de ce travail, les dépôts basés sur des empilements de SiN PECVD déposés à basse et haute fréquence permettent de fabriquer des poutres dont la contrainte moyenne peut être pilotée. Dans la mesure où le module d'Young du SiN est en outre plus élevé que celui de la silice, ce type de dépôt paraît être très avantageux pour la fabrication de micro-commutateurs bistables.

Les caractérisations des prototypes obtenus ont montré que l'inconel qui est utilisé comme matériau d'actionnement peut être amélioré de manière importante. Tout d'abord, il conviendrait de travailler sur la température qu'il peut supporter car elle est actuellement relativement faible (inférieure à 200°C). Pour augmenter cette température, il serait intéressant d'étudier l'influence de la géométrie des résistances d'actionnement sur leur fiabilité. Il aurait été intéressant de réaliser cette étude en température avant la réalisation des prototypes ; cependant, le banc de caractérisation qui permet ces mesures n'a pu être utilisé qu'à la fin de ce travail. Par ailleurs, la qualité des résistances va être liée à leur définition géométrique, et donc à la qualité de l'étape de photolithographie qui permet de dessiner ces résistances. Les résistances obtenues sur une couche sacrificielle présentant une topologie seront donc de moins bonne qualité que des résistances réalisées sur un substrat sans topologie.

Il faudrait ensuite travailler sur la contrainte résiduelle de l'inconel, qui est de l'ordre de 150 MPa, et qui doit pouvoir être diminuée. En réduisant la valeur de la contrainte, en jouant par exemple sur la pression du plasma lors du dépôt PVD, on pourra diminuer la température de basculement de la poutre réalisé par effet bilame.

## ***Conclusion***

Nous avons présenté dans cette partie la filière de fabrication mise au point pour le développement de nos prototypes. Cette filière comprend une cinquantaine d'étapes élémentaires, réalisées à l'aide de neuf niveaux photolithographiques.

Afin d'obtenir des prototypes fonctionnels, des améliorations ont été apportées au niveau des résistances d'inconel utilisées comme actionneurs thermiques, car la gravure humide de ce matériau est relativement délicate pour les épaisseurs supérieures à  $0,5\ \mu\text{m}$ . Par ailleurs, les actionneurs thermiques ont montré une faible résistance mécanique aux hautes températures, puisque des dégradations irréversibles se produisent lorsqu'ils atteignent des températures supérieures à  $200^\circ\text{C}$ .

Cette faiblesse des actionneurs thermiques nous a amené à modifier l'empilement prévu initialement afin de diminuer la contrainte résiduelle axiale de la poutre qui porte le contact électrique. Nous avons pour cela remplacé, dans l'empilement du châssis, le SiN PECVD déposé à haute fréquence et qui est en tension, par du SiN déposé à basse fréquence en compression.

Malgré les faibles performances des actionneurs en inconel, une structure ayant un comportement bistable a pu être actionnée et caractérisée. Dans le cadre de ce travail, la gravure de l'inconel ainsi que son état de contrainte résiduelle initial ont été optimisés. Pour intégrer l'inconel comme matériau pour les actionneurs au sein de composants MEMS, une optimisation de la résistance mécanique de ce matériau, lorsqu'il est soumis à de hautes températures est nécessaire. Par ailleurs, grâce aux progrès accomplis au cours de ces dernières années en micro-packaging intégré, le procédé de fabrication des prototypes pourrait être simplifié en mettant les piste à commuter sur le capot du composant. Cette nouvelle architecture permettrait en outre d'obtenir des forces de contact plus importantes.

## Conclusion générale

A l'origine, ce travail a été motivé par la mise au point d'un interrupteur de petite dimension pouvant être utilisé dans les matrices de commutation développées au CEA-LETI pour une application biomédicale. Pour ce type d'application, les signaux à commuter ont des fréquences relativement basses (de l'ordre de la centaine de Hertz). Ce type d'application possède un marché à faible volume. Pour financer les études nécessaires à son industrialisation, ce composant doit pouvoir être utilisable sur d'autres marchés. Les industriels du domaine des télécommunications grand public s'intéressent de longue date aux commutateurs MEMS car cette technologie semble prometteuse pour remplacer les commutateurs à base de diode PiN ou de transistor MOS. Les switches MEMS semblent permettre d'obtenir des performances Radio-Fréquences (RF) supérieures aux composants miniatures traditionnels. Pour limiter les pertes d'insertion des signaux RF au niveau du switch, la résistance électrique série de celui-ci doit être faible.

Les switches MEMS mécaniquement bistables se différencient des switches MEMS classiques par leur particularité de ne pas nécessiter de source d'énergie extérieure pour le maintien dans l'une ou l'autre de leurs deux positions. Les architectures proposées dans la littérature de ces composants comportent majoritairement un contact de type latéral. Ce type de contact est habituellement de moins bonne qualité qu'un contact de type plan, ce qui entraîne des résistances électriques plus élevées. Nous avons développé dans ce travail une architecture originale de composant mécaniquement bistable qui comporte un contact de type plan.

Le principe de fonctionnement du composant proposé dans ce travail repose sur l'utilisation des contraintes résiduelles des dépôts en couches minces. Les deux positions stables sont obtenues par le flambage d'une poutre engendré par ces contraintes résiduelles. Ces contraintes résiduelles peuvent être pilotées par les paramètres du procédé de dépôt. Par ailleurs, la contrainte axiale de la poutre est aussi modifiée par les épaisseurs déposées sur le châssis où est encastrée la poutre. Un modèle mécanique analytique d'une poutre flambée a été proposé. Il a permis de quantifier la stabilité de différentes configurations géométriques, et ainsi de mettre en évidence les paramètres pertinents avec leurs plages de variation. Ces paramètres sont le module d'Young du matériau constitutif de la poutre, son épaisseur, sa longueur et la contrainte résiduelle de son dépôt. Ce modèle analytique a été complété par la prise en compte de la structure du châssis supportant la poutre, ce qui a permis de quantifier les efforts exercés par le châssis sur la poutre et ainsi d'optimiser la structure de ce châssis. Des calculs par éléments finis ont également été réalisés sur la géométrie complète du composant (poutre et châssis). Ils ont confirmé les résultats du modèle analytique, et montré la faisabilité de la séquence d'actionnement du commutateur.

Les calculs analytiques et numériques ont en outre montré que les forces de contact obtenues avec la géométrie choisie sont de l'ordre de quelques microNewton ; cette valeur est utile pour estimer la résistance électrique du composant.

Un procédé comportant neuf niveaux de photolithographie a ensuite été proposé pour la fabrication de micro-commutateurs mécaniquement bistables. Dans cette architecture, la poutre est réalisée par un dépôt en oxyde de silicium possédant de faibles contraintes résiduelles. Un composant mécaniquement bistable a été caractérisé. Un basculement de la position basse à la position haute a été obtenu en injectant une puissance de 235 mW dans les résistances d'inconel ; pour faire revenir le composant dans sa position initiale, une puissance plus importante, de l'ordre de 480 mW, a été nécessaire.

Ce travail de thèse a permis de montrer la faisabilité technologique d'un composant mécaniquement bistable possédant un contact plan, et dont le fonctionnement repose sur le contrôle des contraintes résiduelles des couches minces. De nombreux développements technologiques sont toutefois encore nécessaires pour arriver à la fabrication d'un composant fiable, reproductible et comportant un contact électrique de bonne qualité. Deux axes de travail semblent prometteurs pour de futurs développements: l'architecture et les actionneurs du composant.

Concernant l'architecture tout d'abord, les progrès réalisés ces dernières années dans le domaine du packaging des MEMS permettent d'envisager à l'avenir que les pistes à commuter puissent être placées sous le capot du composant. Dans ce cas, le composant aurait une force de contact plus importante, puisque les actionneurs thermiques situés aux encastrement de la poutre favorisent la position de stabilité du haut. Par ailleurs une telle architecture permettrait de simplifier considérablement la fabrication du composant.

Enfin, concernant les actionneurs thermiques, les résultats présentés ici montrent qu'il est difficile d'utiliser l'inconel, sans optimiser son dépôt. Une étude plus poussée des transformations irréversibles se produisant au cours de l'actionnement est nécessaire afin de pouvoir utiliser ce matériau à des températures supérieures à 200°C, température à partir de laquelle ce matériau se montre actuellement défaillant. Par ailleurs, bien qu'ils soient plus difficiles et longs à fabriquer, les actionneurs composés par le couple TiN/Aluminium semblent plus fiables puisque les températures de travail de ces matériaux peuvent atteindre la température de fusion de l'aluminium, sans que les résistances de TiN ne montrent de défaillances. L'utilisation de ce couple de matériau pourrait donc permettre d'améliorer la fiabilité des actionneurs pour la fabrication des prochains prototypes de commutateurs bistables.

## Références bibliographiques

- [AID 05] M. Aïd, *LETI Annual Review* (Grenoble, 2005).
- [ANA 01] ANAES, Rapport d'étape: évaluation de la stimulation cérébrale profonde dans la maladie de Parkinson Idiopathique, 2001.
- [ANS 05] ANSYS, *Documentation 10<sup>th</sup> release*. (2005).
- [BEN 05] A.-L. Benabid, S. Chabardes, et E. Seigneuret, *Current Opinion in Neurology* **18** (6), 623-630 (2005).
- [BLA 90] G. Blaise et C. Le Gressus, *Conf. on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena*, 231-236, 1990.
- [BOU 03] A. Bourgerette, P. Caillat, F. Vacherand, et A.-L. Benabid., Patent No. WO 2005/039694 A1 (2003).
- [BOU 04] J. Bouchaud, *RF MEMS: status of the industry and roadmaps, applications, markets 2004-2008*. (Wicht Technologie Consulting, Munich, 2004).
- [CAR 96] G. Carlotti, L. Doucet, et M. Dupeux, *J. Vac. Sci. Technol. B* **14** (6), 3460-3464 (1996).
- [CHI 00] T.-S. Chin, *J. of Magnetism and Magnetic Materials* **209** (1-3), 75-79 (2000).
- [CON 03] F. Conseil, P. Derderian, M.-F. Ravat, D. Collard, et L. Buchaillet, *Symp. on Design, Test, Integration and Packaging of MEMS/MOEMS*, 108-112, 2003.
- [CON 04] F. Conseil, *Simulation, conception et réalisation d'un commutateur en technologie microsystème pour dispositifs logiques sécuritaires*, Thèse de doctorat, UST Lille, 2004.
- [DAM 97] G. Damamme, C. Le Gressus, et A.S. De Reggi, *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation* **4** (5), 558-584 (1997).
- [DEC04] F. De Crécy, *Round Robin Tests de STRESSNET- Analyse des Mesures du Module d'Young*, 2004, Meylan
- [DEV 04] A. Devos, *Acoustique Picoseconde : une technique originale de caractérisation des films minces*, 2004, Meylan
- [DOM 97] G. Domokos, P. Holmes, et B. Royce, *J. of Nonlinear Science* **7** (3), 281-314 (1997).
- [DUF 01] S. Duffy, C. Bozler, S. Rabe, J. Knecht, L. Travis, P. Wyatt, C. Keast, et M. Gouker, *IEEE Microwave and Guided Wave Letters* **11** (3), 106-108 (2001).
- [FLE 06] G. Fleury, C. Malhaire, C. Populaire, M. Verdier, A. Devos, P.-L. Charvert, et J.-P. Polizzi, *Symp. G, E-MRS, Nice*, 2006.
- [GOL 98] C.L. Goldsmith, Y. Zhimin, S. Eshelman, et D. Denniston, *IEEE Microwave and Guided Wave Letters* **8** (8), 269-271 (1998).
- [GOM 02] T. Gomm, L. L. Howell, et R. H. Selfridge, *J. of Micromechanics Microengineering*, 257-264 (2002).
- [JEN 99] B. D. Jensen, L. L. Howell, et L. G. Salmon, *J. of Mechanical Design* **121**, 416-423 (1999).
- [KRA 01] T. Kramer et O. Paul, *Sensors and Actuators A: Physical* **92** (1-3), 292-298 (2001).
- [KRU 99] E.J.J. Kruglick et K.S.J. Pister, *J. of Microelectromechanical Systems* **8** (3), 264-271 (1999).

- [LET 00] P. Lethbridge, D. Oastergaard, et A. Rao, (2000), <http://ansys.net/ansys/>.
- [LI 04] J. Li, *Electrostatic Zipping Actuators and Their Application to MEMS*, PhD, MIT, 2004.
- [LI 05] J. Li, M.P. Brenner, T. Christen, M.S. Kotilainen, J.H. Lang, et A.H. Slocum, J. of Microelectromechanical Systems **14** (6), 1283-1297 (2005).
- [MAD 97] M. Madou, *Fundamentals of microfabrication*, CRC Press, New York, 1997.
- [MAG 06] [www.magfusion.com](http://www.magfusion.com).
- [MAL 04] C. Malhaire, *Détermination de paramètres physiques de matériaux en films minces par mesures optiques, projet Stressnet*, 2004, Meylan
- [MAL 98] C. Malhaire, *Caractérisation et modélisation de microtransducteurs de pression à hautes performances intégrés sur silicium*, Doctorat, INSA de Lyon, 1998.
- [MEL 05] S. Melle, D. De Conto, D. Dubuc, K. Grenier, O. Vendier, J.-L. Muraro, J.-L. Cazaux, et R. Plana, IEEE Transactions on Microwave Theory and Techniques **53** (11), 3482-3488 (2005).
- [MER 04] D. Mercier, P.L. Charvet, P. Berruyer, C. Zanchi, L. Lapierre, O. Vendier, J.L. Cazaux, et P. Blondy, IEEE MTT-S International Microwave Symposium, 1931-1934 Vol.1933, 2004.
- [MER 04] L.L. Mercado, S.-M. Kuo, T.-Y.T. Lee, et Lianjun Liu, IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies **27** (3), 560-567 (2004).
- [MIL 98] MIL-HDBK-5H, *Metallic materials and elements for aerospace vehicle structure*, 1998.
- [MIT 03] J S. Mitchell, C A. Zorman, T. Kicher, S. Roy, et M. Mehregany, Journal of Aerospace Engineering, 46-54 (2003).
- [MYU 03] N. V. Myung, D. -Y. Park, B. -Y. Yoo, et P. T. A. Sumodjo, J. of Magnetism and Magnetic Materials **265** (2), 189-198 (2003).
- [NLA 03] D. Niarchos, Sensors and Actuators A: Physical **106** (1-3), 255-262 (2003).
- [OHR 92] M. Ohring, *The Material Science of Thin Films*, Academic Press Ltd, 1992.
- [OKA 84] Y. Okada et Y. Tokumaru, J. Appl. Phys. **56** (2), 314-320 (1984).
- [OLI 04] W. C. Oliver et G. M. Pharr, J. of Materials Research, **19** (1), 3-20 (2004).
- [PAP 05] G. Papaioannou, M.-N. Exarchos, V. Theonas, G. Wang, et J. Papapolymerou, IEEE Transactions on Microwave Theory and Techniques **53** (11), 3467-3473 (2005).
- [PAR 00] J.Y. Park, G.H. Kim, K.W. Chung, et J.U. Bu, The XIII<sup>th</sup> Annual Int. Conf. on MEMS 2000, 639-644, 2000.
- [PER 03] D. Peroulis, S. P. Pacheco, K. Sarabandi, et L. P. B. Katechi, IEEE Transactions on microwave theory and techniques, **51** (1), 259-270 (2003).
- [QIU 03] J. Qiu, *An electrothermally-actuated Bistable MEMS Relay for Power Applications*, PhD, MIT, 2003.
- [QIU 05] J. Qiu, J.H. Lang, A.H. Slocum, et A.C. Weber, J. of Microelectromechanical Systems **14** (5), 1099-1109 (2005).
- [QUE 01] L. Que, J.-S. Park, et Y.B. Gianchandani, J. of Microelectromechanical Systems **10** (2), 247-254 (2001).
- [QUE 04] Long Que, K. Udeshi, J. Park, et Y.B. Gianchandani, XVII<sup>th</sup> Int. conf. MEMS, 797-800, 2004.

- [REB 01] G.M. Rebeiz et J.B. Muldavin, IEEE Microwave Magazine **2** (4), 59-71 (2001).
- [REBE 03] G. M. Rebeiz, *RF MEMS theory, Design and Technology*, Wiley, 2003.
- [REC 05] R.A.M. Receveur, C.R. Marxer, R. Woering, V.C.M.H. Larik, et N.-F. deRooij, J. of Microelectromechanical Systems **14** (5), 1089-1098 (2005).
- [ROB 03] P. Robert, D. Saias, C. Billard, S. Boret, N. Sillon, C. Maeder-Pachurka, P.L. Charvet, G. Bouche, P. Ancey, et P. Berruyer, IEEE TRANSDUCERS **1712**, 1714-1717 (2003).
- [ROB 05] P. Robert, Patent No. WO 2005/006364 A1 (20/01/2005 2005).
- [RUA 01] M. Ruan, J. Shen, C.B. Wheeler, J. of Microelectromechanical Systems **10** (4), 511-517 (2001).
- [SAI 00] M.T.A. Saif, J. of Microelectromechanical Systems **9** (2), 157-170 (2000).
- [SAI 03] D. Saias, P. Robert, S. Boret, C. Billard, G. Bouche, D. Belot, et P. Ancey, IEEE J. of Solid-State Circuits **38** (12), 2318-2324 (2003).
- [STO 09] G. Stoney, Proc. Roy. Soc. **A** (82), 172-175 (1909).
- [THO 86] C. Thomsen, H. T. Grahn, H. J. Maris, et J. Tauc, Phys. Rev. B J1 **34** (6), 4129 LP - 4138 (1986).
- [TIM 47] S. Timoshenko et J. M. Gere, *Théorie de la stabilité élastique*, 2e édition, Dunod, Paris, 1947.
- [WIT 06] J.W. Wittwer, M.S. Baker, et L.L. Howell, J. of Microelectromechanical Systems **15** (1), 33-41 (2006).
- [ZAH 79] M. Zahn, *Electromagnetic Field Theory: a problem solving approach*, John Wiley & Sons, New York, 1979.
- [ZHA06] Y. Zhang, G. Ding, H. Wang, S. Fu, et B. Cai, IEEE Trans. on Magnetics **42** (1), 51-55 (2006).
- [ZOU 95] Q. Zou, Z. Li, et L. Liu, Sensors and Actuators A: Physical **48** (2), 137-143 (1995).



## Communications scientifiques

### Congrès et colloques nationaux avec comité de lecture

- *Bistabilité d'une poutre flambée*, G. Fleury, S. Drapier, R. Fortunier, P.-L. Charvet, Septième colloque national en Calcul des structures, Giens 2005, 17-20/05/2005, Giens (Var), France, ISBN 2-7462-1140-8, Vol. 2, pp 279-284.
- *Modélisation analytique et par éléments finis de la bistabilité d'une poutre flambée pour applications microsystèmes*, G. Fleury, S. Drapier, R. Fortunier, P.-L. Charvet, 17ème Congrès Français de Mécanique, 29/08-02/09/2005, Troyes, France.

### Conférences internationales avec comité de lecture

- *Mechanical cross-characterisation of sputtered inconel thin films for MEMS applications*, G. Fleury, C. Malhaire, C. Populaire, M. Verdier, A. Devos, P.-L. Charvet, J.-P. Polizzi, E-MRS, 29/05-02/06/2006 Nice, France (accepté pour publication dans un numéro spécial de Sensors & Actuators B).
- *Design and manufacturing of a bi-stable microswitch*, G. Fleury, P.-L. Charvet, S. Drapier, R. Fortunier, "5th International Conference of the European Society for Precision Engineering and Nanotechnology", 08-11/05/2005 Montpellier, France, ISBN : 92-990035-0-5, Vol. 1, pp 355-358.

### Brevet

- *Dispositif micro-mécanique comportant une poutre mobile*, G. Fleury, P.-L. Charvet, WO 2006/084977 A1.



## **Annexe A : caractérisation des matériaux en couche mince**

Les matériaux en couches minces, d'épaisseur de l'ordre du micromètre, présentent généralement des caractéristiques différentes des matériaux massifs. Les couches minces utilisées au cours de cette thèse, déposées par PECVD (Plasma Enhanced Chemical Vapor Deposition) et par pulvérisation cathodique présentent notamment des contraintes résiduelles, souvent importantes, qui vont varier selon les conditions de dépôt. Par ailleurs, les conditions de dépôt peuvent aussi affecter les modules élastiques des couches minces en modifiant leur microstructure. Dans cette annexe seront présentés les résultats des caractérisations des modules élastiques obtenus par nanoindentation, acoustique pico-seconde et « bulge test ». Ensuite, les résultats de mesure de contrainte obtenus par la méthode de courbure de plaque sur les différents matériaux utilisés pour la fabrication de notre composant seront détaillés. Nous terminerons par une synthèse des paramètres matériaux mesurés et tirés de la littérature.

### ***I. Mesure des coefficients élastiques***

#### **A. La nanoindentation et la stimulation acoustique picoseconde**

##### **1) Principe de la nanoindentation**

La nanoindentation est un procédé permettant de connaître notamment le module d'Young « réduit » ( $E^* = \frac{E}{1-\nu^2}$ ) et la dureté d'une couche mince. Le principe est voisin d'un test de dureté de type Vickers : on vient enfoncer une pointe de forme pyramidale, appelé indenteur Berkovick, dans la couche à caractériser, et on mesure la réaction de la couche à la sollicitation (cf. [OLI 04]).

Pour réaliser nos mesures, nous avons utilisé la méthode de mesure de rigidité en continu, appelée communément CSM pour « Continuous Stiffness Measurement ». Pour ces mesures, un composant piézo-électrique force la pointe à réaliser des oscillations, tout en enregistrant la réponse en temps réel de la couche à caractériser. On a donc un enregistrement en temps réel des courbes de chargement/déchargement, ce qui permet de dissocier plus facilement la rigidité de la couche mince de celle du substrat.

## 2) Principes de la stimulation acoustique picoseconde

La méthode de stimulation acoustique picoseconde permet de remonter aux coefficients élastiques d'une couche mince, si l'on connaît l'épaisseur et la densité de celle-ci. Elle repose sur la mesure de la vitesse acoustique de la couche à caractériser. Pour cela, on envoie un pulse laser ultra rapide (de l'ordre de quelques centaines de GigaHertz), qui va provoquer un échauffement local à la surface du film. Cette impulsion thermique va, par dilatation, être à l'origine d'une onde élastique dont on mesure le temps de parcours entre l'interface film/air et film/substrat. Ce principe est illustré sur la Figure 135, qui contient en outre les valeurs du temps de propagation de l'onde ainsi que sa vitesse pour une épaisseur d'aluminium de 8 nm.

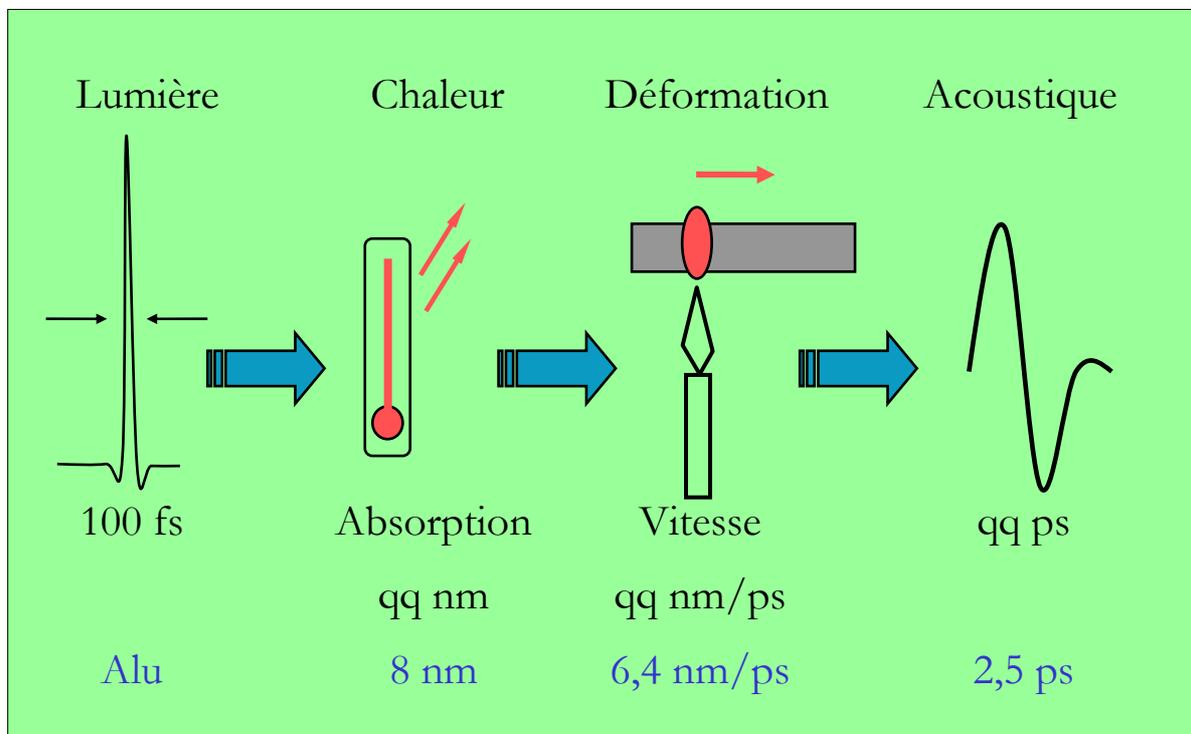


Figure 135 : illustration de la génération d'une onde acoustique par un laser [DEV 04]

Pour détecter l'onde réfléchié, on utilise un deuxième faisceau laser qui va être envoyé sur la surface du matériau à caractériser. Or, l'onde acoustique va provoquer une modification de la réflectivité de la surface, comme détaillé dans [THO 86]. Ce concept est illustré sur la Figure 136, où on voit un faisceau incident qui va créer une impulsion acoustique, et un faisceau sonde qui sera utilisé pour détecter le retour de l'onde acoustique, après sa réflexion sur l'interface entre le film à caractériser et le substrat.

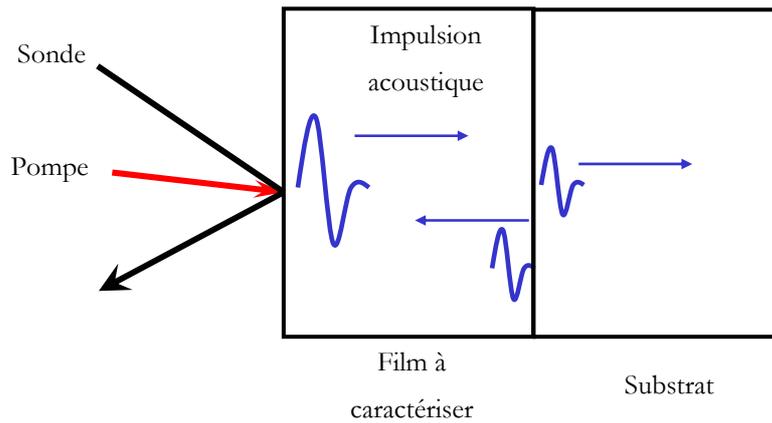


Figure 136 : principe de détection de l'écho acoustique [DEV 04].

Par la détection de ce signal, on peut mesurer le temps de parcours de l'onde acoustique à travers la couche à caractériser. Si l'on connaît l'épaisseur de cette couche, on peut alors déduire la vitesse acoustique de propagation de l'onde. Or, selon [DEV 04], cette vitesse  $v$  est liée au module d'Young  $E$ , au coefficient de Poisson  $\nu$  et à la densité de la couche  $\rho$  par l'équation ( 63) :

$$v = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)\rho}} \quad (63)$$

En connaissant  $v$  et  $\rho$ , on peut donc déduire la valeur du rapport  $\frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)}$ . Ce rapport permet ensuite, comme dans le cas du module réduit déterminé par nanoindentation, d'obtenir une valeur de  $E$ , en prenant une valeur de  $\nu$  connue.

### 3) Caractérisation croisée par acoustique picoseconde et nanoindentation

Les résultats obtenus sur l'inconel par la nanoindentation (M. Verdier, LTPCM, Grenoble) et par acoustique picoseconde (A. Devos, IEMN, Lille) sont regroupés dans le tableau suivant :

	Rapport	Valeur (GPa)
Acoustique picoseconde	$\frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)}$	242
Nanoindentation	$\frac{E}{(1-\nu^2)}$	198

Tableau 24 : comparaison acoustique picoseconde et nanoindentation pour l'inconel

A partir de ces mesures, on peut alors déterminer le couple  $(E, \nu)$  unique qui permet de résoudre le système indiqué par (64):

$$\begin{cases} \frac{E}{(1-\nu^2)} = 198 \text{ GPa} \\ \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} = 242 \text{ GPa} \end{cases} \quad (64)$$

Ce système peut se résoudre graphiquement par exemple. On obtient alors la Figure 137, si l'on trace sur le même graphique, pour ces deux méthodes, le module d'Young en fonction du coefficient de Poisson.

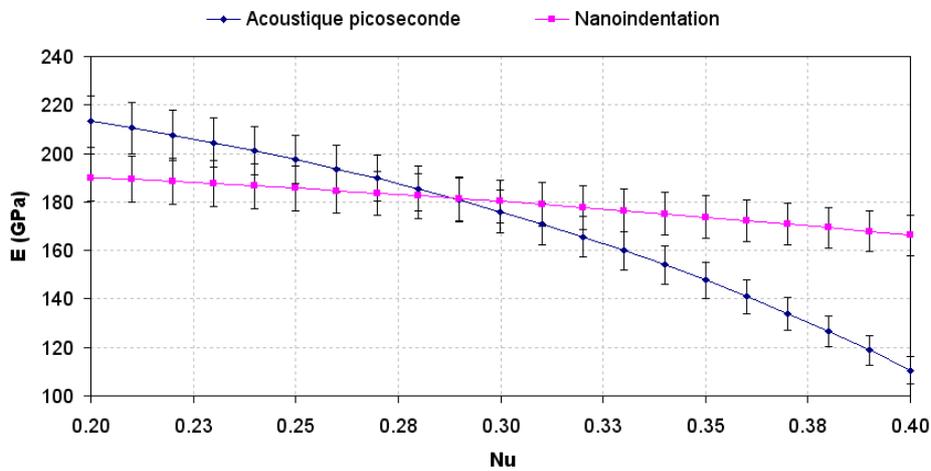


Figure 137 : tracé du module d'Young en fonction du coefficient de Poisson à partir des mesures par nanoindentation et acoustique picoseconde pour l'inconel

On lit alors graphiquement que le couple solution du système est  $(180 \text{ GPa} ; 0,29)$ . Ceci est en bonne adéquation avec les propriétés de l'inconel massif, telles qu'elles sont par exemple données par [MIL 98].

## B. Le test de gonflement (« bulge test »)

### 1) Principe du bulge test

C'est une méthode qui permet de connaître le module d'Young biaxial du matériau que l'on caractérise ainsi qu'une valeur relativement locale de sa contrainte résiduelle (on obtient une valeur moyennée sur l'ensemble de la membrane).

Elle consiste à soumettre une membrane à une pression extérieure connue, et à mesurer la déflexion du centre de cette membrane en fonction de la pression exercée.

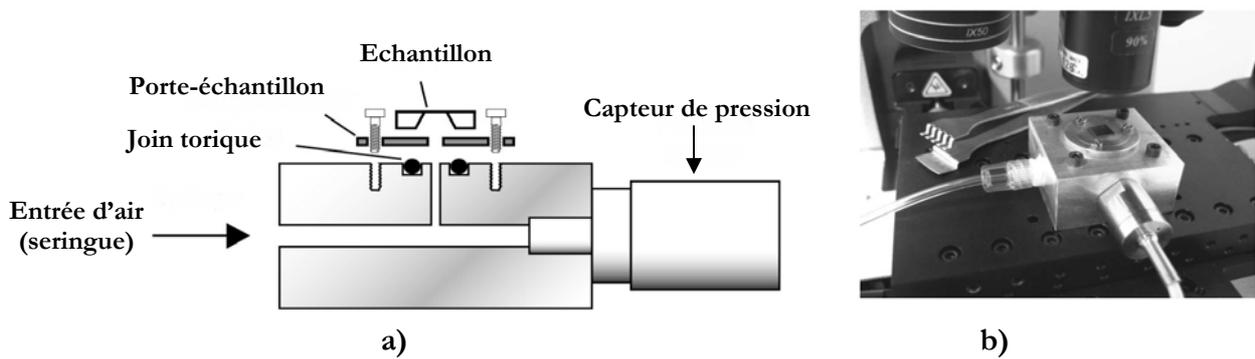


Figure 138 : a) installation de l'échantillon, b) porte échantillon sous interféromètre optique [FLE 06]

Comme décrit sur la Figure 138-a, l'échantillon est placé sur un porte échantillon ; l'étanchéité entre les deux éléments est assurée jusqu'à environ 1 bar par un joint torrique et une colle spéciale. La pression est contrôlée par une seringue pilotée par un pousse-seringue ; la pression est par ailleurs mesurée par un capteur dédié. L'échantillon est ensuite placé sous un profilomètre optique VEECO Wyko NT1100 grâce auquel on mesure précisément et sans contact la déflexion de la membrane en fonction de la pression appliquée.

En traçant le rapport entre la pression appliquée et la déflexion en fonction de la déflexion au carré (Figure 139), on peut alors remonter au module d'Young biaxial et à la contrainte résiduelle de la couche qu'on cherche à caractériser.

## 2) Résultats des caractérisations des membranes rectangulaires en inconel

Pour exploiter les mesures obtenues par la méthode du gonflement, on a utilisé l'équation ( 65) qui exprime la déflexion de la membrane  $h$  en fonction de la pression  $P$ , l'épaisseur  $t$ , la contrainte  $\sigma_0$ , le coefficient de Poisson  $\nu$  et le module d'Young  $E$  du film d'inconel, ainsi que le demi côté de la membrane rectangulaire  $a$ , et des constantes  $C_1$ ,  $C_2(\nu)$  et  $C_3$  qui dépendent de la géométrie et du matériau de la membrane :

$$P = C_1 \frac{t\sigma_0}{a^2} h + C_2(\nu) \frac{E}{(1-\nu)} \frac{t}{a^4} h^3 + C_3 \frac{E}{(1-\nu^2)} \frac{t^3}{a^4} h \quad (65)$$

Cette équation ( 65) est communément utilisée, et est, par exemple, donnée dans [MAL 98]. Dans le cas des membranes d'inconel que nous avons étudiées, on peut négliger le troisième terme de l'équation ( 65) car les épaisseurs utilisées sont relativement faibles (de l'ordre du micromètre), et les contraintes résiduelles, mesurées par ailleurs, relativement élevées. Les deux constantes à déterminer sont donc  $C_1$  et  $C_2(\nu)$ . Dans la littérature, on trouve d'une part que  $C_2$  est

égale à 1,8 ; d'autre part,  $C_1$  varie selon la géométrie et les matériaux des échantillons entre 3,4 et 3,45 ([MIT 03]).

Ces deux constantes ont été calculées plus finement sous ANSYS par C. Malhaire, dans une configuration plus proche de la nôtre, afin de prendre en compte les conditions limites non idéales de notre membrane. Comme indiqué dans [FLE 06], pour notre configuration, nous avons pris les valeurs  $C_1=3,4$  et  $C_2=1,87$ . En utilisant ces coefficients dans l'équation ( 65) ,on peut alors déterminer la contrainte résiduelle  $\sigma_0$  d'une part, et le module d'Young biaxial de l'inconel d'autre part, à partir du tracé du rapport  $(P/h)$  en fonction de  $h^2$ , tel que représenté sur la Figure 139.

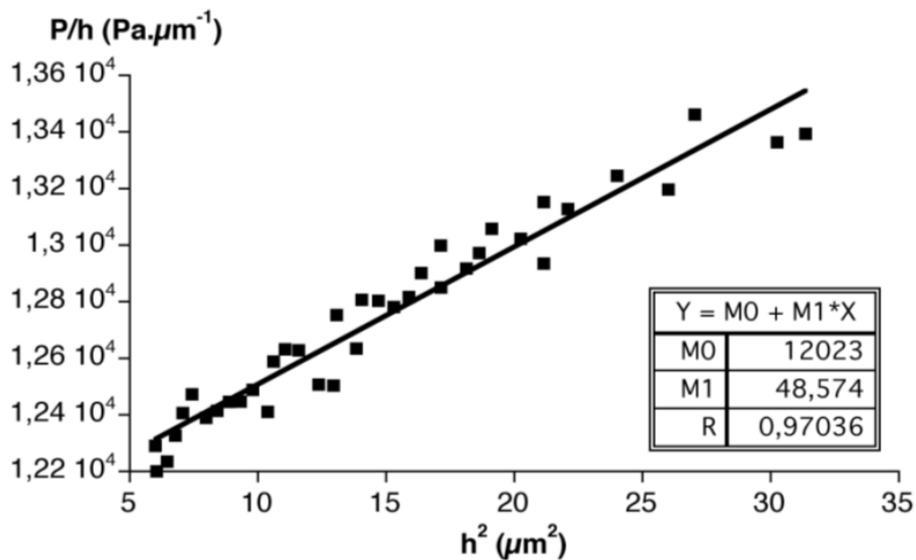


Figure 139 : résultat du bulge test d'une membrane carrée en inconel [FLE 06]

Les paramètres  $M_0$  et  $M_1$  de la régression linéaire de la Figure 139 permettent d'accéder à une valeur de module d'Young biaxial de 237 GPa, et une contrainte résiduelle  $\sigma_0=296$  MPa. Cette valeur de contrainte résiduelle est supérieure à celle que l'on mesure par courbure de plaque (environ 150 MPa), pour une épaisseur de  $1,2 \mu\text{m}$  d'inconel. Il est possible que cette différence provienne du procédé de fabrication de la membrane : l'inconel est en effet chauffé à  $300^\circ\text{C}$  pendant environ 1 heure au cours de la fabrication des membranes. Par ailleurs, lors du collage de la membrane sur le porte-substrat, une petite déformation du substrat qui supporte la membrane peut apparaître, ce qui va légèrement modifier l'état de contrainte du matériau.

On voit enfin que la valeur du module d'Young biaxial trouvée par cette méthode est légèrement inférieure à celle mesurée par acoustique picoseconde et nanoindentation (supérieure à 250 GPa).

## II. Mesure des contraintes par courbure de plaque : principe et résultats

La méthode de courbure de plaque est communément utilisée dans les domaines de la microélectronique et des microsystèmes pour mesurer les contraintes résiduelles. Elle est aussi dénommée « méthode de Stoney » du nom de l'auteur de la relation analytique qui permet de relier le rayon de courbure d'un substrat à la valeur de la contrainte résiduelle d'un film mince déposé sur ce substrat [STO 09]. Pour les mesures que nous avons réalisées, nous avons systématiquement considéré que nous travaillions avec des matériaux isotropes ; les films minces déposés étaient, par ailleurs, toujours nettement moins épais que le substrat de silicium.

### A. Principe de la méthode de Stoney

Cette méthode consiste à mesurer la déflexion résiduelle initiale d'un substrat, puis la flèche sur ce même substrat après le dépôt de la couche dont on veut déterminer la contrainte, comme illustré par la Figure 140 pour le cas d'un matériau en compression.

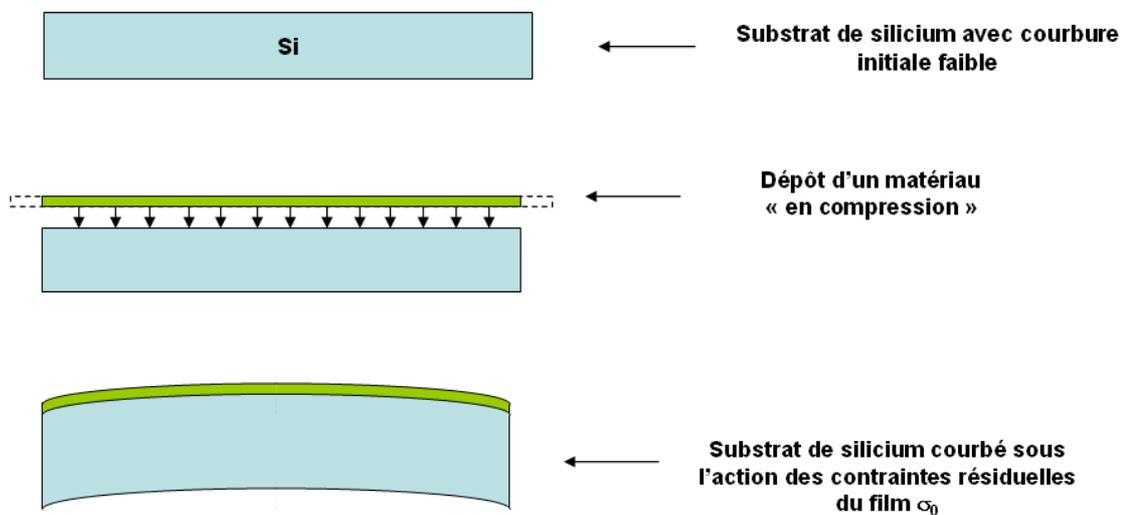


Figure 140 : courbure d'un substrat sous l'action des contraintes résiduelles d'un film mince déposé

La formule de Stoney ( 66), permet de relier la contrainte résiduelle du film  $\sigma$  avec le module d'Young biaxial du substrat  $(E/(1-\nu))_{Si}$ , l'épaisseur du substrat  $b$ , celle du film  $h$ , et le rayon de courbure avant  $R_1$  et après le dépôt  $R_2$ .

$$\sigma = \left( \frac{E}{1-\nu} \right)_{Si} \frac{b^2}{6h} \left( \frac{1}{R_2} - \frac{1}{R_1} \right) \quad (66)$$

Cette expression est particulièrement pratique pour déterminer la contrainte d'un film mince déposé sur un substrat de silicium, puisque le module d'Young biaxial du silicium est bien connu et égal à  $1,805 \cdot 10^{11}$  GPa (pour un substrat orienté selon la direction (100)). Par ailleurs, on voit qu'il n'est pas nécessaire de connaître les coefficients élastiques du film pour déterminer la valeur de la contrainte résiduelle  $\sigma$ .

Le rayon de courbure  $R$  est obtenu à partir de la longueur  $d$  utilisée pour déterminer la flèche du substrat et décrite sur la Figure 141 :

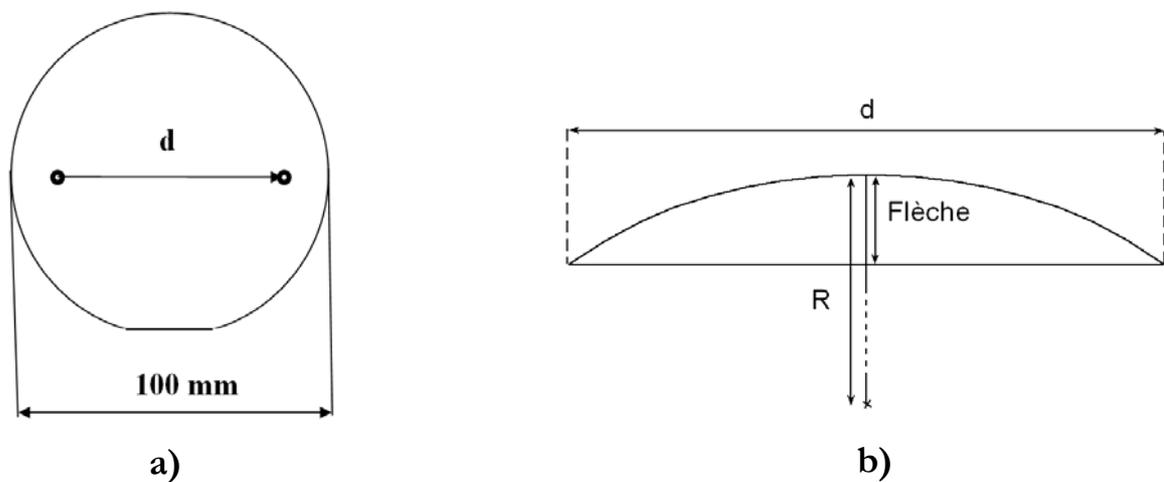


Figure 141 : a) définition de la longueur de mesure  $d$ , et b) schéma de la relation entre  $d$ ,  $R$  et la flèche.

Comme décrit par l'expression (67), qui est valide pour une flèche petite par rapport à la longueur  $d$ , le rayon de courbure  $R$  peut directement se calculer à partir de la mesure de la flèche.

$$R = \frac{Flèche}{2} + \frac{d^2}{8Flèche} \quad (67)$$

Cependant, les profilomètres mécaniques ou optiques modernes calculent directement ce rayon de courbure à partir de la mesure de la flèche. C'est notamment le cas du Tencor P15 qui a été utilisé pour la majorité des mesures de contrainte présentées dans la partie suivante. En revanche, le profilomètre VEECO DEKTAK V200 qui a remplacé le précédent appareil lorsque celui-ci n'était pas disponible, ne proposait pas ce calcul direct du rayon de courbure.

## B. Résultats pour les matériaux utilisés pour le développement du switch bistable

Des mesures de contrainte par la méthode de Stoney présentée dans le paragraphe précédent ont été effectuées sur du nitrure PECVD déposé à haute fréquence (HF) et basse fréquence (LF), du SiO<sub>2</sub> basse fréquence (LF), ainsi que du SiO<sub>2</sub> déposé à « basse température », c'est-à-dire 220°C, et qui est qualifié, à juste titre comme on pourra le voir dans la suite, de faiblement contraint (Low stress).

Type de dépôt	Gamme d'épaisseur (μm)	σ <sub>0</sub> (MPa)
SiO <sub>2</sub> Low stress	0,5 < e < 1,5	-70 ± 10
SiN HF	0,1 < e < 0,5	450 ± 15
Inconel*	0,4 < e < 1,2	150 ± 15 < σ <sub>0</sub> < 350 ± 15
SiN LF	0,4 < e < 1,2	-700 ± 50
Cr/Au	0,6	230 ± 30
SiO <sub>2</sub> LF	0,5 < e < 1,5	-340 ± 30
TiN	0,15	-120 ± 40
Alu	0,5	90 ± 30

\* la valeur de la contrainte diminue avec l'augmentation de l'épaisseur de l'inconel

Tableau 25 : synthèse des mesures de contrainte biaxiale moyenne pour différents dépôts.

Les résultats des mesures présentés ci-dessus ont été obtenus sur plusieurs échantillons. Les incertitudes qui sont mentionnées dans ce tableau ont plusieurs sources, dont notamment les fluctuations du procédé de dépôt utilisé.

On voit dans ce tableau que le SiO<sub>2</sub> déposé à 220°C possède une contrainte relativement faible (-70 MPa) comparée aux autres dépôts. En général, la contrainte biaxiale moyenne des dépôts PECVD utilisés au cours de cette thèse (SiN HF et LF, SiO<sub>2</sub> LF ou « Low stress ») est faiblement influencée par l'épaisseur. En revanche, comme indiquée dans [FLE 06], l'épaisseur d'inconel va avoir une forte influence sur la valeur de sa contrainte. On a ainsi mesuré une contrainte moyenne de 150 MPa pour une épaisseur de 1,2 μm, de 220 MPa pour 0,8 μm, et de 350 MPa pour 0,42 μm.

### III. Synthèse des résultats et comparaison avec la bibliographie

Nous avons rassemblé dans ce paragraphe les différents résultats de caractérisation mécanique obtenus au cours de cette thèse. Ces résultats sont complétés et comparés avec ceux trouvés dans la littérature.

#### A. L'inconel et l'or

Nous avons tout d'abord rassemblé les données de l'inconel dans le Tableau 26, en incluant les données physiques nécessaires à des simulations thermomécaniques complètes.

	E (GPa)	Nu	$\alpha$ ( $10^{-6}/K$ )	K (W/m/°C)	Cp (J/kg/°C)	$\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	T <sub>fusion</sub> (°C)	$\sigma$ (MPa)
Mesures	180	0,29	10					150-350
[MIL 98]	210	0,29	12	14	418			
Constructeur Cible	157		12			8,42	1400	

Tableau 26 : caractéristiques de l'inconel 600 ( $Fe_{14}Ni_{80}Cr_6$ )

Les données indiquées sur le Tableau 26 montrent qu'il y a une certaine dispersion des coefficients élastiques, selon la « source » que l'on utilise. Les valeurs que l'on a mesurées sont cohérentes avec celles données par le constructeur de la cible et par [MIL 98], dans la mesure où le procédé de mise en forme a une grande importance sur les propriétés mécaniques du film.

Le Tableau 27 ci-dessous regroupe les propriétés de l'or telles qu'elles sont proposées par le constructeur de la cible ; le coefficient de dilatation a toutefois été mesuré, et atteint des valeurs légèrement plus élevées que le coefficient proposé par le constructeur.

	E (GPa)	Nu	$\alpha$ ( $10^{-6}/K$ )	K (W/m/°C)	Cp (J/kg/°C)	$\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	T <sub>fusion</sub> (°C)	$\sigma$ (MPa)
Constructeur cible	80	0,4	20*	320	129	19,3	1070	230*

Tableau 27 : propriétés de l'or (\* : mesuré au LETI)

## B. Les dépôts SiO<sub>2</sub> et SiN PECVD

Dans la littérature, le coefficient de Poisson généralement admis pour le SiN et SiO<sub>2</sub> PECVD est 0,25 ([KRA 01] et [CAR 96]). En prenant cette valeur, on peut corriger les modules d'Young donnés figurant dans [DEC04], et on trouve les valeurs rassemblées dans le Tableau 28 ci-dessous :

	E (GPa)	Nu	$\alpha$ (10 <sup>-6</sup> /K)	K (W/m/°C)	C <sub>p</sub> (J/kg/°C)	$\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	$\sigma$ (MPa)
SiO <sub>2</sub> « Low stress »	90	0,25	0,5	1.4	710	2,2	-70
SiO <sub>2</sub> LF	80	0,25	0,5	1.4	710	2,2	-340
SiN PECVD LF	170	0,25	3.4	7.1	690	2,5	-760
SiN PECVD HF	160	0,25	3.4	7.1	690	2,5	450

Tableau 28 : propriétés de films PECVD utilisés dans ce travail

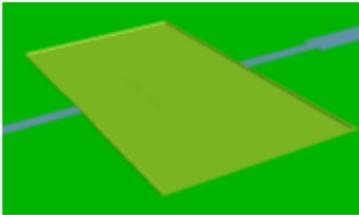
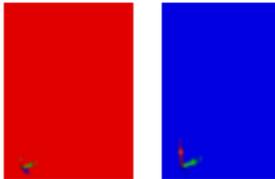
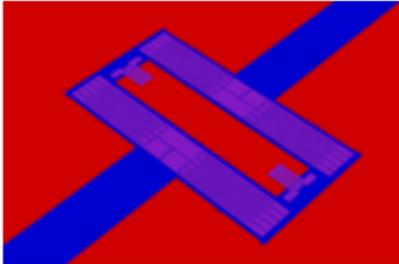
Les propriétés physiques des films minces sont très dépendantes des conditions de dépôt ; comme les mesures de ces propriétés sont assez délicates, les valeurs rassemblées dans le Tableau 28 permettent seulement une description quantitative approximative des différents matériaux. Les modules d'Young ont été déterminés par nanoindentation, et les contraintes résiduelles par la méthode de Stoney. En revanche, les autres valeurs sont celles communément utilisées pour les dépôts SiN et SiO<sub>2</sub> par PECVD.

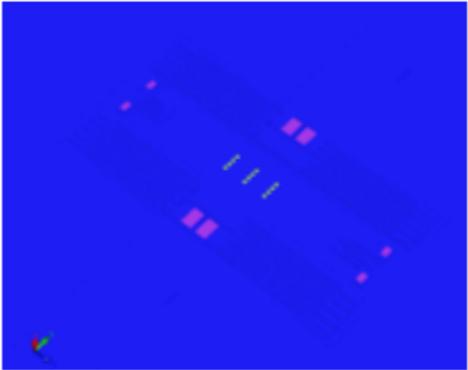
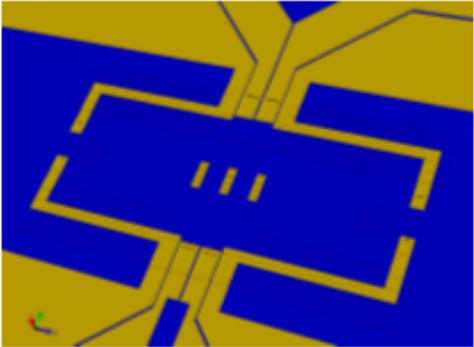
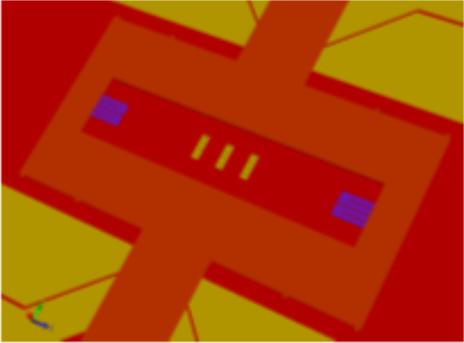
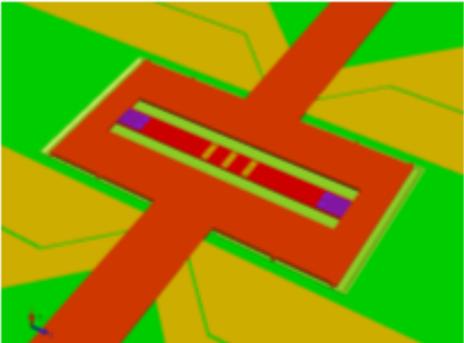
## Bibliographie de l'annexe A

- [CAR 96] G. Carlotti, L. Doucet, M. Dupeux, J. Vac. Sci. Technol. B **14** (6), 3460-3464 (1996)
- [DEC04] F. De Crécy, *round Robin Tests de STRESSNET*, Meylan, 2004
- [DEV 04] A. Devos, *Acoustique Picoseconde*, Meylan, 2004
- [FLE 06] G. Fleury, C. Malhaire, C. Populaire, M. Verdier, A. Devos, P.-L. Charvet, J.-P. Polizzi, Symp. G, E-MRS, Nice, 2006
- [KRA 01] T. Kramer, O. Paul, Sensors and Actuators A: Physical **92** (1-3), 292-298 (2001)
- [MAL 98] C. Malhaire, Doctorat, INSA de Lyon, 1998
- [MIL 98] MIL-HDBK-5H, *Metallic materials and elements for aerospace vehicle structure* (1998)
- [MIT 03] J S. Mitchell, C Zorman, T. Kicher, S. Roy, J. of Aero. Eng., 46-54 (2003)
- [OLI 04] W. C. Oliver, G. M. Pharr, J. of Materials Research, **19** (1), 3-20 (2004)
- [STO 09] G. Stoney, Proc. Roy. Soc. **A** (82), 172-175 (1909)
- [THO 86] C. Thomsen, H. T. Grahn, H. J. Maris, J. Tauc, PRB **34** (6), 4129 - 4138 (1986)



## Annexe B : process-flow de la variante de type 3

<p><b>Etapes 1 à 9</b></p> <p><b>Litho CROIX et ENCAST</b></p> <p><b>1-4</b> : litho CROIX, gravure du substrat (0,2 µm) en sec pour réaliser les croix d'alignement</p> <p><b>5-7</b> : litho ENCAST, gravure du substrat (10 µm maximum) pour réaliser les encastréments.</p> <p><b>8-9</b> : mesure, stripping</p>		
<p><b>Etape 10</b></p> <p><b>10</b> : dépôt SiO<sub>2</sub> (four TTH)</p>		
<p><b>Etapes 11 à 15</b></p> <p><b>Litho PIST_B</b></p> <p><b>11</b> : dépôt Ti/Au</p> <p><b>12-13</b> : litho PIST_B, gravure humide de l'or, stripping</p> <p><b>14-15</b> : gravure sèche du Ti (Au comme masque)</p>		
<p><b>Etapes 16 à 17</b></p> <p><b>Litho SACR_R</b></p> <p><b>16-17</b> : dépôt de la résine sacrificielle, litho SACR_R et recuit de la résine qui sert de couche sacrificielle</p>		
<p><b>Etapes 18 à 21</b></p> <p><b>18-19</b> : flash O<sub>2</sub> 1 min, dépôt SiO<sub>2</sub> PECVD</p> <p><b>20</b> : Mesure</p> <p><b>21</b> : dépôt SiN PECVD</p>		
<p><b>Etapes 22 à 25</b></p> <p><b>Litho DIEL_2 et RES_2</b></p> <p><b>22-24</b> : litho DIEL_2, gravure sèche du SiN, stripping</p> <p><b>25-25</b> : dépôt inconel, litho RES_2, gravure inconel, stripping</p>		

<p>29</p> <p>30</p> <p>31-32</p>	<p><b>Etap es 29 à 32</b></p> <p><b>Litho VIA_CO</b></p> <p>: dépôt SiN PECVD</p> <p>: litho VIA_CO</p> <p>: gravure sèche des deux couches de SiN et de la couche de SiO<sub>2</sub> au niveau des contacts ; au niveau des vias, on s'arrête sur l'inconel; stripping</p>	
<p>33-34</p> <p>35-36</p> <p>37</p>	<p><b>Etap e 33 à 37</b></p> <p><b>Litho CONN_H</b></p> <p>: dépôt Cr/Au, litho CONN_H</p> <p>: gravure humide de l'or et du chrome, stripping POS-LE (sans US)</p> <p>: contrôle Ohmicité de la jonction par filière</p>	
<p>35</p> <p>39-41</p> <p>42</p> <p>43</p>	<p><b>Etap es 35 à 43</b></p> <p><b>Litho DIEL_2</b></p> <p>: dépôt d'une troisième couche de SiO<sub>2</sub></p> <p>: litho DIEL_2, gravure sèche, du SiO<sub>2</sub> du haut, et du SiN; on s'arrête sur le niveau SiO<sub>2</sub> de la poutre</p> <p>: mesure de l'épaisseur de SiO<sub>2</sub> restant</p> <p>: stripping</p>	
<p>44-45</p> <p>46</p>	<p><b>Etap es 44 à 46</b></p> <p><b>Litho POUTRE</b></p> <p>: litho POUTRE, suivie d'une gravure sèche du SiO<sub>2</sub> et qui débouche sur la résine sacrificielle</p> <p>: on réalise le stripping et l'élimination de la résine sacrificielle par un plasma micro-ondes N<sub>2</sub>O.</p>	

**Order number:** 433 MI

**Gatien Fleury**

**Title :**

**Study, design and fabrication of a bistable MEMS switch with mechanical latching**

**Speciality :**

Mechanics and Engineering

**Keywords :**

MEMS, micro-technologies, switch, bistable, buckling, analytic model, FEM, ANSYS

**Abstract :**

Within the literature, bistable MEMS switches, that don't need any external power supply to stay in any one of their latched states, usually have a lateral contact. The metallization of this kind of contact is still nowadays a technological challenge. This work describes a switch comprising an electrical contact of plane type. Since their metallization is easier, these contacts usually exhibit a better electric resistance than devices comprising a lateral contact.

The design of the bistable device proposed in this work is based on the residual stress of silicon dioxide thin films. The bistable system is obtained through the buckling of a silicon dioxide beam through this residual stress.

An analytical model of a beam subjected to an axial stress is developed. It establishes a relation between the properties of the beam (Young modulus, thickness, length and residual stress) and the contact force on one hand, and with the length of the zone of bistability of the switch on the other hand. Good adequacy is found between this analytical model and a model developed with the FEM software ANSYS.

The fabrication process of the MEMS prototypes includes fifty technological steps performed with nine photolithographic levels. The device is actuated through thermal actuators made up of inconel. The powers needed for the transition from the bottom to the top position of stability and vice-versa are respectively 235 and 480 mW.

This work shows the technological feasibility of a mechanically bistable MEMS switch, which relies on the residual stress of thin films. To improve these prototypes, we propose to focus future work on the actuation system and the integration of the device with its silicon package.

**N° d'ordre :** 433 MI

**Gatien FLEURY**

**Titre de la thèse :**

**Etude, conception et réalisation en technologie MEMS d'un commutateur  
mécaniquement bistable**

**Spécialité :**

Mécanique et ingénierie

**Mots clefs :**

MEMS, micro-technologies, switch, bistable, flambage, modèle analytique, FEM, ANSYS

**Résumé :**

Les commutateurs mécaniquement bistables présentés dans la littérature possèdent généralement un contact électrique de type latéral ; la métallisation de ce type de contact se heurte à de nombreuses difficultés. Ce travail présente un composant comportant un contact de type plan, gage d'une meilleure résistance électrique que les composants possédant un contact de type latéral dans la mesure où la métallisation y est plus aisée.

Nous proposons une architecture de commutateur bistable, c'est-à-dire ne consommant pas d'énergie en position de fonctionnement, qui repose sur la mise en compression d'une poutre de silice par les contraintes résiduelles de ce matériau. Un système bistable est ainsi obtenu grâce au flambage de cette poutre par ces contraintes résiduelles.

Un modèle analytique d'une poutre soumise à une contrainte axiale est développé. Il permet de relier les propriétés de la poutre (son module d'Young, son épaisseur, sa longueur et ses contraintes résiduelles) avec la force de contact d'une part et la longueur de la zone de bistabilité d'autre part. Une bonne adéquation est trouvée entre ce modèle analytique et un modèle éléments finis développé sous ANSYS.

Pour fabriquer ce composant, nous avons développé et utilisé un procédé comportant neuf niveaux de photolithographie, et se déroulant sur une cinquantaine d'étapes technologiques. La mise en mouvement du composant se fait à l'aide d'actionneurs thermiques réalisés en inconel. La puissance mise en œuvre pour la transition de la position de stabilité du haut à celle du bas est de 235 mW, celle pour le passage de la position stable du bas à celle du haut nécessite 480 mW.

Nous montrons dans ce travail la faisabilité technologique d'un switch MEMS mécaniquement bistable dont la fabrication repose sur les contraintes résiduelles des couches minces. Pour améliorer ces prototypes, nous proposons de travailler sur le système d'actionnement, et sur l'intégration du composant avec son packaging.