

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC EN ABITIBI TÉMISCAMINGUE
ÉCOLE DE GÉNIE

ÉTUDE THERMOMÉCANIQUE ET PROPRIÉTÉS DE RUPTURE D'UNE MEMBRANE
MOBILE D'UN CAPTEUR DE PRESSON PIÉZORÉSISTIF À BASE DE SILICIUM

MÉMOIRE
PRÉSENTÉ
COMME EXIGENCE PARTIELLE
DE LA MAÎTRISE EN INGÉNIERIE

PAR

Mohamed Cherif Ben Romdhane

Juillet 2019



BIBLIOTHÈQUE

Cégep de l'Abitibi-Témiscamingue
Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue

Mise en garde

La bibliothèque du Cégep de l'Abitibi-Témiscamingue et de l'Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue a obtenu l'autorisation de l'auteur de ce document afin de diffuser, dans un but non lucratif, une copie de son œuvre dans Depositum, site d'archives numériques, gratuit et accessible à tous.

L'auteur conserve néanmoins ses droits de propriété intellectuelle, dont son droit d'auteur, sur cette œuvre. Il est donc interdit de reproduire ou de publier en totalité ou en partie ce document sans l'autorisation de l'auteur.

Warning

The library of the Cégep de l'Abitibi-Témiscamingue and the Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue obtained the permission of the author to use a copy of this document for non-profit purposes in order to put it in the open archives Depositum, which is free and accessible to all.

The author retains ownership of the copyright on this document. Neither the whole document, nor substantial extracts from it, may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

BIBLIOTHÈQUE

Cégep de l'Abitibi-Témiscamingue
Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue

Mise en garde

La bibliothèque du Cégep de l'Abitibi-Témiscamingue et de l'Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue a obtenu l'autorisation de l'auteur de ce document afin de diffuser, dans un but non lucratif, une copie de son œuvre dans Depositum, site d'archives numérique, gratuit et accessible à tous.

L'auteur conserve néanmoins ses droits de propriété intellectuelle, dont son droit d'auteur, sur cette œuvre. Il est donc interdit de reproduire ou de publier en totalité ou en partie ce document sans l'autorisation de l'auteur.

Warning

The library of the Cégep de l'Abitibi-Témiscamingue and the Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue obtained the permission of the author to use a copy of this document for non-profit purposes in order to put it in the open archives Depositum, which is free and accessible to all.

The author retains ownership of the copyright on this document. Neither the whole document, nor substantial extracts from it, may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

REMERCIEMENTS

Au terme de ce mémoire, je tiens tous d'abord à remercier tout particulièrement mon directeur de recherche, Monsieur **Hatem Mrad**, professeur-chercheur à l'Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue, pour l'orientation, la confiance, la patience qui ont constitué un apport considérable sans lequel ce travail n'aurait pas pu être mené au bon port. Il a mis à ma disposition toutes les conditions nécessaires à la réalisation de ce projet de recherche. Je lui suis infiniment reconnaissant pour sa confiance qui ne s'est jamais démentie.

Je remercie également mes codirecteurs de recherche Monsieur **Fouad Erchiqui**, professeur chercheur à l'École de génie de l'UQAT pour son aide et son soutien et professeur **Ridha Ben Mrad** directeur scientifique du 'Mechatronics and Microsystems Design Laboratory' (MMDL) à l'université de Toronto, pour son accueil au sein de son laboratoire.

Je remercie professeur **Ahmed KOUBAA**, directeur scientifique du laboratoire de biomatériaux à l'Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue, et son équipe pour la confiance qu'ils m'ont accordée et m'avoir donné l'opportunité de faire mes essais expérimentaux au sein de leur laboratoire.

Je tiens aussi à remercier tous mes collègues ayant contribué de près ou de loin au projet de maîtrise et plus spécifiquement mes parents, ma famille et mes amis pour leur respect et le support moral, qui contribuent grandement à ma réussite.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS	II
TABLE DES MATIÈRES	III
LISTE DE FIGURES.....	VI
LISTE DES TABLEAUX.....	IX
RÉSUMÉ	X
ABSTRACT.....	XI
INTRODUCTION	1
1. Revue de littérature	5
1.1 Technologie des MEMS	5
1.2 Modes de défaillances	6
1.2.1 Mécanismes de défaillance d'origine mécanique	7
1.2.2 Mécanismes de défaillance d'origine électrique.....	8
1.2.3 Mécanismes de défaillance d'origine chimique.....	8
1.3 Matériaux composant les MEMS	11
1.4 Purification du silicium	12
1.5 Concept de pression.....	15
1.6 Capteurs de pression piézorésistifs.....	17
1.6.1 Principe de fonctionnement	19
1.6.2 Fabrication des capteurs de pression piézorésistive	20
1.7 Propriétés de la membrane mobile	23
1.7.1 Propriétés mécaniques et cristallographiques	23
1.7.2 Étude de comportement élastique du silicium	25

1.8	Fracture du silicium.....	30
1.9	Structure et caractéristiques des jauges	32
1.10	Conclusion	34
2.	Modélisation mathématique et dépendance thermique.....	37
2.1	Hypothèse de la théorie	37
2.2	Calcul du déplacement et de la contrainte de la membrane	39
2.3	Dépendance de température	42
2.3.1	Effets de la température sur les constantes élastiques	42
2.3.2	Conductivité thermique, diffusivité et chaleur spécifique	43
2.3.3	Dilatation thermique	44
2.3.4	Émissivité.....	45
2.3.5	Calcul de la dureté	45
2.4	Calcul de sensibilité et la non-linéarité d'un capteur piézorésistif.....	46
2.5	Conclusion.....	49
3.	Étude expérimentale.....	52
3.1	Généralités	52
3.2	Description du procédé.....	53
3.3	Dispositif expérimental	54
3.3.1	Module de fixation et chauffage	54
3.3.2	Module de transmission de la pression	56
3.3.3	Système d'acquisition	57
3.4	Paramètre d'essais	58
3.5	Essais préliminaires	60

3.6	Déroulement de l'expérience.....	62
3.7	Mesure et résultats expérimentaux.....	64
3.8	Conclusion et observation	68
4.	Simulations numériques.....	71
4.1	Simulation d'une membrane carrée de dimensions réelles	72
4.2	Simulation de fracture et de comportement thermomécanique.....	79
4.3	Résultats de la simulation et comparaison avec l'expérimental.....	83
5.	Conclusion et perspectives	88
5.1	Conclusion générale	88
5.2	Perspectives et travaux futurs	90
	RÉFÉRENCES.....	91

LISTE DE FIGURES

Figure 1.1 : Prise réelle d'un MEMS	5
Figure 1.2 : Localisation des différentes MEMS dans une voiture (Mobile, 2016).....	6
Figure 1.3 : Stiction sur les poutres des MEMS	8
Figure 1.4: Synthèses des différentes défaillances observées sur les MEMS.....	10
Figure 1.5 : Buse d'imprimante à jet d'encre.....	11
Figure 1.6 : EG-Si récupéré sous différentes formes à l'issue : a- du procédé Siemens, ou b- du dépôt de silicium sur poudre en lit fluidisé (Development).....	14
Figure 1.7 : Image simplifiée d'un réacteur à lit fluidisé (Wikipédia).....	14
Figure 1.8 : Jauge de McLeod (Wikipedia)	16
Figure 1.9 : Disposition de base pour la mesure de pression différentielle	18
Figure 1.10 : Schéma en coupe d'un capteur piézorésistif (Li et al., 2012)	19
Figure 1.11 : Schéma de principe du positionnement des jauges piézorésistives.....	20
Figure 1.12 : Procédé d'élaboration des membranes de silicium(Poilâne, 1998).....	21
Figure 1.13 : Structure cristalline des matériaux CFC. (Wikipédia)	23
Figure 1.14 : Orientation typique cristalline du Silicium	24
Figure 1.15 : Orientation d'un wafer dans la maille cristalline. a- wafer <110>,.....	25
Figure 1.16 : Effet de l'orientation dans la direction X de : a- module de Young b- le coefficient du Poisson	26
Figure 1.17 : Paramétrage des axes dans le plan (111).....	29
Figure 1.18 : Fissurations et motifs reflétant la propagation des fissures le long du plan de clivage.(Hertzberg. Richard W, 1996)	32
Figure 1.19 : Multiples « Chervon » émanant de l'origine du crack.	32
Figure 1.20 : Représentation typique d'une jauge en polysilicium	33
Figure 1.21 : Orientation des résistances sur la surface de la membrane	34
Figure 2.1 : Plaque rectangulaire soumise à une déflexion.....	38
Figure 2.2 : Variation de la dilatation thermique en fonction de la température	45
Figure 2.3 : Disposition des résistances sur la membrane d'un capteur de pression ..	46

Figure 3.1 : Prise réelle de l'échantillon.....	53
Figure 3.2 : Ensemble de maintien de la membrane.....	55
Figure 3.3 : Vue d'ensemble de la station Zwick.....	56
Figure 3.4 : Installation du dispositif expérimental.....	57
Figure 3.5: Destruction de l'échantillon.....	60
Figure 3.6: Placement d'un papier cartonné sur le support.....	61
Figure 3.7: Fracture du copeau.....	61
Figure 3.8 : Disposition de l'échantillon sur le support par rapport à l'orientation. ..	63
Figure 3.9 : Variation de la déflexion en fonction de température.....	65
Figure 3.10 : Écart entre les courbes de déplacement.....	66
Figure 3.11 : Variation de module de Young en fonction de la température.....	68
Figure 4.2 : Plaque carrée : a) Maillage de l'échantillon, b) Distributions des déplacements (μm).....	73
Figure 4.3 : Variation du déplacement en fonction de la température.....	73
Figure 4.4 : Variation de la contrainte longitudinale en fonction de la température ..	74
Figure 4.5 : Variation du déplacement en diminuant la valeur de E_x de 10 %.....	75
Figure 4.6 : Variation de la contrainte longitudinale en diminuant E_x de 10 %.....	76
Figure 4.7 : Évolution du pourcentage de déplacement en fonction des variations du module de Young et de la température ($P = 1\text{MPa}$).....	77
Figure 4.8: Pression répartie sur la plaque carrée.....	78
Figure 4.9 : Déflexion de l'échantillon carrée.....	78
Figure 4.10 : Modélisation sur SolidWorks des pièces.....	79
Figure 4.11 : Conductivité thermique du silicium en fonction de la température (Hull, 1999).....	80
Figure 4.13 : Maillage de l'échantillon.....	81
Figure 4.14 : Orientation de l'échantillon et du maillage 0° et 45°	81
Figure 4.15 : Encastrement de l'échantillon sur Abaqus.....	82
Figure 4.12: Simulation à la fracture.....	83
Figure 4.16 : Réaction sur la surface de l'échantillon.....	84

Figure 4.17 : Déplacement à 45° pour : a- 25°C et b- 80°C	84
Figure 4.19 : Résultats de la simulation et la tendance thermomécanique avec les résultats expérimentaux.....	85

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1.1 : Caractérisation mécanique des matériaux présentent dans un MEMS .	12
Tableau 1.2 : Fabrication de la membrane mobile des capteurs de pression piézorésistive.....	22
Tableau 1.3 : Valeurs d'élasticité pour le calcul FEM.....	27
Tableau 1.4 : Coefficient piézorésistif du polysilicium.....	33
Tableau 1.5 : Coefficients piézorésistifs selon la configuration des jauges	34
Tableau 2.1 : Coefficient d'élasticité thermique des constantes élastiques	42
Tableau 2.2 : Conductivité thermique du silicium monocristallin (k), Diffusivité (D) et la chaleur spécifique (Cp)	44
Tableau 3.1 : Propriétés de l'échantillon réel.	54
Tableau 3.2: Caractéristique de l'aluminium 606-T6	55
Tableau 3.3: Programmation de la machine.....	58
Tableau 3.4 : Déplacement en fonction de la température à 0° :	64
Tableau 3.5 : Déplacement en fonction de la température à 45° :	64
Tableau 3.6 : Coefficients du tenseur de la souplesse en fonction de la température.	67
Tableau 3.7 : Valeurs théoriques des modules de Young de silicium en fonction de la température.....	67
Tableau 4.1 : Résultats de simulations.....	85

RÉSUMÉ

La conception et l'optimisation des performances d'un capteur de pression piézorésistif impliquent non seulement l'étude des propriétés piézorésistives du polysilicium, mais aussi l'analyse du comportement thermomécanique de sa partie interne la plus sensible. Ce travail se concentre sur une étude analytique, numérique et expérimentale d'une plaquette (wafer) de silicium utilisé dans un capteur de pression. Une étude thermomécanique a été réalisée pour évaluer les effets de la température et de l'orientation du matériau sur la déflexion et les modes de défaillance de la membrane en silicium (fracture). Deux orientations extrêmes ont été retenues soit 0° et 45° . L'approche analytique choisie est basée sur la théorie de Kirchhoff dans laquelle une membrane carrée en silicium est soumise à une pression distribuée sur toute sa surface. Les simulations thermomécaniques et l'analyse des fractures sont effectuées à l'aide du logiciel Abaqus. Une technique thermomécanique expérimentale a été mise en œuvre pour déterminer la déflexion maximale des plaquettes et son effet sur l'amorçage des fissures et de fracture. Des essais de déflexion ont été réalisés sur des échantillons de silicium dopés au Bore. Les valeurs de déflexion sont mesurées pour chaque température appliquée dans l'intervalle 20 à 80 °C. Des essais préliminaires ont été effectués pour déterminer l'impact de la température et de l'orientation des plaquettes de silicium sur la déflexion maximale en cas de fracture. Les résultats de l'essai ont confirmé que le mode de défaillance est fragile et suit pour chaque cas les orientations cristallines. De plus, à 80 °C, les essais expérimentaux ont démontré que la fracture se produit à peu près à 389 μm de déflexion lorsque l'échantillon est orienté à 45° .

Mots clés : Capteurs, Pression, Silicium, Thermomécanique, Déflexion, Propriétés mécaniques, Orientations des cristaux, Fiabilité.

ABSTRACT

The design and optimization of the performance of a piezoresistive pressure sensor involves not only the study of the piezoresistive properties of polysilicon but also the analysis of the thermomechanical behaviour of its most sensitive inner part. This work focuses on an analytical, numerical and experimental study of a silicon wafer used in a pressure sensor. A thermomechanical study was conducted to evaluate the effects of temperature and material orientation on the deflection and failure mode of the silicon membrane (fracture). Two extreme orientations were chosen, namely 0° and 45° . The analytical approach chosen is based on Kirchhoff's theory in which a square silicon membrane is subjected to a pressure distributed over its entire surface. Thermomechanical simulations and fracture analysis are performed using the Abaqus software. An experimental thermomechanical technique was used to determine the maximum platelet deflection and its effect on crack initiation and fracture mode. Deflection tests were carried out on the Zwick station using a boron-doped platelet. The deflection values are measured for each applied temperature. Preliminary tests were performed to determine the impact of temperature and wafer orientation on maximum deflection in the event of a fracture. The test results confirmed that the failure mode is very brittle and follows crystal orientations each time. In addition, at 80°C , the fracture occurs almost at $389\ \mu\text{m}$ displacement when sample is oriented at 45° .

Keywords: Sensors, Pressure, Silicon, Thermomechanical, Deflexion, Mechanical properties, Crystal orientations, Reliability.

INTRODUCTION

Les avantages des microsystemes intégrés au silicium sont bien établis. Leur petite taille les rend intéressantes pour le contrôle des moteurs, actionneurs et capteurs, etc. Dans les applications automobiles, aéronautiques et biomédicales. L'utilisation des techniques de microélectronique permet d'obtenir de faibles coûts unitaires pour la production de masse. L'affinité matérielle de ces capteurs avec des circuits microélectroniques ordinaires permet de combiner l'électronique de traitement du capteur et du signal sur la même puce : correction des dérives thermiques (CRAZZOLARA, 1992), amplification (TANIGAWA, 1985), conditionnement (CANE, 1995).

Dans le domaine de l'évaluation de la pression, les chercheurs actuels, des industriels et des laboratoires portent leurs attentions sur le développement de microtransducteurs à hautes performances intégrés sur le silicium. Les capteurs de pression ainsi que les capteurs de température, d'accélération, de débit et les capteurs intégrés sur silicium sont les plus commercialisés (MIDDELHOEK, 1994). En effet, beaucoup d'applications particulières comme les systèmes embarqués en aéronautique, biomédicaux et pétroliers demandent des capteurs avec des précisions allant jusqu'à 10^{-4} pouvant fonctionner à des températures supérieures à 200 °C ou dans des milieux chimiquement agressifs (MANDLE, 1995; MAUDIE, 1995). L'évolution de tels capteurs, bien qu'il repose sur des différentes structures (piézorésistives, capacitives), sollicite l'analyse des différents procédés issue de la microélectronique ainsi que la compréhension et la modélisation des propriétés thermoélectromécaniques des composants mobiles et en déformation. Cette perception se pose au fait qu'il n'existe pas encore de manières de caractérisation normalisées des matériaux utilisés (OBERMEIER, 1997).

L'objectif ce travail est de développer et valider expérimentalement un modèle de simulation par éléments finis du comportement thermomécanique de membranes de silicium soumis à une pression utilisée comme corps d'épreuve de microcapteurs de pression, tout en variant la direction $\langle 110 \rangle$ (direction $\langle 110 \rangle$ à 0° et 45°).

Pour cela, une étude sur l'effet de l'orientation sur les propriétés mécaniques élastiques (Module de Young et coefficient de Poisson) et sur la déflexion de la membrane est faite.

Puis le problème se ramène à la modélisation et la simulation de phénomène de la fracture de silicium et validation expérimentale dont un modèle est développé et qui prend compte des propriétés thermomécaniques et de la rupture de la membrane en silicium sous l'effet de l'orientation cristalline. À la fin, valider expérimentalement le comportement thermomécanique de la membrane et sa déflexion maximale à la rupture.

Les essais expérimentaux consistent à assimiler l'échantillon (de diamètre 50 mm et d'épaisseur 279 μm) à une membrane carrée en le fixant sur un support usiné à l'interne pour évaluer la déflexion en fonction de la température et la direction $\langle 110 \rangle$ tout en gardant la pression inchangée.

Le chapitre 1 présente la revue de littérature pour ce mémoire où est rappelée l'architecture des MEMS en général, leurs matériaux principaux et leurs modes de défaillance, puis on présente le principe de fonctionnement d'un capteur de pression piézorésistif et sa fabrication. Cela étant, on cite les principales propriétés mécaniques et thermiques de la membrane mobile en silicium utilisé lors de la fabrication des capteurs.

Avant de présenter l'étude de fracture de silicium, le calcul de la sensibilité et la non-linéarité d'un capteur de pression sont développés, qui sont les principales caractéristiques pour ce genre de capteur.

Le chapitre 2 est dédié à la modélisation mathématique et la dépendance thermique qui décrit le déplacement et les contraintes au bord d'une plaque mince soumise à une pression tout en respectant l'hypothèse utilisée. Puis, les constantes élastiques du silicium, leurs propriétés et leurs dépendances vis-à-vis la température sont exprimées.

À la fin de ce chapitre, les grandeurs caractéristiques d'un capteur de pression qui sont la sensibilité et la non-linéarité sont présentées.

La description et le déroulement ainsi que le matériel utilisé lors de cette étude seront présentés dans le chapitre 3 juste avant les mesures et les résultats expérimentaux.

Le chapitre 4 est consacré à la modélisation et la simulation numérique, où un modèle est défini. Les propriétés des matériaux utilisés et les conditions aux limites sont prises en compte pour donner ensuite les résultats obtenus à la fin.

Chapitre 1

Revue de littérature

1. Revue de littérature

1.1 Technologie des MEMS

MEMS, est l'abréviation de "Micro-Electro-Mechanical-Systems". La première M (Micro) indique la petite taille de ce dispositif (le micromètre est l'unité de mesure des MEMS). E (Electro) fait référence à l'électricité et la force électrostatique qui entre en jeu pour faire fonctionner le MEMS. La seconde M (Mechanical) met en évidence le fait que ces dispositifs miniatures ont des parties mobiles. Enfin, le S (Systems) indique que l'électricité et les parties mobiles sont dépendantes et intégrées dans un seul système (Adams & Layton, 2009). La figure 1.1 montre la taille moyenne d'un MEMS comparant à une pièce de monnaie.



Figure 1.1 : Prise réelle d'un MEMS

Le marché mondial des microcapteurs a atteint près de 9,9 milliards de dollars en 2014 et a totalisé près de 10,9 milliards de dollars en 2015. Le marché devrait atteindre plus de 18,9 milliards de dollars en 2020, soit un taux de croissance annuel composé (TCAC) de 14,7 % entre 2015 et 2020 : MEMS, biocapteurs et nanocapteurs. (BCC, Jan 26, 2016).

Utilisé comme des capteurs ou des micros-actionneurs, le domaine d'utilisation des MEMS est très varié. Dans le secteur de l'automobile par exemple (voir figure 1.2), on trouve plusieurs MEMS sous forme des capteurs, comme des capteurs de pression des freins ou des airbags, dans les GPS et les systèmes de navigation.

L'un des domaines les plus prometteurs est celui de la 'science de la vie' qui couvre un large éventail d'intérêts, comme les applications médicales ou la science biologique et chimique. Des nombreux succès de recherche dans ces domaines ne sont possibles qu'en utilisant des systèmes MEMS spécialisés comme des analyseurs d'ADN ou des capteurs chimiques basés sur des couches fonctionnelles. Ils peuvent être aussi utilisés dans des applications microfluidiques, comme des micropompes.

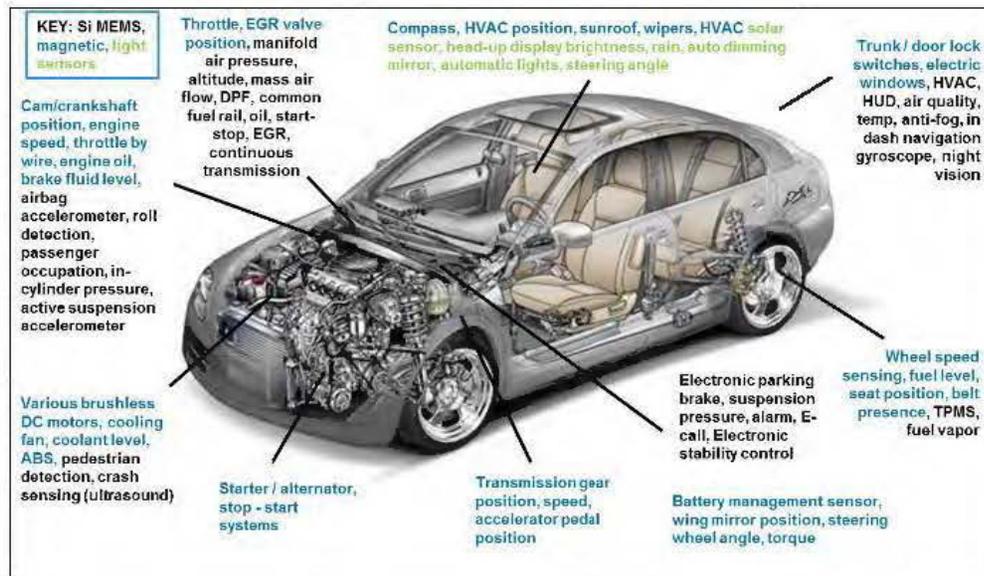


Figure 1.2 : Localisation des différentes MEMS dans une voiture (Mobile, 2016)

1.2 Modes de défaillances

La fiabilité des microcapteurs/actionnaires est liée à ses parties mobiles, à la contamination (étanchéité) du dispositif ainsi qu'aux microcontacts électriques (Walraven, 2005). Les principaux mécanismes de défaillances peuvent être des origines mécaniques, électriques ou chimiques:

1.2.1 Mécanismes de défaillance d'origine mécanique

Dans cette section, deux exemples des principales causes mécaniques rencontrés dans le domaine des microcomposants sont cités.

- La dégradation des propriétés mécaniques de la membrane

Après plusieurs cycles d'actionnements des parties mobiles, un phénomène de fatigue de la membrane métallique apparaît. Ainsi, les tensions nécessaires à l'actionnement de la partie mobile varient dans le temps, ce qui entraîne également une variation de la force d'actionnement. De plus, si la membrane à l'état bas pendant un temps suffisamment long, un phénomène de fluage apparaît ce qui entraîne les mêmes conséquences que le phénomène de fatigue mécanique (Nix, 1989). Ce phénomène s'accroît si la température $T > 0,3 T_f$ (T_f est la température de fusion du métal) et ils seront beaucoup plus remarqués sur les matériaux de contact ayant une faible dureté. (Fonseca & Sequera, 2011)

- Stiction

La stiction est l'une des plus importantes et inévitables modes de défaillance dans les MEMS. Elle se présente sous forme d'attraction des poutres entre eux sous l'effet des forces capillaires, électrostatiques et de Van der Waals.

La stiction, présentée par la figure 1.3 peut être soit par l'attraction des poutres (collage irréversible) soit par répulsion (figure 1.3a). La figure 1.3-b montre deux poutres en porte-à-faux collées à l'extrémité libre.

Afin de résoudre ce problème, un revêtement hydrocarboné afin de diminuer l'interaction peut être utilisé (van Spengen, 2003).

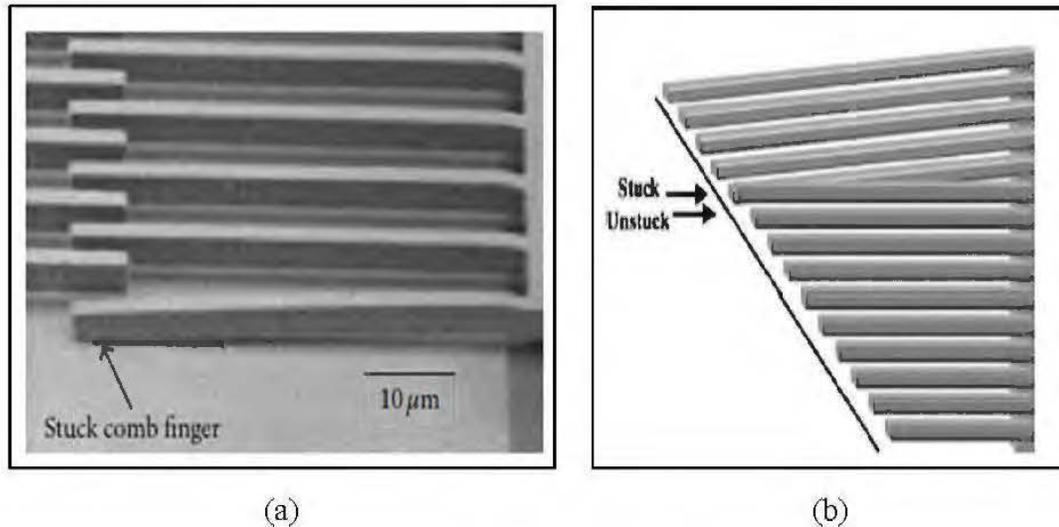


Figure 1.3 : Stiction sur les poutres des MEMS

1.2.2 Mécanismes de défaillance d'origine électrique

Au fur et à mesure des cycles de commutation du micro-interrupteur, des charges vont être injectées dans le diélectrique déposé sur l'électrode d'actionnement ou directement dans le substrat isolant. Ainsi, il apparaît une dérive des tensions d'actionnement et donc de la force de contact en cours de fonctionnement du composant (Exarchos et al., 2005). C'est l'effet de charge autour de l'électrode d'actionnement.

1.2.3 Mécanismes de défaillance d'origine chimique

- La dégradation du microcontact

Les sollicitations mécaniques et électriques répétées des surfaces de contact entraînent des transformations topographiques des surfaces de contact en même temps qu'une modification de leurs propriétés électriques et constitue une des principales limitations de ces composants en termes de fiabilité. De plus, il perdure des craintes quant à la capacité des microcontacts à supporter la puissance électrique.

- La contamination environnementale

La contamination environnementale des sous-fonctions électriques du composant, due à des problèmes d'herméticité du conditionnement : en effet, les micro-interrupteurs sont généralement encapsulés en présence d'un gaz inerte empêchant l'oxydation ou la contamination des électrodes de contact. Cependant, il existe parfois des microfuites dans le cordon de scellement qui 'contribue à polluer l'atmosphère inerte de la cavité au cours du temps' (Ma et al., 2007).

La figure 1.4 résume les défaillances et leurs effets sur le fonctionnement normal d'un MEMS.

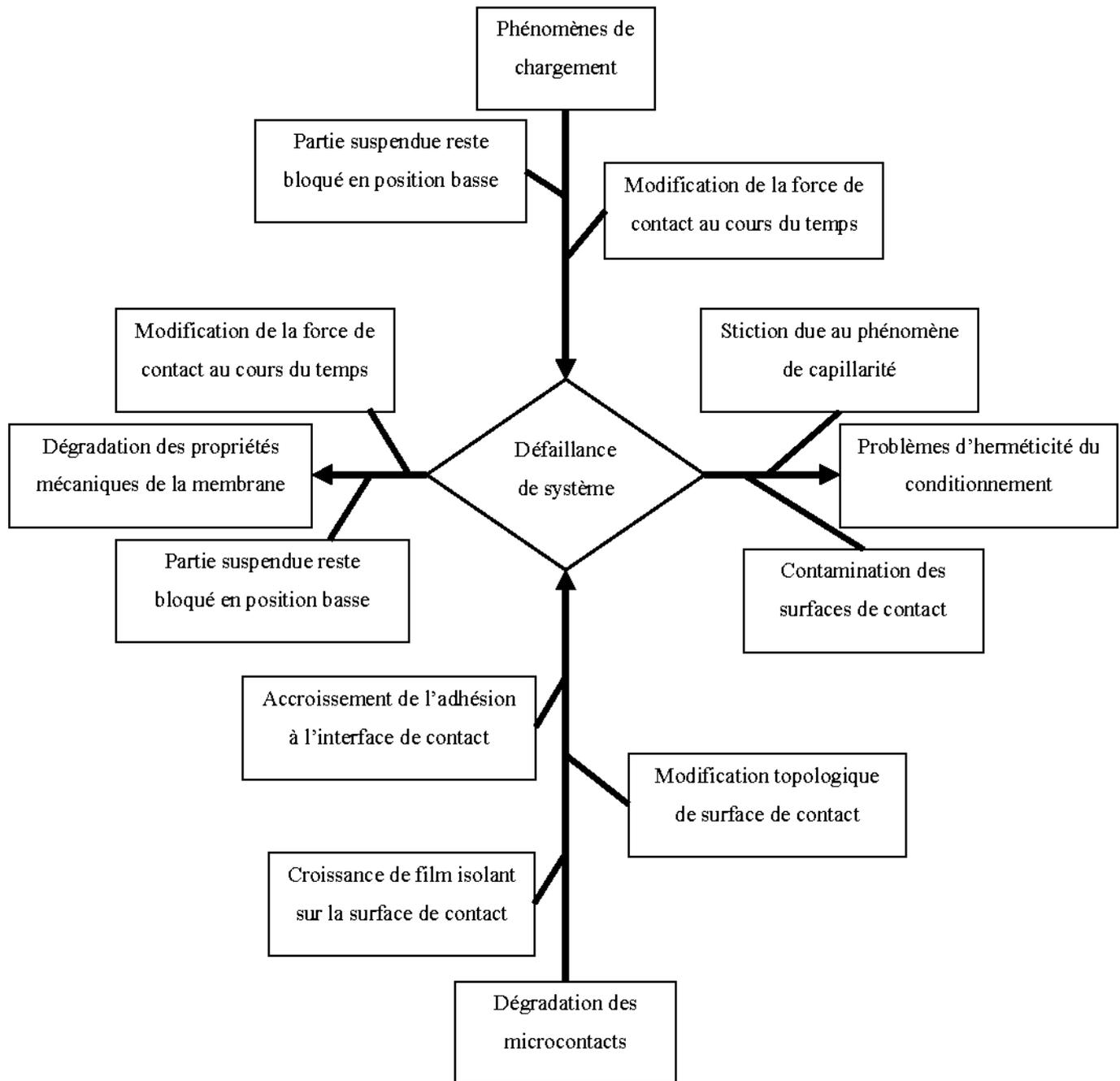


Figure 1.4: Synthèses des différentes défaillances observées sur les MEMS

1.3 Matériaux composant les MEMS

Les techniques de fabrication des MEMS, qu'on va les détailler ultérieurement dans la section de fabrication des capteurs de pression piézorésistive crée des structures sur des substrats minces et plats (généralement du silicium) dans une série de processus en couches, une plaquette, mesurant généralement 200-400 μm d'épaisseur.

La figure 1.5 élaborée par « Sandia National Lab » décrit la localisation des différents matériaux présents dans une buse d'imprimante.

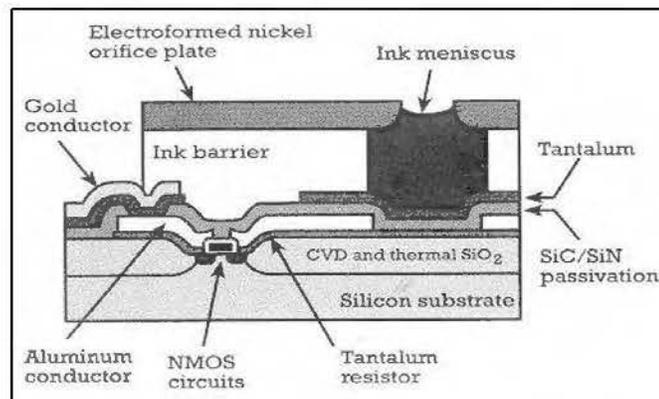


Figure 1.5 : Buse d'imprimante à jet d'encre

Les principaux matériaux composant un MEMS sont :

- Le silicium

Grâce à sa disponibilité, sa haute qualité à bas prix et la capacité d'incorporer la fonctionnalité électronique, le silicium est le matériau attrayant pour un large éventail d'applications MEMS. Le silicium à la forme d'un monocristal et de plus il est un matériau de Hooke (linéaire élastique) presque parfait (Micro, 2017), ce qui signifie qu'il ne dissipe pas l'énergie, et aussi le silicium souffre peu du phénomène de fatigue ce qui lui permet une durée de vie élevée.

- Les polymères

Les grandes variétés et la production en grande quantité laissent une place indispensable aux polymères dans la fabrication des MEMS qui peuvent être fabriqués

par le moulage par injection, le gaufrage ou la stéréolithographie qui sont particulièrement bien adaptés à des applications microfluidiques telles que des cartouches jetables d'analyse de sang.

- Les métaux

Les métaux couramment utilisés comprennent l'or, le nickel, l'aluminium, le cuivre, le chrome, le titane, le tungstène, le platine et l'argent. Ces métaux peuvent être insérés soit par électrodéposition, par vaporisation sous vide ou par pulvérisation cathodique. Le tableau 1.1 englobe tous les matériaux implantés dans les MEMS ainsi que quelques caractéristiques mécaniques.

Tableau 1.1 : Caractérisation mécanique des matériaux présentés dans un MEMS

Matériau	Masse volumique ρ (g.cm⁻³)	Module de Young E (GPa)	Coefficient de Poisson ν
Silicium	2,33	169	0,22
Or	19,3	78	0,42
Nickel	8 902	207	0,31
Aluminium	2 698	62	0,24
Cuivre	8,96	128	0,33
Chrome	7,15	289	0,21
Titane	4,51	114	0,34
Tungstène	19,3	360	0,28
Platine	21,45	170	0,38
Argent	10,5	78	0,37

1.4 Purification du silicium

Le silicium est le deuxième élément le plus abondant existant sur la croûte terrestre. Il y est présent sous de différentes formes (silice, silicates, etc.). Dans cette section, les principaux types (après purification) présents sur le marché sont cités que ce soit pour l'utilisation électrique, solaire ou métallurgique.

- *Le silicium métallurgique*

Le silicium métallurgique est obtenu par carboréduction du quartz dans des fours à arc. Cette étape est commune pour tous les procédés et suit la réaction suivante.



Son pourcentage d'impureté est très bas, il est entre 1 à 2 %, ce qui le rend inadapté à la fabrication de dispositifs photovoltaïques et électroniques (C. Miquel).

- *Le silicium de qualité solaire*

Le silicium de qualité solaire est celui qu'on utilise pour la conception des cellules photovoltaïques. Il y a plusieurs procédés de purification de ce type de silicium et sa qualité se diffère grâce à son état de surface, la quantité des impuretés existante, etc. Le silicium obtenu est appelé UMG-Si, «Upgraded Metallurgical Grade Silicon», produit grâce aux procédés Solsilc (35-45 \$/kg), Elkem (35-45 \$/kg), Photosil (15-25 \$/Kg), etc. (Braga, 2008).

- *Le silicium de qualité électrique*

Le silicium de qualité électrique est un silicium pur. Le procédé « Siemens » est le plus répandu pour obtenir ce type. Il permet l'extraction d'un silicium d'une pureté supérieure à 99,99 %.

L'attraction naturelle entre le silicium et le chlore (Cl) est le cœur de ce procédé.

Au début, le silicium est mélangé par des composés à base de chlore (HCl) pour produire plusieurs gaz dérivés du Cl, les chlorosilanes. Le silicium à récupérer est inclus dans le trichlorosilane (SiHCl₃) gazeux, récupéré par distillation (Development). Les barres de silicium obtenu sont récupérées et briser sous forme de cailloux de silicium comme montre la figure 1.6-a « chunk polysilicon ».

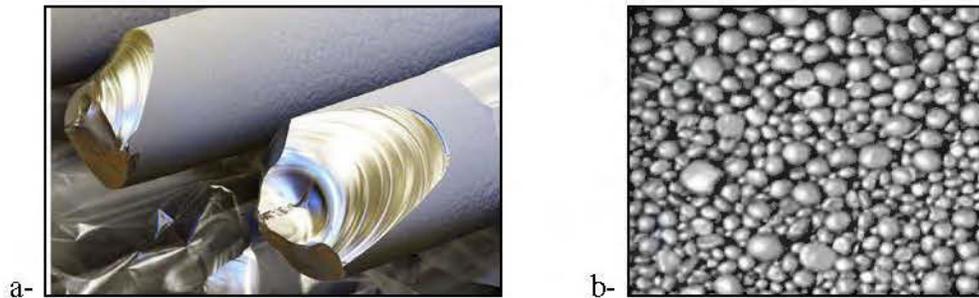


Figure 1.6 : EG-Si récupéré sous différentes formes à l'issue : a- du procédé Siemens, ou b- du dépôt de silicium sur poudre en lit fluidisé (Development).

Une autre méthode peut produire ce type de silicium dans un réacteur à lit fluidisé, figure 1.7, grâce au procédé Siemens simplifié.

Le silicium pur tombe, par le fait de la gravité, sous forme de billes dans le collecteur lorsque le poids désiré est atteint figure 1.6-b. Cette méthode utilise moins d'énergie que le procédé standard, et la forme de billes obtenues peut être favorisée pour certaines applications (meilleur remplissage du creuset). D'autre part, la présence d'oxyde à la surface des billes rend sa cristallisation plus compliquée, et entraîne de fortes teneurs en oxygène.

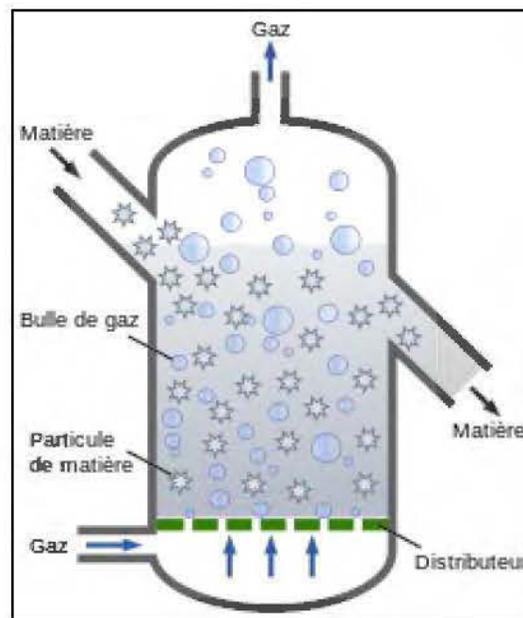


Figure 1.7 : Image simplifiée d'un réacteur à lit fluidisé (Wikipédia)

Ces procédés sont de gros consommateurs d'énergie et utilisent des composés dangereux pour l'environnement et la santé humaine, particulièrement des composés chlorés qui possèdent une forte toxicité.

Parmi les gros fournisseurs de ce type de silicium, Hemlock, Wacker, Renewable Energy Corporation, Tokuyama, MEMC, Mitsubishi, et Sumitomo Titanium Corporation.

1.5 Concept de pression

La pression représente une force de contact par unité de surface. Il agit vers l'intérieur, et normalement sur une surface. Afin de mieux comprendre l'origine et la nature de cet effort, pour mesurer la pression sur la paroi d'un réservoir contenant un gaz idéal. Lorsqu'une molécule de gaz avec une certaine quantité d'impulsion entre en collision avec cette limite solide, elle rebondit dans une direction différente (Figliola & Beasley, 2015). D'après la deuxième loi de Newton, le changement de la quantité de mouvement de la molécule produit une force égale, mais opposée (normale, intérieure) sur la frontière. C'est l'effet net de ces collisions, calculé en moyenne sur de brefs instants dans le temps, qui donne la pression détectée à la surface de la frontière. Comme il y a tellement de molécules par unité de volume en cause (dans un gaz, il y a environ 10^{16} molécules par mm^3), la pression est habituellement considérée comme étant continue. Les facteurs qui influent sur la fréquence ou le nombre de collisions, comme la température et la densité du fluide, influent sur la pression. En fait, ce raisonnement est la base de la théorie cinétique à partir de laquelle l'équation gazeuse idéale de l'état est dérivée.

Les unités de pression peuvent être définies par les normes des dimensions fondamentales de masse, de longueur et de temps. Dans la pratique, les capteurs de pression sont étalonnés par comparaison avec certains instruments de référence, qui servent également d'instruments de mesure de pression. Dans ce qui suit, on présente

quelques instruments de référence de pression de base qui peuvent servir soit d'étalons, soit d'instruments.

La jauge McLeod, conçue à l'origine par Herbert McLeod en 1874 (Wikipedia), est un instrument de mesure de pression et un étalon de référence de laboratoire utilisé pour établir des pressions de gaz dans la gamme sous-atmosphérique de 1 mm Hg à 0,1 mm Hg. Une pression inférieure à la pression atmosphérique est également appelée pression de vide. Une variante de cet instrument est illustrée à la Figure 1.8-a, dans laquelle la jauge est connectée directement à la source basse pression. Le tube de verre est disposé de telle sorte qu'un échantillon du gaz à une basse pression inconnue puisse être piégé en inversant la jauge de la position de détection (position horizontale), à celle de la position de mesure, représentée par la Figure 1.8-b. De cette façon, le gaz piégé dans le capillaire est comprimé isothermiquement par une colonne montante de mercure. La loi de Boyle est ensuite utilisée pour relier les deux pressions de chaque côté du mercure à la distance de déplacement du mercure dans le capillaire. Le mercure est le fluide de travail préféré en raison de sa haute densité et de sa très basse pression de vapeur.

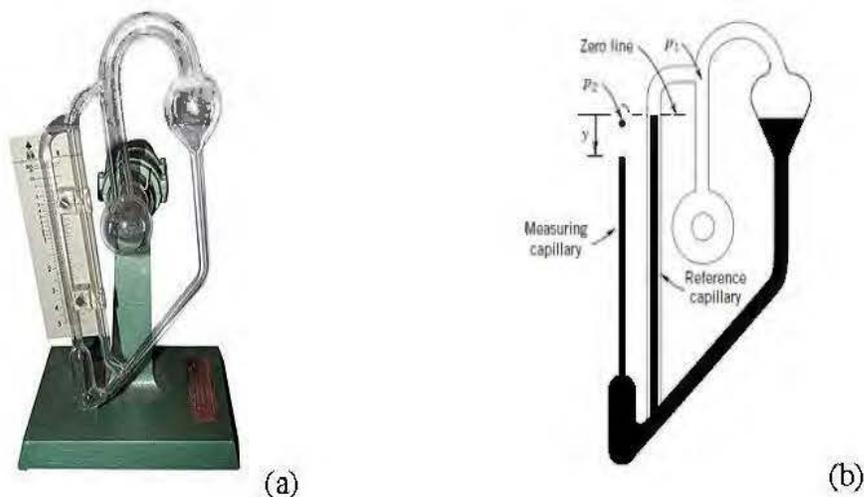


Figure 1.8 : Jauge de McLeod (Wikipedia)

1.6 Capteurs de pression piézorésistifs

Environ 18 % des MEMS vendus dans le monde sont différents capteurs de pression (www.enablingmnt.com; mnt, 2018). Ils sont principalement utilisés dans les applications automobiles, aéronautiques et médicales où le poids et les dimensions sont cruciaux. L'avancement des microtechnologies nous a permis de fabriquer des capteurs extrêmement petits et sensibles à faible coût et, par conséquent, cette branche de MEMS continue de croître, offrant des solutions moins chères et plus fiables.

De plus, la loi TREAD « Transportation Recall Enhancement, Accountability and Documentation », tous les véhicules fabriqués après 2007 aux États-Unis d'Amérique doivent être équipés de l'unité de surveillance de la pression des pneus. Compte tenu du fait que le marché des véhicules américains est l'un des plus importants au monde et qu'une telle réglementation pourrait toucher bientôt les autres pays, on peut facilement voir la perspective du marché des capteurs de pression.

Il existe plusieurs techniques pour mesurer la pression qui adopte certaines méthodes différentes, dont la pression absolue, la mesure de la pression relative et la mesure de la pression différentielle. La mesure de la pression différentielle couvre des différentes conditions qui restent à ce jour inconnues à l'utilisateur. Grâce aux capteurs piézorésistifs, on décrit particulièrement une méthode utilisée et appelée par AMSYS « Advanced Micromechanical Sensors and Sensor systems » (Amsys, 2018), capteur de pression différentielle bidirectionnelle. La figure 1.9 décrit la disposition simplifiée de la technique de mesure de la pression différentielle.

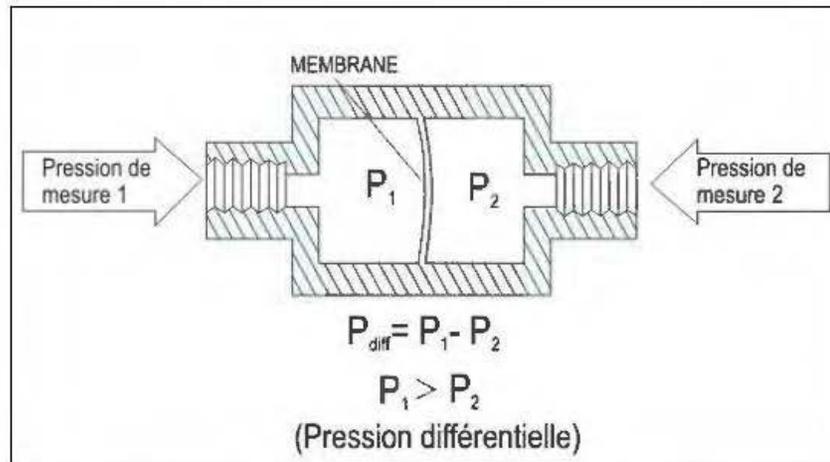


Figure 1.9 : Disposition de base pour la mesure de pression différentielle

Fondamentalement, il existe de nombreux mécanismes de transduction de pression différents, dont deux principaux : piézorésistif et capacitif. En fait, le principe de la détection de pression reste inchangé depuis quelques décennies tout en changeant les techniques. Le choix entre deux mécanismes est basé sur les applications et tous les avantages et inconvénients doivent être pris en considération afin de choisir celle qui correspond le mieux aux exigences du projet. Même si, la bonne conception d'un tel appareil n'est pas une tâche insignifiante. Principalement, parce que pour fabriquer les capteurs appropriés, il faut simuler leur comportement afin de réduire le coût de développement et donc le temps de mise sur le marché. Si l'on veut ensuite appliquer l'approche commune du «prototypage virtuel», les modèles et l'outil de simulation doivent prendre en compte tous les phénomènes qui se produisent dans un tel appareil et principalement trois domaines doivent être considérés : mécanique, électrique et thermique. Cela conduit à l'analyse multi domaine, couplée qui est souvent fastidieuse. Ainsi, depuis quelques décennies avec le développement des matériaux fonctionnels et des procédés de fabrication, l'avancement des outils de conception et de simulation basés sur la méthode des éléments finis (Courant, 1943) ou la modélisation compacte (Bennini, Mehner, & Dötzel, 2001) est également visible.

1.6.1 Principe de fonctionnement

Un capteur de pression piézorésistif à membrane mobile se compose de deux parties. Une membrane en silicium oxydé (pour la protection) de quelques microns de dimensions constitue le corps qui se déforme grâce à la pression appliquée. Les jauges piézorésistives en polysilicium formé en surface de la membrane constituent un « conditionneur passif » (circuit électronique de traitement du signal). La déformation de ces jauges se traduit en variation de résistance.

Les jauges de contrainte en silicium sont généralement utilisées comme éléments de détection dans les capteurs de pression. Parmi leurs caractéristiques, on peut citer leurs petites tailles et leurs faibles coûts, une haute stabilité mécanique due à leur structure monocristalline. Ces jauges sont intégrées dans la structure de la membrane, mais elles sont isolées électriquement comme montre la figure 1.10 (Li et al., 2012).

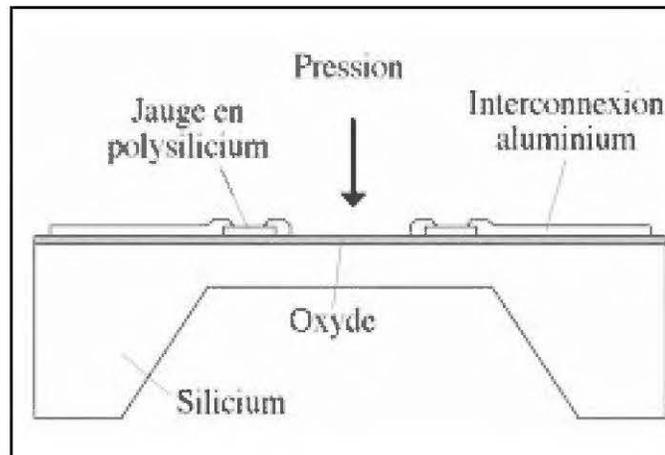


Figure 1.10 : Schéma en coupe d'un capteur piézorésistif (Li et al., 2012)

Sachant que le polysilicium de type p (Bore) présente un facteur de jauge longitudinal K_L positif et un autre transversal K_T négatif.

Pour avoir une sensibilité élevée, le conditionneur du capteur peut être constitué de deux jauges longitudinales et deux jauges transversales posées au bord de membrane et interconnectées en pont de Wheastone par des pistes d'aluminium. La tension de

sortie alimentée en tension ou en courant constant est proportionnelle à la pression appliquée, aux facteurs de jauges du polysilicium, et à la tension ou au courant d'alimentation.

Pour obtenir un capteur de pression sensible, les jauges piézorésistives en surface du corps d'épreuve doivent être disposées aux endroits où celui-ci se déforme le plus sous pression (Li et al., 2012) (plus grande contrainte) comme montre la figure 1.11. La simulation par éléments finis et la réponse d'une membrane carrée permettent de savoir les zones de sa surface où les déformations sont maximales et uniaxiales.

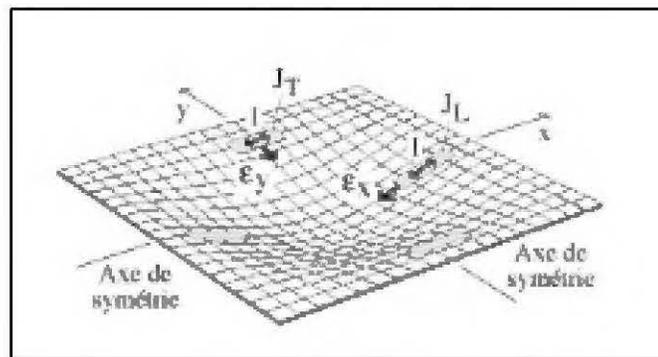


Figure 1.11 : Schéma de principe du positionnement des jauges piézorésistives

1.6.2 Fabrication des capteurs de pression piézorésistive

Dans cette partie, les techniques de mise en œuvre pour réaliser la membrane carrée qui sont résumées dans le tableau 1.2.

D'abord, une attaque chimique du 'wafer' à l'aide des produits bien déterminés (attaque isotrope ou anisotrope en fonction de l'utilisation). Les vitesses d'attaque dépendent des produits utilisés, de la température, de leurs proportions...

Le procédé utilisé pour la gravure des membranes comprend plusieurs étapes représentées par la figure 1.12. La gravure est effectuée par attaque chimique dans une solution à base de potasse, KOH. La couche protectrice en dioxyde de silicium, SiO_2 est utilisé (le nitrure de silicium, Si_3N_4 peut aussi être utilisé) pour la localisation de

l'attaque et l'obtention de la forme désirée. En effet, cette couche est attaquée plus lentement que le silicium.

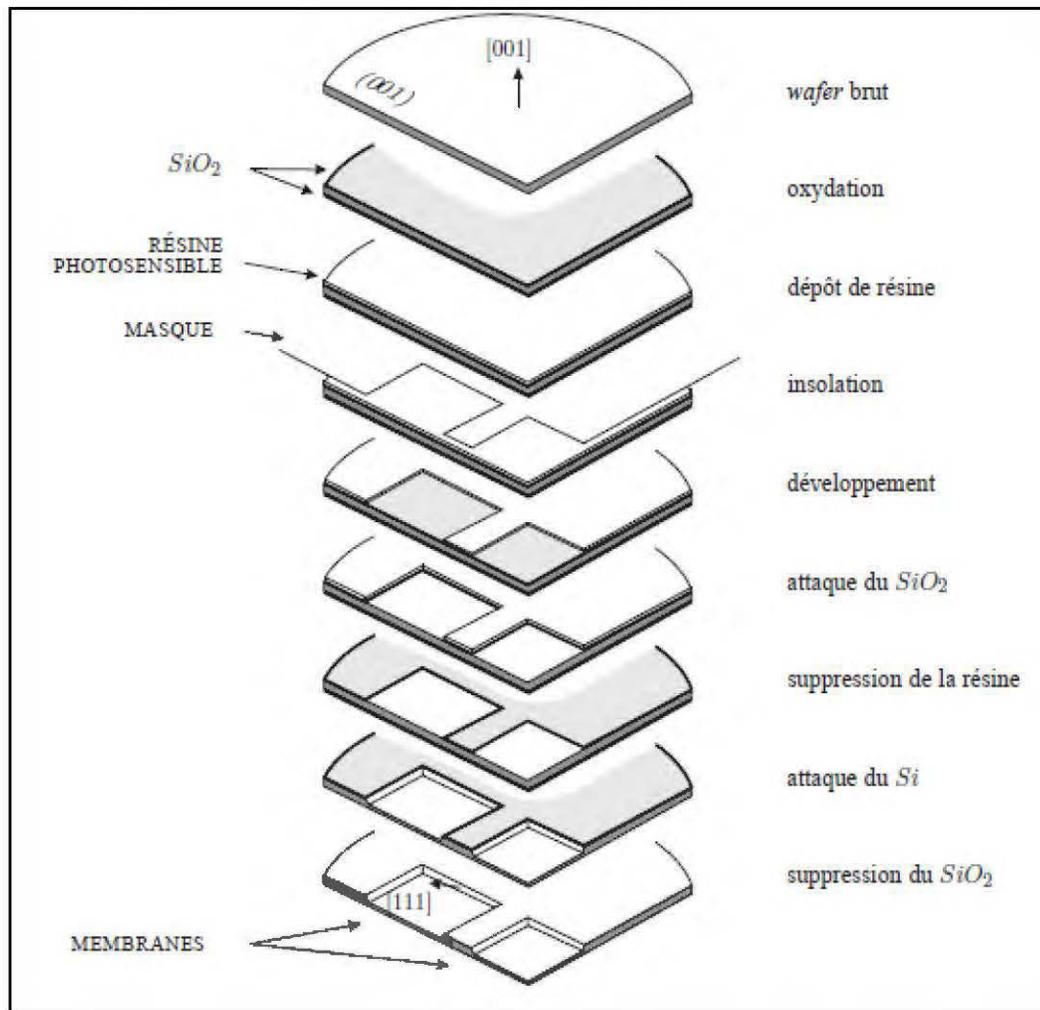


Figure 1.12 : Procédé d'élaboration des membranes de silicium(Poilâne, 1998)

Le tableau 1.2 résume la procédure de fabrication d'une seule membrane sur un wafer d'un capteur piézorésistif.

Tableau 1.2: Fabrication de la membrane mobile des capteurs de pression piézorésistive

	<p>Après le nettoyage d'un disque de silicium par le solvant de Tétrachloroéthylène (composé chimique le plus couramment utilisé pour le nettoyage à sec), puis l'oxydation thermique par lithographie d'une petite couche (l'ordre de $0,5 \mu\text{m}$ à une température 1100°C) $\text{Si} + \text{O}_2 \rightarrow \text{SiO}_2$: Oxydation sèche $\text{Si} + 2\text{H}_2\text{O}_2 \rightarrow \text{SiO}_2$: Oxydation humide</p>
	<p>Dépôt d'une couche de polysilicium par la technique de LPCVD (Low Pressure Chemical Vapour Deposition) est une méthode de dépôt sous vide de films minces, à partir de précurseurs gazeux. Puis l'implantation du Bore par diffusion (ordre de 30keV, dose $2,1015 \text{ cm}^{-2}$). Enfin, on procède au recuit d'implantation RTA (Rapid Thermal Processing) qui est un procédé de fabrication qui porte le wafer de silicium à haute température (jusqu'à 1200°C ou plus) dans un temps très court, quelques secondes.</p>
	<p>Gravure plasma de polysilicium (masque 1) pour définir les jauges.</p>
	<p>Dépôt d'une mince couche d'aluminium (environ $0,5 \mu\text{m}$)</p>
	<p>Gravure humide ou RIE (Reactive-Ion Etching) qui est une technique de gravure sèche des semi-conducteurs de l'aluminium (masque 2) et recuit à 450°C pendant 30 min.</p>
	<p>Dépôt d'une mince couche de nitrure ($0,3 \mu\text{m}$) par la technique PECVD (Plasma-Enhanced Chemical Vapour Deposition) en face arrière des plaquettes</p>
	<p>Gravure humide de la couche de masquage $\text{SiO}_2 + \text{Si}_3\text{N}_4$ (masque 3)</p>
	<p>Gravure $\text{KOH} + \text{H}_2\text{O}$ pour réaliser les membranes</p>

Les caractéristiques ainsi que les propriétés de la membrane mobile seront détaillées dans la section suivante.

1.7 Propriétés de la membrane mobile

1.7.1 Propriétés mécaniques et cristallographiques

Le silicium est du groupe Cristallogène, à symétrie cubique a face centrée, de symbole Si et du numéro atomique 14. La valeur du module de Young de silicium est souvent nécessaire pour la conception des MEMS. Cependant, le silicium est un matériau cristallin anisotrope et donc ses propriétés dépendent de l'orientation relative des cristaux. D'une orientation à une autre, son module de Young peut varier de 30 % (de 130 à 169 GPa) (Hopcroft, Nix, & Keuny, 2010). La figure 1.13 représente les différentes familles d'une structure cristalline d'un matériau cubique à face centré d'arrête « a ».

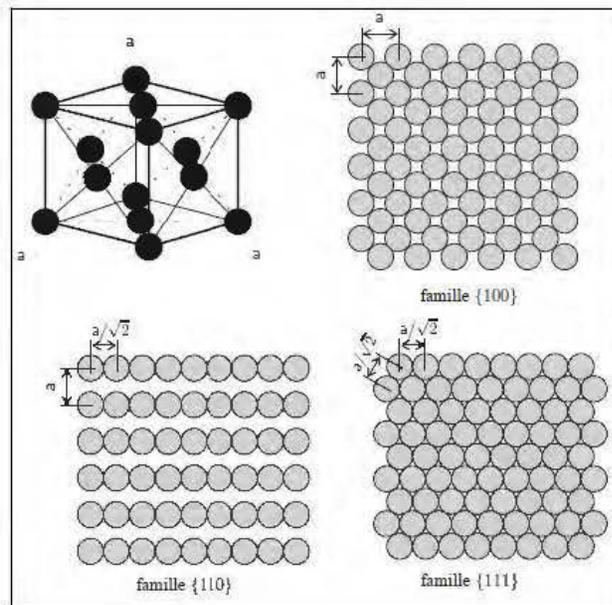


Figure 1.13 : Structure cristalline des matériaux CFC. (Wikipédia)

Par définition, un plan cristallographique est l'ensemble des nœuds situés sur un plan de l'espace de la maille. Il est défini par trois nombres mis entre parenthèses (hkl) appelés 'indices de Miller'.

La direction cristallographique est la droite passant par des nœuds du cristal. Afin de la mentionner, les indices de Miller sont notés entre crochets [hkl]. Toutes les directions parallèles ont les mêmes indices, d'où la définition de famille de direction qui sera notée entre braquets $\langle hkl \rangle$.

Le type de plaquette le plus commun est appelé « wafer » et ils sont extraits de barreaux, ce qui signifie que la surface de la plaquette est parallèle au plan (100) du silicium (figure 1.14-a). Par conséquent, pour la disposition (100), les directions 'X' et 'Y' sont les directions typiques pour la conception des MEMS, correspondants à la direction $\langle 110 \rangle$ du cristal comme montre la figure 1.14-b).

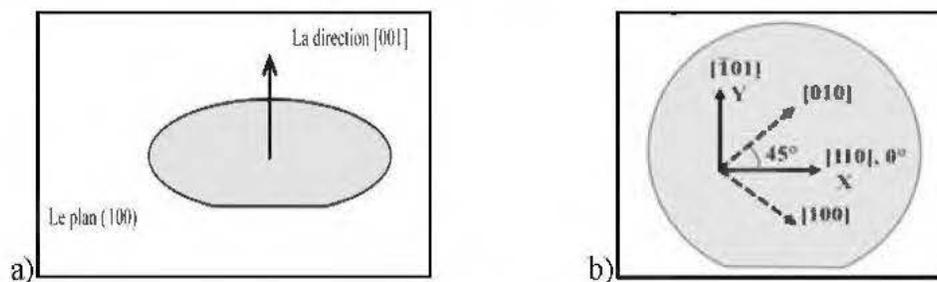


Figure 1.14 : Orientation typique cristalline du Silicium

Les wafers orientés $\langle 100 \rangle$ ou $\langle 111 \rangle$ sont obtenus par tronçonnage normal (selon deux configurations possibles des barreaux), ou plus particulièrement, des wafers orientés $\langle 110 \rangle$ par tronçonnage avec un angle approprié. Ensuite, ils sont polis, une ou les deux phases, dépendant de l'utilisation.

Pour la conception des microstructures, généralement des wafers $\langle 100 \rangle$ ou $\langle 110 \rangle$ sont utilisés. La direction principale du wafer est repérable grâce à un méplat comme montre la figure 1.15 :

- Wafers $\langle 100 \rangle$:
 - le wafer est dans le plan (001),
 - la normale au plan est orientée [001],
 - le méplat est orienté [110];
- Wafers $\langle 110 \rangle$:
 - le wafer est dans le plan (110),
 - la normale au plan est orientée [110],
 - le méplat est orienté $[1 \bar{1} 0]$.

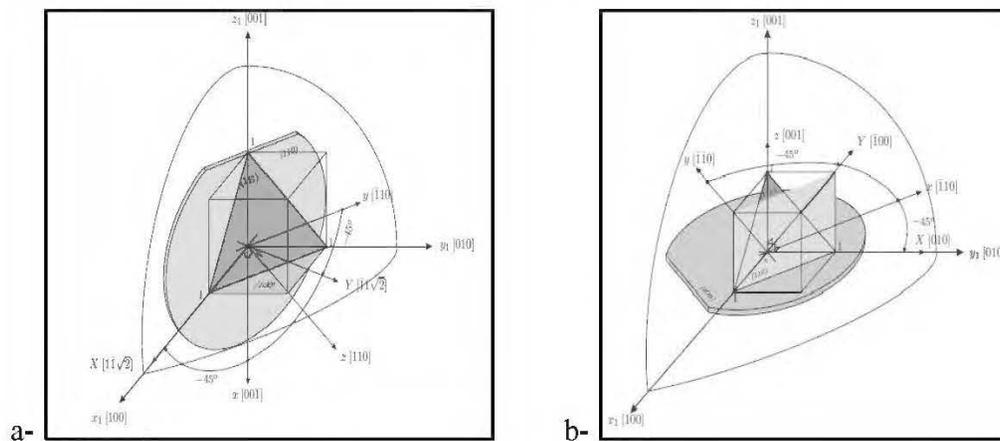


Figure 1.15 : Orientation d'un wafer dans la maille cristalline. a- wafer $\langle 110 \rangle$,
b-wafer $\langle 100 \rangle$

1.7.2 Étude de comportement élastique du silicium

Comme mentionner avant, le module d'élasticité du Silicium varie jusqu'à 30 %. Ceci est traduit par l'orientation des plans, qui est confirmée aussi lors des essais expérimentaux lors de l'observation de la variation du déplacement en fonction de la température pour deux directions différentes (la direction $\langle 110 \rangle$ et $\langle 010 \rangle$).

L'algorithme de 'Ville Kaajakari' intitulé 'Silicon as an anisotropic mechanical material' programmé sur un code MATLAB, donne la variation du module de Young, en coordonnées polaires, aussi la variation du coefficient du Poisson en fonction de l'inclinaison des plans. Les résultats obtenus à la suite de l'exécution de cet algorithme

sont représentés dans la figure 1.16. À noter que l'inclinaison, 0° correspond à la direction $\langle 100 \rangle$ dans une orientation cristalline standard d'un « Wafer » de silicium, celle de 45° correspond à la direction $\langle 110 \rangle$ et celle à 90° est la direction $\langle 010 \rangle$.

Pour les deux représentations, l'axe d'inclinaison 45° présente un axe de symétrie. À 0° , la valeur de module de Young est 130 GPa, il augmente en augmentant l'inclinaison pour atteindre son maximum, 169 GPa à 45° . Puis, il diminue jusqu'à il retourne à sa valeur initiale à 90° . C'est pour cela que la disposition (100), les directions 'X' et 'Y' sont les directions typiques pour la conception des MEMS, correspondant à la direction $\langle 110 \rangle$ du cristal puisqu'elle a la valeur de module de Young, le plus important.

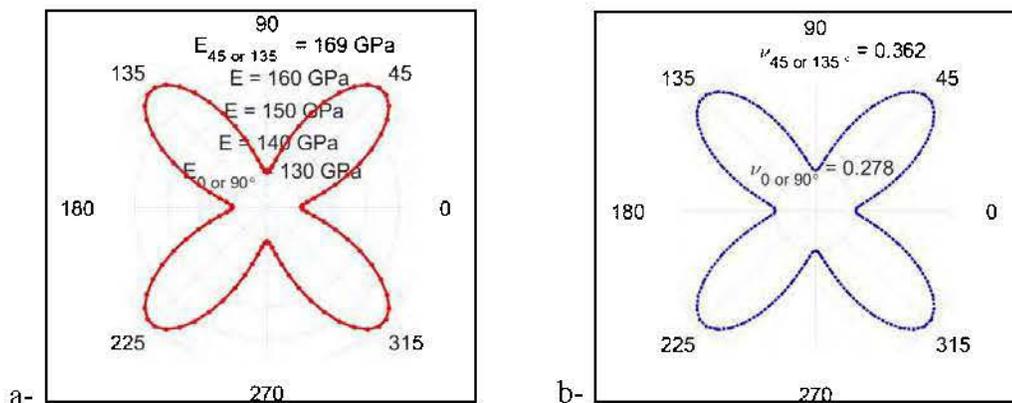


Figure 1.16 : Effet de l'orientation dans la direction X de : a- module de Young b- le coefficient du Poisson

En ce qui concerne les coefficients de Poisson du silicium, représenté sur la figure 1.16-b, une symétrie par rapport à l'axe d'inclinaison 45° est aussi remarquée. À 0° , sa valeur est 0.28, puis il augmente jusqu'à 0,36 qui est sa valeur maximum à 45° , puis il diminue jusqu'à il atteint sa valeur initiale, mais à 90° cette fois.

La quasi-totalité des logiciels de modélisation par éléments finis (FEM) a la capacité d'effectuer des calculs en utilisant la formulation anisotrope d'élasticité. Les valeurs appropriées d'anisotropie sont saisies directement dans ces logiciels. Dans certains cas, les constantes d'élasticité dans une notation tensorielle simplifiée seront exigées. Dans

d'autres cas, l'utilisateur doit donner ces constantes transformées à partir des axes $\langle 100 \rangle$ à d'autres orientations de la plaquette de silicium. Les valeurs mesurées pour les cas les plus courants sont données dans le tableau 1.3 (Hopcroft et al., 2010).

Tableau 1.3 : Valeurs d'élasticité pour le calcul FEM

Valeurs de rigidité orthotropes pour une coupe de silicium suivant (100)	$E_x = E_y = 169 \text{ GPa}, E_z = 130 \text{ GPa}$
	$\nu_{xz} = \nu_{yz} = 0.36, \nu_{zx} = \nu_{zy} = 0.28, \nu_{xy} = \nu_{yx} = 0.064$ $G_{yz} = G_{zx} = 79,6 \text{ GPa}, G_{xy} = 50,9 \text{ GPa}$
Les valeurs du tenseur de rigidité (axes principaux)	$C_{1111} = C_{2222} = C_{3333} = 165,6 \text{ GPa}$
	$C_{1122} = C_{1133} = 63,9 \text{ GPa}$
	$C_{2211} = C_{2233} = 63,9 \text{ GPa}$
	$C_{3311} = C_{3322} = 63,9 \text{ GPa}$
	$C_{1313} = C_{3113} = C_{1331} = C_{3131} = 79,6 \text{ GPa}$
	$C_{2323} = C_{3223} = C_{2332} = C_{3232} = 79,6 \text{ GPa}$
	$C_{1212} = C_{2112} = C_{1221} = C_{2121} = 79,6 \text{ GPa}$

En effet, la représentation du tenseur de la rigidité $[C]$, ou $c_{44} = c_{55} = c_{66}$ donne :

$$\left[\overline{C} \right] = \begin{bmatrix} c_{1111} & c_{1122} & c_{1133} & 0 & 0 & 0 \\ c_{2211} & c_{2222} & c_{1122} & 0 & 0 & 0 \\ c_{3311} & c_{3322} & c_{3333} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & c_{2323} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c_{1313} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & c_{1212} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{12} & 0 & 0 & 0 \\ c_{12} & c_{11} & c_{12} & 0 & 0 & 0 \\ c_{12} & c_{12} & c_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & c_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & c_{66} \end{bmatrix} \quad (1.2)$$

La relation contrainte/déformations de manière inverse, définit le tenseur de souplesse du quatrième ordre $[S]$, où $s_{44} = s_{55} = s_{66}$.

$$\left[\overline{S} \right] = \begin{bmatrix} s_{1111} & s_{1122} & s_{1133} & 0 & 0 & 0 \\ s_{2211} & s_{2222} & s_{1122} & 0 & 0 & 0 \\ s_{3311} & s_{3322} & s_{3333} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 4s_{2323} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 4s_{1313} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 4s_{1212} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} s_{11} & s_{12} & s_{12} & 0 & 0 & 0 \\ s_{12} & s_{11} & s_{12} & 0 & 0 & 0 \\ s_{12} & s_{12} & s_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & s_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & s_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & s_{66} \end{bmatrix} \quad (1.3)$$

Les coefficients de souplesse s_{ij} sont exprimables à partir des coefficients de rigidité c_{ij} :

$$s_{11} = \frac{c_{11} + c_{12}}{c_{11}^2 + c_{11}c_{12} - 2c_{12}^2}, s_{12} = \frac{-c_{12}}{c_{11}^2 + c_{11}c_{12} - 2c_{12}^2}, s_{44} = \frac{1}{c_{44}} \quad (1.4)$$

Dans la littérature, pour le silicium, les valeurs suivantes sont citées (Wortman & Evans, 1965) :

$$\begin{aligned} c_{11} &= 165.7, c_{12} = 63.9, c_{44} = 79.56. \text{ (GPa)} \\ s_{11} &= 7.68 \cdot 10^{-3}, s_{12} = -2.14 \cdot 10^{-3}, s_{44} = 12.6 \cdot 10^{-3} \text{ (GPa}^{-1}\text{)} \end{aligned}$$

En changeant le repère, les coefficients de rigidité et de souplesse peuvent être exprimés dans un repère quelconque par les tenseurs $[C']$ et $[S']$.

On note R_q un repère orthonormé quelconque, alors R_q est relié à notre repère R_1 (repère principal d'anisotropie du CFC : orthonormé avec x_1 d'orientation $[100]$, y_1 d'orientation $[010]$ et z_1 d'orientation $[001]$) par une matrice de changement de base $[A_{q1}]$: $R_q = [A_{q1}] \cdot R_1$ avec $[A_{q1}] = a_{ij}$

Dans le repère R_q , les tenseurs de raideur et de souplesse s'expriment comme suit :

$$\begin{cases} c'_{ijkl} = a_{il} \cdot a_{jm} \cdot a_{hn} \cdot a_{kp} \cdot c_{lmnp} \\ s'_{ijkl} = a_{il} \cdot a_{jm} \cdot a_{hn} \cdot a_{kp} \cdot s_{lmnp} \end{cases} \quad (1.5)$$

En partant de ces valeurs, la détermination des coefficients élastiques d'un matériau de réseau cristallin CFC suivant une direction $[uvw]$ quelconque est donnée par :

$$\text{- Le Module de Young : } E'_{uvw} = \frac{1}{s'_{11}} \text{ (Pa)} \quad (1.6)$$

$$\text{- Le coefficient de Poisson : } \nu'_{uvw} = -\frac{s'_{12}}{s'_{11}} \quad (1.7)$$

$$\text{Avec } \begin{cases} s'_{11} = s'_{1111} = s_{11} - 2s(a_{11}^2 a_{12}^2 + a_{12}^2 a_{13}^2 + a_{11}^2 a_{13}^2) \\ s'_{12} = s'_{1122} = s_{12} + s(a_{11} a_{12}^2 + a_{12} a_{13}^2 + a_{11} a_{13}^2) \end{cases} \text{ et } s = s_{11} - s_{12} - \frac{s_{44}}{2} \quad (1.8)$$

On peut appliquer ces relations à la famille $\{111\}$, par exemple. La figure 1.17 permet de présenter l'orientation du plan (111) dans R_1 . On définit le repère R_2 lié au plan (111) tel que :

1. z_2 soit d'orientation $[111]$;
2. $x_2 \in (111)$ soit d'orientation $[11\bar{2}]$;
3. $y_2 \in (111)$ soit d'orientation $[\bar{1}10]$.

Puis on définit le repère R_3 lié à R_2 par une rotation d'angle ψ telle que :

1. $z_3 = z_2$;
2. $\psi = (\overrightarrow{x_2}, \overrightarrow{x_3}) = (\overrightarrow{y_2}, \overrightarrow{y_3})$

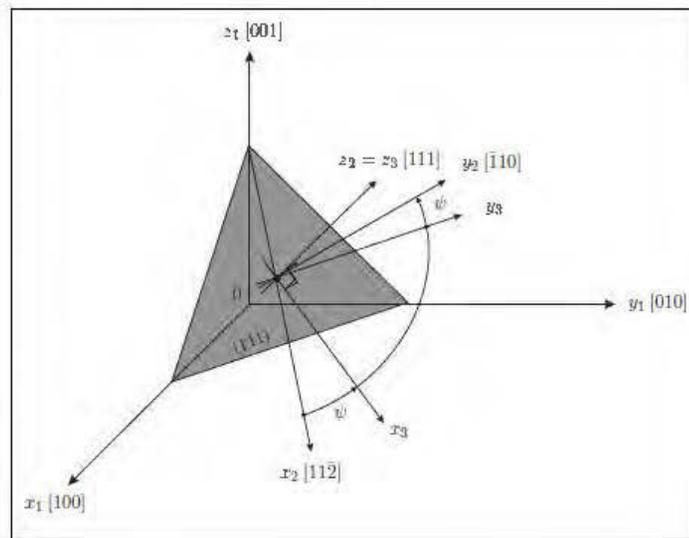


Figure 1.17 : Paramétrage des axes dans le plan (111)

On note $[A_{31}]$, la matrice de changement de repère, de R_1 à R_3 par :

$$[A_{31}] = \begin{bmatrix} \frac{\cos \psi - \sqrt{3} \sin \psi}{\sqrt{6}} & \frac{\cos \psi + \sqrt{3} \sin \psi}{\sqrt{6}} & -\frac{2 \cos \psi}{\sqrt{6}} \\ \frac{-\sin \psi - \sqrt{3} \cos \psi}{\sqrt{6}} & \frac{-\sin \psi + \sqrt{3} \cos \psi}{\sqrt{6}} & \frac{2 \sin \psi}{\sqrt{6}} \\ \frac{1}{\sqrt{3}} & \frac{1}{\sqrt{3}} & \frac{1}{\sqrt{3}} \end{bmatrix} \quad (1.9)$$

D'après l'équation (1.8 et quelques soit ψ le résultat est :

$$a_{11}^2 a_{12}^2 + a_{12}^2 a_{13}^2 + a_{11}^2 a_{13}^2 = \frac{1}{4} \text{ et } a_{11} a_{21}^2 + a_{12} a_{22}^2 + a_{13} a_{23}^2 = \frac{1}{6} \quad (1.10)$$

D'où la déduction des coefficients élastiques de l'orientation du plan (111) :

$$\begin{cases} E'_{111} = 169,1 \text{ GPa} \\ \nu'_{111} = 0.262 \end{cases} \quad (1.11)$$

1.8 Fracture du silicium

La manipulation des wafers pendant le processus de fabrication introduit des microfissures et des imperfections sur le bord de la plaquette. L'étude de Damien Calvez et Al. (Calvez et al., 2014) vise à déterminer si une fissure initiale serait capable de se propager dans la région active en silicium des dispositifs d'alimentation lorsqu'il est soumis à des charges électrothermiques élevées pendant le fonctionnement ou d'essais de cycles thermiques accélérés. Ils ont traité un modèle simplifié et significatif de propagation des fissures basé sur des hypothèses thermomécaniques afin d'évaluer la probabilité de ce type de défaillance sur des dispositifs de puissance sous différentes charges thermiques. Ce modèle peut aider à déterminer quelles sont les conditions thermiques les plus critiques pour le silicium, et lesquelles pourrait entraîner une défaillance. En effet, la membrane en silicium est un monocristal qui doit résister à des contraintes élevées dans les paquets électroniques (MEMS). En raison de sa nature fragile, des contraintes élevées induites dans la membrane en raison de l'emballage, de

l'assemblage et du test de fiabilité pourraient entraîner une fracture dans le spécimen. En outre, les étapes de traitement des plaques telles que l'amincissement et le sciage pourraient induire encore des défauts dans la membrane de silicium. Ainsi la résistance mécanique du silicium monocristallin dépend des défauts induits par le procédé. Une fracture dans le matériau commence lorsque la contrainte appliquée est concentrée à la pointe d'une microfissure. Lorsque la contrainte dépasse une valeur critique, « les liaisons atomiques commencent à se briser lorsque l'énergie élastique est relâchée et une nouvelle surface est créée lorsque la fissure se propage à travers le matériau » (Zhao, Tellkamp, Gupta, & Edwards, 2009).

Une fracture peut être ductile ou fragile. Dans le cas ductile, de grandes déformations se produisent en raison de la glissade aux limites des plans de contrainte maximale de cisaillement. Dans le cas fragile, les liens atomiques se rompent et le réseau semble « dézipper » derrière une pointe de fissure atomiquement pointue.

La fracture fragile est une propagation rapide qui se déroule sans déformation appréciable. La direction du mouvement de fissure est presque perpendiculaire à la direction de la contrainte de traction appliquée et donne une surface de fracture relativement plate. Pour la plupart des matériaux cristallins fragiles, la propagation des fissures correspond à la rupture successive et répétée des liaisons atomiques le long de plans cristallographiques spécifiques. Un tel processus s'appelle clivage (Zhao et al., 2009). Macroscopiquement, la surface de la fracture peut avoir une texture granuleuse ou facette comme indique la figure 1.18.

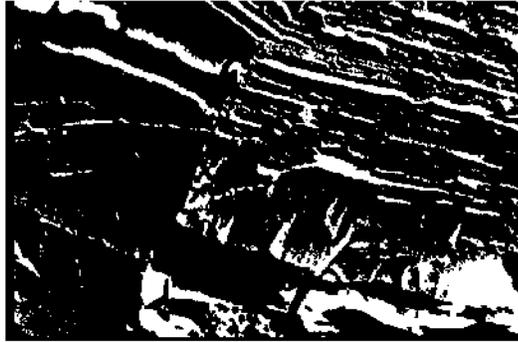


Figure 1.18 : Fissurations et motifs reflétant la propagation des fissures le long du plan de clivage.(Hertzberg. Richard W, 1996)

D'autres surfaces de fracture fragile contiennent des lignes courbes appelées marques « Chevron » qui semblent converger près de l'épaisseur moyenne de la surface de fracture. Les marques de chevron le long de la branche indiquent des directions différentes par rapport à la géométrie des composants. Il est important de reconnaître que les différents ensembles de marques de chevron indiquent tous une direction relative vers l'origine comme indique la figure 1.19.

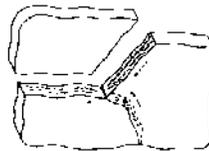


Figure 1.19 : Multiples « Chevron » émanant de l'origine du crack.

En raison de son grand diamètre et sa couche mince, la détermination de la résistance à la rupture d'une tranche de silicium serait difficile. Ainsi, il est plus approprié pour la résistance au silicium de se caractériser au niveau de la matrice (Desmond Y.R. Chong, 2004).

1.9 Structure et caractéristiques des jauges

Les jauges en polysilicium ont des dimensions réduites par rapport au corps. La largeur de la jauge est de l'ordre de 20 μm et son épaisseur est de 0,5 μm .

Ils sont directement implantés dans la structure du corps au cours de la production comme on l'a mentionné précédemment dans la section de la fabrication des capteurs de pression. La figure 1.20 (Gr, 2018) suivante illustre un modèle typique simplifié d'une jauge de contrainte.

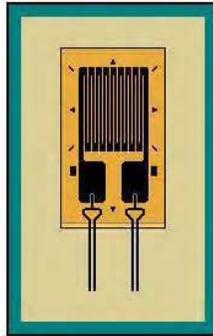


Figure 1.20 : Représentation typique d'une jauge en polysilicium

Ces jauges de contrainte consistent en un chemin de conduction gravé sur un film plastique recouvert de métal. Lorsque le composant s'étire, la jauge de contrainte s'étire également, tout comme la trajectoire de conduction gravée.

Le tableau 1.4 présente les coefficients piézorésistifs trouvés dans la littérature pour les deux types de dopage (positive et négative) de silicium. Le dopage N est au Phosphore tandis que le dopage P est au Bore.

Tableau 1.4 : Coefficient piézorésistif du polysilicium

Coefficient Piézorésistive (10^{-11} Pa^{-1})	Type N (Résistivité=11.7 $\Omega \text{ cm}$)	Type P (Résistivité=7.8 $\Omega \text{ cm}$)
π_{11}	-102.2	6,6
π_{12}	53,4	-1,1
π_{44}	-13.6	138,1

Le polysilicium de type p, implanté au bore, présente un facteur de jauge longitudinale K_l (π_{11}) positif et une autre K_t (π_{12}) appelée transversale négative.

Pour une meilleure sensibilité, les jauges de type p sont orientées suivant la direction $\langle 110 \rangle$ et deux jauges longitudinales et deux jauges transversales sont utilisées. Ils interconnectés au pont Wheatstone par des pistes en aluminium (S Santosh Kumar).

Dans la figure 1.21, les deux piézorésistances R_1 et R_3 sont les résistances longitudinales tandis que R_2 et R_4 sont ceux transversaux. Le tableau 1.5 résume les coefficients piézorésistifs suivant les différentes directions de la contrainte.

Tableau 1.5 : Coefficients piézorésistifs selon la configuration des jauges

DIRECTION DE LA CONTRAINTE	DIRECTION DE COUTANT	CONFIGURATION	COEFFICIENT PIEZORESISTIVE
$\langle 100 \rangle$	$\langle 100 \rangle$	Longitudinal	π_{11}
$\langle 100 \rangle$	$\langle 010 \rangle$	Transversal	π_{12}
$\langle 110 \rangle$	$\langle 110 \rangle$	Longitudinal	$(\pi_{11} + \pi_{12} + \pi_{44})/2$
$\langle 110 \rangle$	$\langle -1-10 \rangle$	Transversal	$(\pi_{11} + \pi_{12} - \pi_{44})/2$
$\langle 111 \rangle$	$\langle 111 \rangle$	Longitudinal	$(\pi_{11} + 2 \pi_{12} + 2 \pi_{44})/2$

Donc, dans le cas où les jauges sont orientées suivant la direction $\langle 110 \rangle$, alors :

$$\begin{cases} K_{R(110)} = \frac{\pi_{11} + \pi_{12} + \pi_{44}}{2} \\ K_{R(110)} = \frac{\pi_{11} + \pi_{12} - \pi_{44}}{2} \end{cases} \quad (1.12)$$

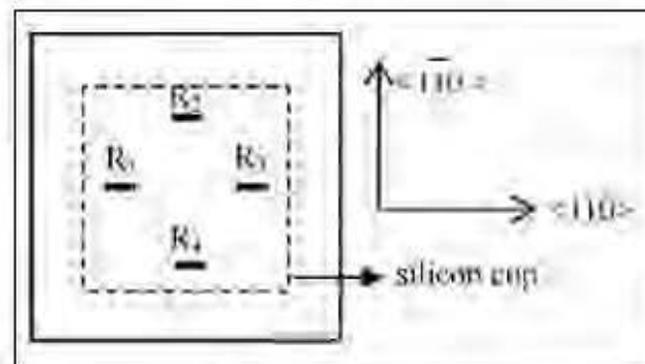


Figure 1.21 : Orientation des résistances sur la surface de la membrane

1.10 Conclusion

La miniaturisation et l'optimisation des composants électronique et mécanique restent à ce jour l'un des principaux défis des chercheurs et des industriels. En effet, la technologie des MEMS est le meilleur exemple pour cela. Ce sont des composants de

quelques millimètres de dimension et avec une très grande précision, mais leurs conceptions et fabrications ne sont pas du tout évidentes. Ils contiennent beaucoup de matériaux (silicium, polymère, aluminium, or, etc.) et suivent la technique de fabrication de la majorité des composants électroniques (stéréolithographie, Gravure humide, etc.). La fiabilité des MEMS est reliée à ses modes de défaillances qu'on peut les classer en trois catégories, ça dépend de leurs origines de défaillance (mécanique, électrique ou chimique).

Les capteurs de pression piézorésistifs sont l'un des systèmes de transduction de pression. Le capteur est composé deux parties : une membrane mobile en silicium, déjà purifié pour ce genre d'application, constitue le corps de ce type de MEMS qui se déforme en présence d'une pression appliquée.

Le silicium est un matériau anisotrope dont ses propriétés mécaniques et cristallographiques dépendent de la direction choisie et ils varient en fonction de la température.

Chapitre 2

Modélisation mathématique et dépendance thermique

2. Modélisation mathématique et dépendance thermique

Dans ce chapitre, les hypothèses et la théorie des plaques minces sont présentées pour ensuite calculer le déplacement et les contraintes d'une membrane mince, encastree sur ses quatre côtés et soumise à une pression répartie sur toute sa surface. Puis, on va donner les caractéristiques de module de Young du silicium qui change d'une orientation à une autre.

2.1 Hypothèse de la théorie

La théorie des plaques est une théorie évaluant les déformations et les contraintes dans une plaque soumise à des charges. Elle est inspirée de la théorie des poutres.

Si l'on note « a » et « h » la longueur et l'épaisseur d'une plaque carrée, la théorie des plaques minces exige les hypothèses suivantes (hypothèses de Kirchhoff) :

- La plaque est d'épaisseur petite devant les autres dimensions. Elle possède un plan moyen aussi appelé plan neutre.
- Les sections droites, initialement normales au plan neutre, restent planes et normales à celui-ci. La déformation en cisaillement transverse est donc négligée.
- Les termes non linéaires du déplacement sont négligés, en particulier, l'inertie de rotation est négligée. Seul le déplacement transversal w est considéré.
- La contrainte σ_z dans la direction transversale est nulle. Elle doit en effet s'annuler sur les faces extérieures et, du fait que la plaque est mince, il est naturel d'admettre qu'elle est nulle en tout z .

Soit M de coordonnées (x, y, z) est un point de la plaque au repos. À l'instant t , sa position est M' , et l'on définit le vecteur déplacement $\overrightarrow{MM'} = \begin{pmatrix} u \\ v \\ w \end{pmatrix}$ (Eric David, 2015) :

La figure 2.1 présente une plaque rectangulaire soumise à une déflexion, dont la fibre normale en (x, y) tourne d'un angle θ_x autour de l'axe x et d'un angle θ_y autour de l'axe y . Comme on est en petite déformation, l'arc de cercle décrit par un point lors de la rotation de la fibre normale est assimilable à un segment de droite, et on a :

$$\begin{aligned} u &= z \cdot \theta_y, \quad \frac{\partial u}{\partial x} = \theta_y \\ v &= -z \cdot \theta_x, \quad \frac{\partial v}{\partial y} = -\theta_x \end{aligned} \quad (2.1)$$

Les angles θ_x et θ_y représentent aussi la pente que prend le plan neutre, donc également

$$\begin{aligned} \theta_x &= \frac{\partial w}{\partial y} \\ \theta_y &= -\frac{\partial w}{\partial x} \end{aligned} \quad (2.2)$$

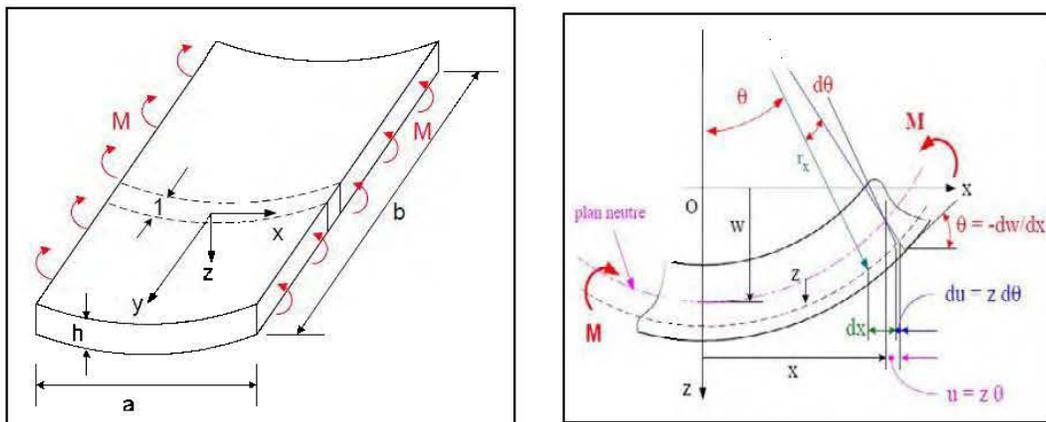


Figure 2.1 : Plaque rectangulaire soumise à une déflexion

2.2 Calcul du déplacement et de la contrainte de la membrane

Vu les faibles dimensions de la membrane et son déplacement qui est de l'ordre d'une dizaine de microns, on peut l'assimiler à une plaque mince carrée soumise à une pression répartie sur toute sa surface (Eric David, 2015).

D'après la définition, les composantes de vecteur déformation sont :

$$\left\{ \begin{array}{l} \varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} = z \cdot \frac{\partial \theta_y}{\partial x} = -z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \\ \varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} = -z \cdot \frac{\partial \theta_x}{\partial y} = -z \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \\ \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \\ \varepsilon_{xy} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) = \frac{z}{2} \left(\frac{\partial \theta_y}{\partial y} - \frac{\partial \theta_x}{\partial x} \right) = -z \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \\ \varepsilon_{xz} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) = \frac{1}{2} (\theta_y - \theta_x) = 0 \\ \varepsilon_{yz} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) = \frac{1}{2} (-\theta_x + \theta_x) = 0 \end{array} \right. \quad (2.3)$$

Aussi, pour les composantes des vecteurs contraintes:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_x = \frac{E}{1-\nu^2} [\varepsilon_x + \nu \varepsilon_y] = \frac{-Ez}{1-\nu^2} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \nu \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) \\ \sigma_y = \frac{E}{1-\nu^2} [\varepsilon_y + \nu \varepsilon_x] = \frac{-Ez}{1-\nu^2} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \nu \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right) \\ \tau_{xy} = G \cdot \varepsilon_{xy} = \frac{-Ez}{1+\nu} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \end{array} \right. \quad (2.4)$$

$$\begin{cases} M_x = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_x \cdot z dz = -D \left[\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \nu \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right] \\ M_y = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_y \cdot z dz = -D \left[\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \nu \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right] \\ M_{xy} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \tau_{xy} \cdot z dz = -D(1-\nu) \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \end{cases} \text{ Avec } D = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} \quad (2.5)$$

Q_x et Q_y sont les efforts tranchants appliqués à la plaque :

$$\begin{cases} Q_x = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \tau_{xz} \cdot dz \\ Q_y = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \tau_{yz} \cdot dz \end{cases} \quad (2.6)$$

$$\text{Équilibre des forces : } \frac{\partial Q_x}{\partial x} + \frac{\partial Q_y}{\partial y} + p = 0 \quad (2.7)$$

$$\text{Équilibre des moments suivant x : } \frac{\partial M_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial M_y}{\partial y} = Q_y \quad (2.8)$$

$$\text{Équilibre des moments suivant y : } \frac{\partial M_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial M_x}{\partial x} = Q_x \quad (2.9)$$

En substituant (2.8) et (2.9) dans (2.7) l'équation devienne :

$$\frac{\partial^2 M_x}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 M_{xy}}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_y}{\partial y^2} + p = 0 \quad (2.10)$$

D'où l'équation de Lagrange :

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = \frac{p}{D} \quad (2.11)$$

$$\nabla^4 w = \frac{P}{D}$$

Il n'existe pas une solution exacte pour cette équation, mais beaucoup de solutions approchées ont été développées dont celle de Chang Liu:

$$\boxed{w = \frac{w_{\max}}{4} (1 + \cos(2\pi \frac{x}{a})) (1 + \cos(2\pi \frac{y}{a}))} \quad \text{Où } w_{\max} = 0.0138 \frac{Pa^4}{Eh^3} \quad (2.12)$$

Les équations des contraintes deviennent alors :

$$\begin{cases} \sigma_x = \frac{Ez}{\nu^2 - 1} \left[\left(\frac{\pi^2}{a^2} w_{\max} \cos\left(2\pi \frac{x}{a}\right) \left(\cos\left(2\pi \frac{y}{a}\right) + 1 \right) \right) - \left(\frac{\pi^2}{a^2} \nu w_{\max} \sin\left(2\pi \frac{x}{a}\right) \sin\left(2\pi \frac{y}{a}\right) \right) \right] \\ \sigma_y = -\frac{Ez}{\nu^2 - 1} \left[\left(\frac{\pi^2}{a^2} w_{\max} \sin\left(2\pi \frac{x}{a}\right) \sin\left(2\pi \frac{y}{a}\right) \right) - \left(\frac{\pi^2}{a^2} \nu w_{\max} \cos\left(2\pi \frac{x}{a}\right) \left(\cos\left(2\pi \frac{y}{a}\right) + 1 \right) \right) \right] \end{cases} \quad (2.13)$$

Une simulation avec le logiciel Matlab sera développée dans la section 4 afin de fournir les résultats décrits précédemment.

2.3 Dépendance de température

2.3.1 Effets de la température sur les constantes élastiques

Le module de Young du silicium évolue avec la température. Cette dépendance thermique est souvent décrite pour chaque constante élastique C_{11} ; C_{12} ; S_{11} ; etc. Avec le coefficient d'élasticité thermique (TCE) de la constante élastique considérée. Plus précisément, pour chacune de ces constantes C , sa variation thermique entre T_0 et T peut être décrit par une série de coefficients TCE (C) $_k$:

$$C(T) = C(T_0) \left[1 + \sum_{k \geq 1} TCE(C)_k (T - T_0)^k \right] \quad (2.14)$$

Plusieurs mesures et méthodes de TCE sont rapportées dans la littérature pour les coefficients de température de premier ordre (McSkimin, Bond, Buehler, & Teal, 1951), et leurs valeurs ne peuvent donc pas être définies certainement. Cependant, comme l'a rapporté Hopcroft et al, les résultats donnés par Bourgeois et al. semblent provenir des expériences les plus soigneusement effectuées (voir le tableau 2.1) puisque les valeurs proposées incluent les coefficients de température du second ordre (Bourgeois, Steinsland, Blanc, & de Rooij, 1997).

Tableau 2.1 : Coefficient d'élasticité thermique des constantes élastiques

TCE	Premier ordre ($\times 10^{-6}/K$)		Second ordre ($\times 10^{-6}/K$)	
	Type p	Type n	Type p	Type n
	4 Ω cm, B	0.05 Ω cm, P	4 Ω cm, B	0.05 Ω cm, P
TCE _{S11}	64.73 \pm 0,29	66.60 \pm 0,60	61.19 \pm 1,1	60.51 \pm 0,35
TCE _{S12}	51.48 \pm 1,5	45.79 \pm 2,8	72.26 \pm 5,1	75.70 \pm 6,1
TCE _{S44}	60.14 \pm 0,20	57.96 \pm 0,17	54.90 \pm 1,7	57.31 \pm 1,4
TCE _{C11}	-73,25 \pm 0,49	-74.87 \pm 0,99	-49.26 \pm 4,8	-45.14 \pm 1,4
TCE _{C12}	-91,59 \pm 1,5	-99.46 \pm 3,5	-32.70 \pm 10,1	-20.59 \pm 11,0
TCE _{C44}	-60,14 \pm 0,20	-57.96 \pm 0,17	-51.28 \pm 1,9	-53.95 \pm 1,8

2.3.2 Conductivité thermique, diffusivité et chaleur spécifique

Au-dessus de 200 K, la conductivité thermique ‘est largement indépendante de la spécification de l'échantillon et les diverses données rapportées obtenues par différentes méthodes montrent un bon accord’ (Abeles, Beers, Cody, & Dismukes, 1962). Les valeurs de l'équation (2.15) sont des mesures représentatives de Glassbrenner et Slack (Glassbrenner & Slack, 1964).

$$K = K_0 \left[1 - B \left(\frac{T - T_0}{T} \right)^A \right] \quad \text{Avec} \quad \begin{array}{l} B=1.093 \text{ et } A=0.7805 \text{ Si } T < 1000\text{K} \\ B=0.93795 \text{ et } A=0.42 \text{ Si } T > 1000\text{K} \end{array} \quad (2.15)$$

En ce qui concerne la diffusivité thermique D du silicium monocristallin, les valeurs ont été mesurées à partir de la température ambiante jusqu'à 1400 K par Abeles et al. (Abeles et al., 1962). Ces mesures ont été trouvées entre celles de Glassbrenner et de Slack et Shanks et al. (Masolin, Bouchard, Martini, & Bernacki, 2013) qui sont dans l'ordre de 5 % exact au-dessous de 1000 K, mais moins précises au-dessus.

Les données recommandées sur la chaleur spécifique rapportées par Hull (Hull, 1999) sont également données dans le tableau 2.2.

Tableau 2.2 : Conductivité thermique du silicium monocristallin (k), Diffusivité (D) et la chaleur spécifique (Cp)

T (K)	K (W cm ⁻¹ K ⁻¹)	D (cm ² s ⁻¹)	C _p (J g ⁻¹ K ⁻¹)
200	2.66	***	0.557
300	1.56	0.86	0.713
400	1.05	0.52	0.785
500	0.80	0.37	0.832
600	0.64	0.29	0.849
700	0.52	0.24	0.866
800	0.43	0.19	0.883
900	0.356	0.16	0.899
1000	0.31	0.14	0.916
1100	0.28	0.13	0.933
1200	0.261	0.12	0.950
1300	0.248	0.12	0.967
1400	0.237	0.12	0.983
1500	0.227	***	1.000
1600	0.219	***	1.017

2.3.3 Dilatation thermique

Le coefficient de dilatation thermique du silicium monocristallin α_T a été mesuré dans la plage de 5 à 1600 K par plusieurs moyens, comme un dilatomètre interférométrique (Okaji M), Rayon X (Okada Y.). Les mesures rapportées ont été trouvées en bon accord entre les différentes méthodes (Okada & Tokumaru, 1984). À partir de ces mesures, une expression appropriée du coefficient de dilatation thermique linéaire est donnée par l'équation (2.16), élaborée par Okada Y, Tokumaru Y en 1984 et présentée par la Figure 2.2.

$$\alpha(T) = 3.725 \left(1 - e^{-5.88 \times 10^{-3}(T-124)} \right) + 5.548 \times 10^{-4} T \quad (2.16)$$

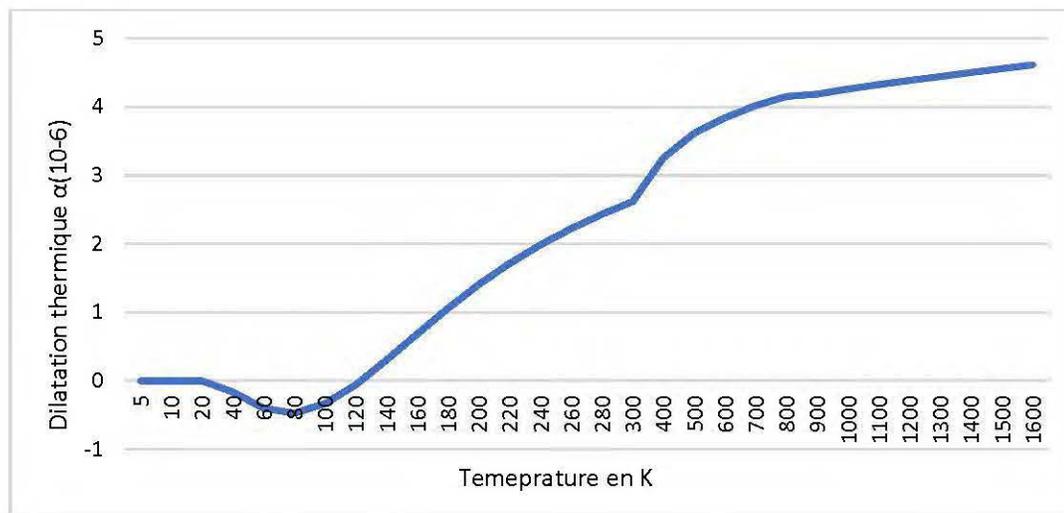


Figure 2.2 : Variation de la dilatation thermique en fonction de la température

2.3.4 Émissivité

Il y'a eu plusieurs études du rayonnement thermique émis par le silicium à des températures élevées. Mais comme l'émissivité du silicium dépend fortement de nombreux facteurs, tels que l'épaisseur de l'échantillon, le dopage, les conditions de surface, etc., les expériences doivent être interprétées avec précaution avant d'appliquer une quelconque des valeurs mesurées de l'émissivité de silicium à tout type de modèle. À titre de première approximation, une valeur d'émissivité acceptable pour les différents résultats expérimentaux est nulle à température ambiante, qui s'élève alors avec une augmentation de température à une valeur maximale de 0,7 à 1220 K (Masolin et al., 2013).

2.3.5 Calcul de la dureté

La dureté peut être définie comme la résistance d'un matériau à la pénétration permanente par un autre matériau. Le travail le plus important et le plus complet sur les expériences de nano-indentation pour mesurer la dureté du silicium a été réalisé par Bhushan et al. (Bhushan & Koinkar, 1994). Même si les valeurs de dureté dépendent de la charge normale, de la profondeur d'indentation et de l'orientation cristallographique,

une valeur de 12 ± 1 GPa pourrait être considérée comme moyenne pour tous les cas. La seule exception est un silicium de type p, dopé au bore : on montre que le dopage par diffusion thermique avec des ions de bore ramollit la surface du silicium jusqu'à 7 GPa (Bhushan & Li, 1997).

2.4 Calcul de sensibilité et la non-linéarité d'un capteur piézorésistif

Un capteur de pression piézorésistif se compose d'une membrane avec quatre piézorésistances sur le dessus, reliées par un pont de Wheatstone afin d'augmenter la sensibilité. Ceci est illustré à la figure 2.3. La pression appliquée provoque la déflexion et la contrainte dans la membrane, qui est détectée par les piézorésistances. Les jauges sont placées dans les zones du diaphragme où de fortes contraintes sont générées lorsqu'une pression est appliquée. La taille et la forme de la membrane ainsi que la forme des piézorésistances sont des facteurs importants qui influencent la pression mesurée.

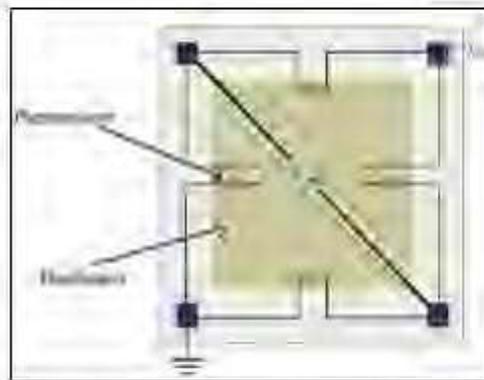


Figure 2.3 : Disposition des résistances sur la membrane d'un capteur de pression

Les quatre piézorésistances sont placées le long de l'axe $\langle 110 \rangle$ sur les bords de la membrane en silicium, comme le montre la figure précédente, interconnectée entre eux par un pont de Wheatstone, avec une source de courant constant appliquée au circuit en pont.

Le changement de résistance d'un matériau piézorésistif sous contrainte est donné par :

$$\frac{\Delta R}{R} = \frac{\Delta L}{L} - \frac{\Delta A}{A} + \frac{\Delta \rho}{\rho} \quad (2.17)$$

Les deux premiers termes correspondent respectivement à la déformation géométrique en longueur et en section transversale des résistances. Pour les piézorésistances sous contrainte, ces termes sont négligeables par rapport au dernier terme (Bao, 2005.) qui correspond à la variation de résistivité. Par conséquent, l'équation se réduit à :

$$\frac{\Delta R}{R} = \pi_l \sigma_l + \pi_t \sigma_t \quad (2.18)$$

où σ est la contrainte uniaxiale, π est le coefficient piézorésistif et les indices 'l' et 't' sont transmis à la direction longitudinale (mode L) et à la direction transversale (mode T). La direction de contrainte est parallèle à la direction du courant en mode L et perpendiculaire à la direction du courant en mode T (Li & Liu, 2011).

Le coefficient piézorésistif longitudinal dans l'équation à $\langle 110 \rangle$ est approximativement égal à la moitié de π_{44} , où π_{44} est le coefficient piézorésistif de cisaillement.

$$\begin{aligned} \frac{\Delta R_1}{R_1} &= \frac{\Delta R_3}{R_3} = \pi_{l[110]} \sigma_{[110]} + \pi_{t[110]} \sigma_{[\bar{1}\bar{1}0]} \\ &= \frac{1}{2} \pi_{44} \left(\sigma_{[110]} - \sigma_{[\bar{1}\bar{1}0]} \right) \approx \frac{1}{2} \pi_{44} \sigma_{[110]} \end{aligned} \quad (2.19)$$

Les deux piézorésistances (R_1 et R_3) sont les résistances longitudinales, et la variation de deux résistances peut être calculée comme suit :

$$\begin{aligned} \frac{\Delta R_2}{R_2} &= \frac{\Delta R_4}{R_4} = \pi_{l[110]} \sigma_{[110]} + \pi_{t[110]} \sigma_{[\bar{1}\bar{1}0]} \\ &= \frac{1}{2} \pi_{44} \left(\sigma_{[110]} - \sigma_{[\bar{1}\bar{1}0]} \right) \approx -\frac{1}{2} \pi_{44} \sigma_{[\bar{1}\bar{1}0]} \end{aligned} \quad (2.20)$$

Lorsque le diaphragme est pressé, les résistances de jauge longitudinale et les résistances de jauge transversale présentent des variations opposées (Li & Liu, 2011). La variation de la tension de sortie avec la pression chargée est la suivante :

$$V_{out} = \frac{(R_1 + \Delta R_1)(R_3 + \Delta R_3) - (R_2 + \Delta R_2)(R_4 + \Delta R_4)}{R_1 + \Delta R_1 + R_4 - \Delta R_4 + R_3 + \Delta R_3 + R_2 - \Delta R_2} \quad (2.21)$$

Si la conception et la fabrication sont parfaites, $R_1 = R_2 = R_3 = R_4 = R$

Et $\Delta R_1 = \Delta R_2 = \Delta R_3 = \Delta R_4 = \Delta R$.

$$\text{Ainsi} \quad \begin{aligned} V_{out} &= I \times \Delta R \\ V_{out} &= I \times \pi \times \sigma \times R \end{aligned} \quad (2.22)$$

Dans la littérature, la sensibilité du capteur donne une idée sur la précision de ce dernier. C'est l'aptitude du composant à donner une mesure proche de la vraie valeur. Elle est définie comme la variation relative de la tension de sortie par unité de pression appliquée (S Santosh Kumar).

Soit S la sensibilité d'un capteur de pression piézorésistif, alors :

$$S = \frac{\Delta V_{out}}{\Delta P} \frac{1}{V_{in}} = \frac{\Delta R}{\Delta P} \cdot \frac{1}{R} \quad (2.23)$$

La non-linéarité est définie comme l'écart de la droite spécifiée par rapport à la courbe d'étalonnage du capteur (S Santosh Kumar). Pour chaque point d'étalonnage, il y a un écart spécifique. L'erreur de non-linéarité d'un point d'étalonnage spécifique est définie comme l'écart en pourcentage à ce point. L'écart maximal s'appelle la non-linéarité du capteur. La non-linéarité est définie comme suit :

$$NL_i = \frac{V_0(p_i) - \frac{V_0(p_m)}{P_m} p_i}{V_0(p_m)} \times 100 \quad (2.24)$$

Avec :

P_i : Pression à un point de référence.

P_m : Pression maximum.

V_0 : Tension d'entrée.

2.5 Conclusion

Au cours de ce chapitre, la membrane mobile en silicium est assimilée à une plaque carrée encastree sur ses quatre cotes et qui satisfait les hypotheses de Kirchhoff afin d'appliquer la theorie des plaques minces. Bien que l'equation de Lagrange (2.11), qui donne le deplacement d'une plaque mince soumise à une pression en tout point M (x, y), n'admet pas une solution exacte, l'equation (2.12) est la plus adapter pour le cas du silicium.

Le module de Young du silicium « E » varie jusqu'à 30 % en modifiant l'orientation du plan choisi (entre 130 GPa et 169 GPa). Les resultats presentes dans la figure 1.16 nous montrent que la representation de module de Young affiche une symetrie par rapport à l'axe d'inclinaison 45°. À 0°, la valeur de module de Young est 130 GPa, il augmente avec l'inclinaison pour atteindre son maximum, 169 GPa à 45°. Puis, il diminue jusqu'à ce qu'il retourne à sa valeur initiale à 90° (130 GPa). Alors que le coefficient du Poisson varie de 45%, de 0,278 à 0° jusqu'à 0.362 à 45°.

Comme la majorite des metaux, le module de Young, du silicium evolue avec la temperature et se traduit par le fait que chaque constante elastique varie en fonction la temperature et le coefficient d'elasticite thermique (TCE) presente par l'equation (2.14)

La conductivité, ainsi que la diffusivité et la chaleur spécifique du silicium diminuent en fonction de la température, tandis que la dilatation thermique augmente à partir de 120 K.

Chapitre 3

Étude expérimentale

3. Étude expérimentale

3.1 Généralités

Dans cette partie, on s'intéresse au problème de flexion d'une membrane mince de silicium sous l'effet d'une force fournie par un poinçon à tête plat et en fonction de la température afin de calculer la déflexion maximale et la résistance à la fracture de l'échantillon. Ces essais étaient effectués dans le laboratoire du bois et biomatériau de l'UQAT en utilisant la machine Zwick. Les données expérimentales qui en résultent seront utilisées pour comparaison des paramètres associés au modèle numérique, décrit dans le chapitre suivant.

Le montage expérimental, les conditions d'opération, la géométrie des membranes utilisées ainsi que les résultats obtenus lors de l'expérimentation seront présentés ci-après dans la section 3.3.

La variable de sortie mesurée est le déplacement vertical au centre de la membrane, les variables d'entrées sont : la température et l'orientation des plans de l'échantillon.

Toutes ces mesures sont effectuées pour une température et une orientation qui est bien définie. Il est important de souligner que la valeur de la variable mesurée joue un rôle crucial pour le problème de caractérisation des paramètres mécanique de l'échantillon. En effet, le système expérimental doit répondre à plusieurs critères techniques, à savoir : précision, répétitivité et sécurité des manipulations.

3.2 Description du procédé

Un « wafer » de silicium de forme presque circulaire, comme montre la figure 3.1, entreposé et fixé sur un support puis chauffé à une température fixée d'avance à l'aide d'un collier chauffant et soumis à une pression fournie par une presse ZWICK et transmise à l'aide d'un poinçon à tête plat attaché à la presse.

L'orientation des plans est visible grâce à l'orientation de la coupe sur la membrane : la ligne de coupe indique la direction $\langle 110 \rangle$.

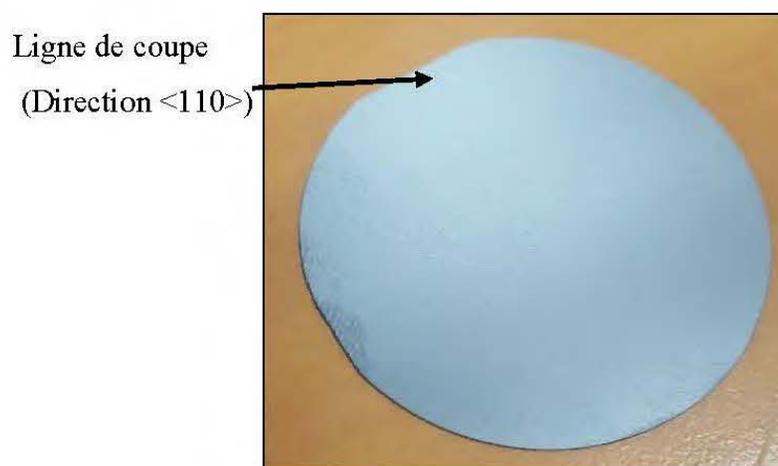


Figure 3.1 : Prise réelle de l'échantillon

Le montage expérimental est composé de trois modules distincts et complémentaires :

- Un module de fixation et chauffage ;
- Un module de transmission de la pression ;
- Un système d'acquisition.

3.3 Dispositif expérimental

L'essai mécanique de flexion est une étape indispensable pour accéder aux paramètres caractéristiques des matériaux, et ce dans des conditions variables, par exemple la température. Le propos de ce paragraphe est de présenter les moyens expérimentaux utilisés pour caractériser la déflexion maximale et le comportement mécanique à la fracture de notre matériau en fonction de la température dont ces caractéristiques sont regroupées dans le Tableau 3.1.

Tableau 3.1 : Propriétés de l'échantillon réel.

Type de dopage	Positive
Diamètre	50 mm
Polissage	Une seule face
Dopant	Bore
Orientation	1 0 0
Épaisseur	279 μm
Résistivité	5 Ω . cm

3.3.1 Module de fixation et chauffage

Ce module est divisé en deux parties : un support avec un couvercle, usiné dans l'atelier mécanique de l'UQAT assure la fixation de l'échantillon. Le chauffage, lui, est garanti par un collier chauffant attaché autour du support qui transmet à son tour la chaleur à l'échantillon.

- Support et couvercle :

Ils ont été usinés à partir d'une tige brute d'aluminium 606-T6 de longueur 13 pouces et de diamètre 3 pouces dont ses caractéristiques seront détaillées dans le tableau 3.2.

En effet l'aluminium 6061 est un alliage durci par précipitation, contenant du magnésium et du silicium comme principaux éléments d'alliage. Appelé à l'origine "Alliage 61S", il a été développé en 1935 (Inc., 2016). Il possède de bonnes propriétés

mécaniques, présente une bonne soudabilité et il est très couramment extrudé (deuxième en popularité après le 6063). Il est l'un des alliages d'aluminium les plus courants pour un usage général.

Tableau 3.2: Caractéristique de l'aluminium 606-T6

Densité (ρ)	2,7 g/cm ³
Module de Young (E)	68,9 GPa
Coefficient de Poisson (μ)	0.33
Résistance à la traction (σ_t)	124-290 MPa
Température de fusion (T_f)	585 °C
Coefficient d'expansion thermique (α)	2,32 10 ⁻⁵ K ⁻¹
Conductivité thermique (k)	151-202 W/ (m.k)

Une géométrie carrée, d'arrête 25 mm, est gravé sur la partie supérieure du support afin d'assimiler la membrane à une plaque carrée et appliqué la théorie des plaques minces, avec un trou à travers tout au centre afin de diminuer la pression et libérer l'air pris entre l'échantillon et le support de diamètre 12 mm. Quatre trous filetés ont été usinés pour visser l'ensemble et assurer par la suite l'encastrement de la membrane. L'ensemble de fixation est présenté par la figure 3.2. Le support est à gauche de l'image ci-dessous.



Figure 3.2 : Ensemble de maintien de la membrane

Le couvercle est usiné pour pouvoir maintenir la membrane.

- Collier de chauffage

Comme mentionné précédemment, le collier est attaché autour du support sa puissance est 400 W et fonctionne sur une tension d'alimentation 480 Vac. Le collier utilisé est de diamètre intérieur 3 po et de largeur 1 po. Ces caractéristiques sont les meilleures pour le choix d'un tel collier puisqu'il répond à nos besoins pour faire l'expérience.

3.3.2 Module de transmission de la pression

Les essais de flexions sont réalisés sur une machine biaxiale servo hydraulique ZWICK modèle T1-FR020TN.A50 qui permet d'effectuer des essais de traction, compression, torsion, seule ou combinée comme montre la figure 3.3.



Figure 3.3 : Vue d'ensemble de la station Zwick

La commande de la machine se réalise à travers une boucle d'asservissement qui exige, par des sollicitations mécaniques, l'égalité entre la réponse d'un capteur et une consigne affichée.

L'ensemble du module de fixation et chauffage est encastré sur un bâti sous un poinçon à tête plat qui a été usiné à l'atelier mécanique de l'UQAT. Le poinçon est de diamètre 18 mm fixés au bout d'une cellule de charge de type KAP-TC et de capacité nominale 50 N. Le tout est monté sur la traverse réglable de la station ZWICK, comme indique la figure 3.4.



Figure 3.4 : Installation du dispositif expérimental

3.3.3 Système d'acquisition

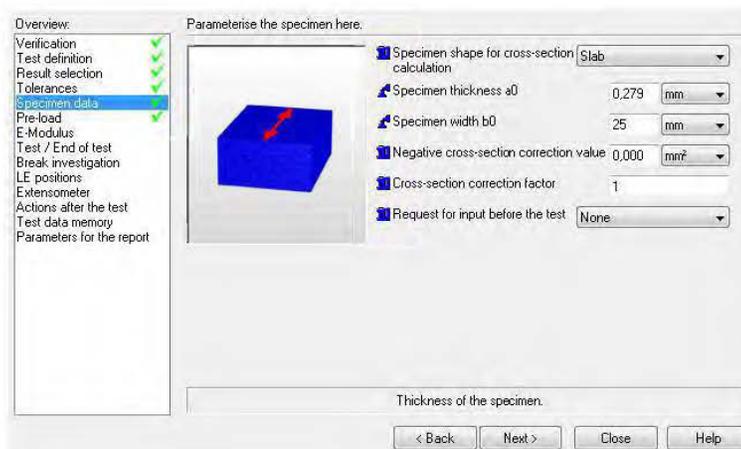
La commande de la température de l'échantillon est assurée par un thermostat REX C-100 de capacité 0-400 °C. Une armoire électrique a été conçue pour l'alimentation du thermostat et du capteur qui est logée à l'intérieur du couvercle de façon à capter la température de l'échantillon. Le déplacement de la membrane est recueilli grâce à un extensomètre attaché à la station.

La gestion de toutes les informations fournies par les différents éléments que nous venons de présenter est assurée par un système informatique lié directement à la machine qui permet d'acquérir automatiquement les données brutes (temps, déplacement, charge, etc.), exploitées par la suite sous Matlab et Excel.

3.4 Paramètre d'essais

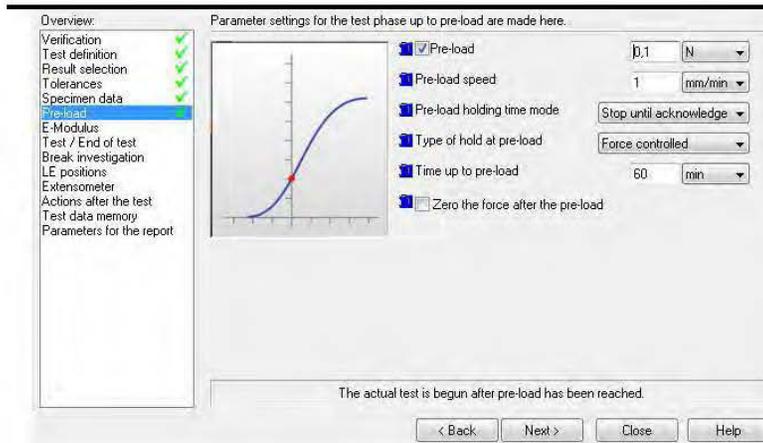
D'abord, les paramètres de la machine sont définis et les données nécessaires sont introduites afin d'assurer la sécurité de l'opérateur et le bon déroulement de l'expérience dans le but de recueillir les meilleurs résultats possibles. Le tableau 3.3 montre quelque étape lors de la programmation de la machine.

Tableau 3.3: Programmation de la machine

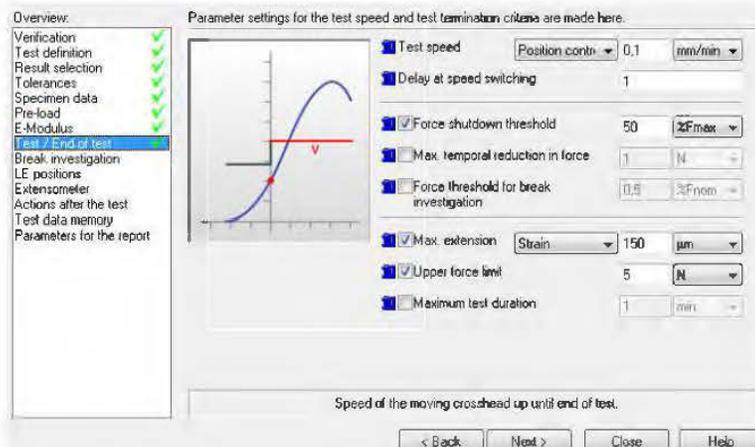


Définition des paramètres géométriques de l'échantillon.

La largeur du spécimen est 25 mm qui n'est d'autres que la longueur de cote du carré gravé sur le support.

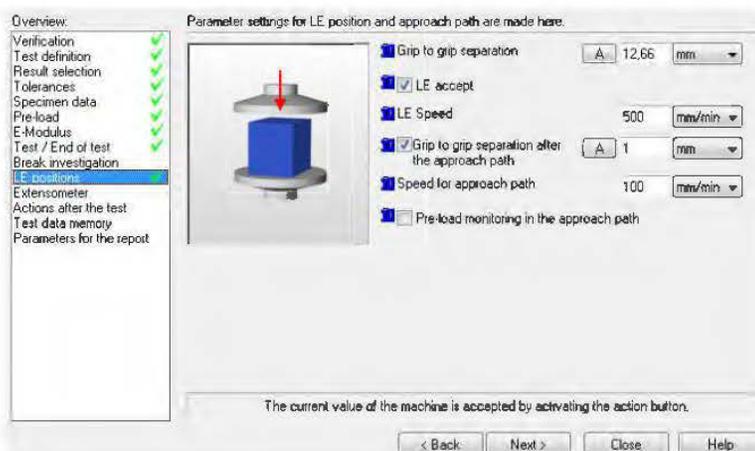


0,1 N est la force appliquée sur la membrane à la position zéro relative de la machine afin de s'assurer que le poinçon touche bien notre échantillon. Le poinçon descend avec une vitesse de 1 mm/min lors de la recherche l'origine de notre repère.



La vitesse d'avance du poinçon est 0,1 mm/min et les conditions d'arrêt de l'expérience sont :

- Déplacement maximal 150 µm.
- Ou
- Force maximale appliquée égale à 5 N.

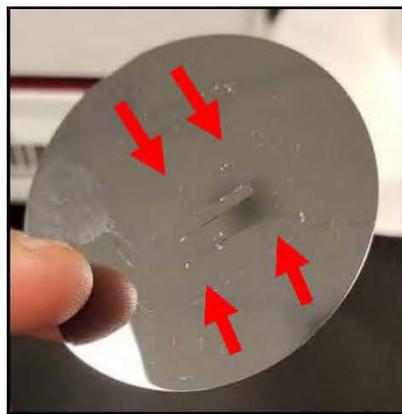


L'expérience commence par une avance rapide (500 mm/min) jusqu'à la distance entre le poinçon et l'échantillon devienne 1 mm. Puis il avance de 100 mm/min jusqu'au contact avec l'échantillon.

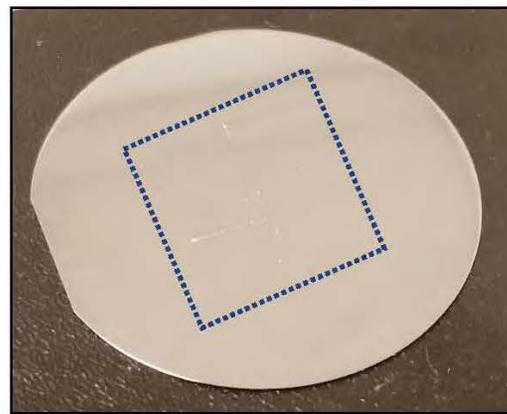
3.5 Essais préliminaires

Les premiers essais sont pour confirmer les données saisies et chercher les paramètres limites pour la programmation de la machine. Afin de s'assurer que le poinçon touche l'échantillon, pour définir l'origine et le zéro de l'extensomètre, une réaction égale à 0,1 N sur la membrane doit être établie par le poinçon. Une réaction de 0.1 N nous donne les meilleurs résultats. La vitesse d'avance du poinçon choisie ($V_a = 0,1 \text{ mm / min}$) fournit les meilleurs résultats du déplacement sans fracture de la membrane dans un meilleur temps.

Au début, dès que le couvercle est mis, on entend des cracks venus de l'échantillon qui s'avère la fracture de la membrane. L'endommagement du spécimen, comme indiquer dans la figure 3.5, peut-être dû à la vitesse d'avance ($V_a = 0,1 \text{ mm / min}$ donne les meilleurs résultats) ou à l'état de surface du support (faute du polissage lors de la fabrication).



(a)



(b)

Figure 3.5: Destruction de l'échantillon

Pour cela, un papier cartonné est découpé et placé de telle sorte qu'il fit sur la base du support comme illustrer dans la figure 3.6 afin de diminuer les contraintes aux bords de la surface libre de la membrane, et évité la destruction de l'échantillon.

Le papier cartonné était bénéfique pour le déroulement des essais, car la membrane ne se casse plus.

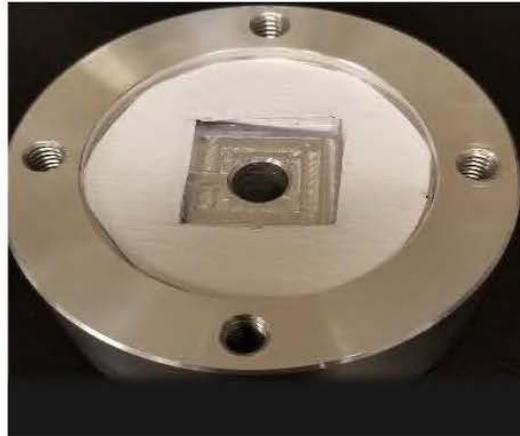


Figure 3.6: Placement d'un papier cartonné sur le support

Les copeaux du spécimen présentent dans la figure 3.7, confirment les données énoncées dans la section 1.8, où il mentionne que la fracture du silicium est fragile et se propage rapidement et suivant des 'chervon'.

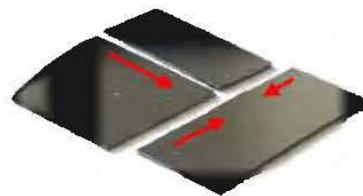


Figure 3.7: Fracture du copeau

Avant de commencer les essais de flexion de la membrane en fonction de la température, la limite du déplacement avant la fracture doit être validée, et après plusieurs essais, on peut confirmer qu'à 80°C (température maximale) la fracture apparaît aux alentours de 389 μm .

Les essais étaient répartis en deux parties (3 unités par lots) selon l'inclinaison du plan (0° et 45°).

On s'est mis d'accord avec le technicien, sur les valeurs :

- Vitesse d'avance V_a : 0,1 mm/min
- $W_{\max} = 150 \mu\text{m}$

La température T_f est prise à partir de la température ambiante 25°C puis 30°C jusqu'à 80°C avec un pas de 10°C . Le déplacement mesuré est recueilli en μm .

La position zéro du poinçon est prise de façon que la force appliquée sur la membrane mesurée est égale à : 0,1 N.

3.6 Déroulement de l'expérience

Dans cette expérience, notre échantillon est dans une position bien identifiée sur le support (afin de différencier la direction $\langle 110 \rangle$) comme indique la figure 3.8. Après avoir fixé la membrane et visser le couvercle (avec le capteur thermique à l'intérieur), la règle de la température désirée se fait à l'aide du thermostat, puis un délai d'attente afin l'atteinte de la température demandée T_f (afficher directement sur le thermostat). Le bouton START de la station ZWICK lance le programme qui est déjà établi sur le logiciel de la machine. D'abord, une avance rapide de l'ensemble attaché à la traverse réglable jusqu'à la position zéro du poinçon z_0 . Puis, la partie carrée libre de la membrane (déjà chauffé) commence à se déformer grâce à l'avance du poinçon ($V_a = 0,1 \text{ mm/min}$) sur sa face supérieure. Son déplacement maximal est affiché en temps réel. L'expérience est arrêtée et le poinçon se rend à sa position initiale quand la force maximale calculée sur la membrane est égale à 5N ou le déplacement maximal dépasse $150 \mu\text{m}$.

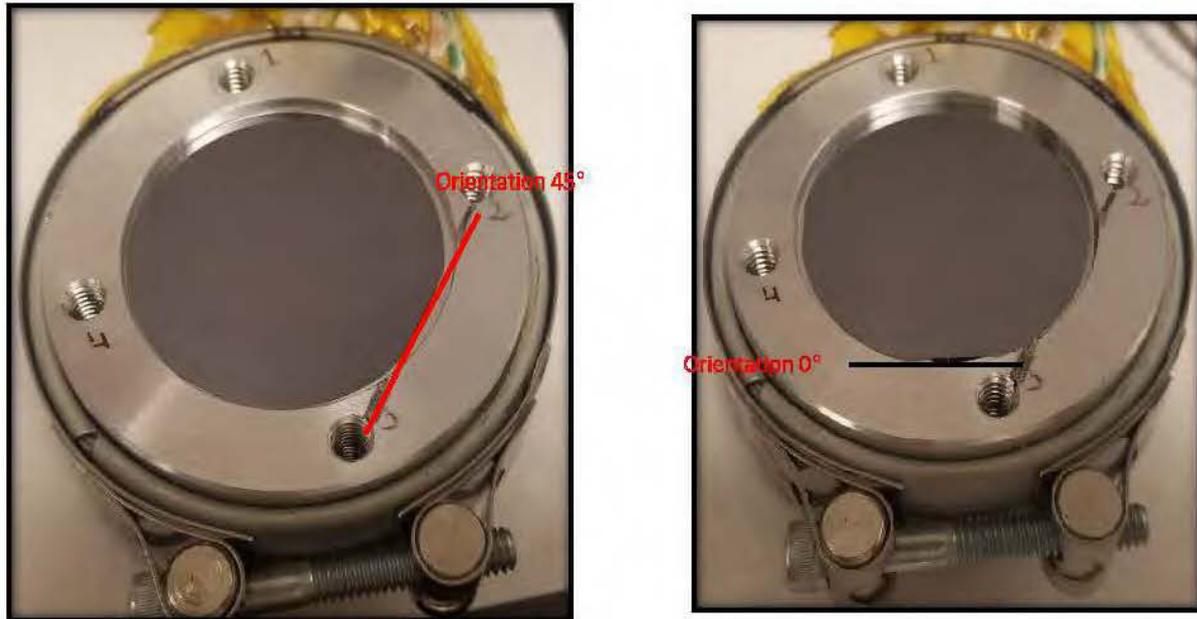


Figure 3.8 : Disposition de l'échantillon sur le support par rapport à l'orientation.

- Déroulement de l'expérience
 - placer l'échantillon sur le support à 0° ou 45° ,
 - chauffer la membrane à la température souhaitée (22 à 80°C),
 - le cycle commence par une avance rapide du poinçon jusqu'au contact de la membrane,
 - la déflexion de la membrane est mesurée en temps réel sous une vitesse d'avance du poinçon égal à $0,1\text{ mm/min}$,
 - l'expérience est arrêtée lorsque la force appliquée atteint 5 N ou lorsque la déviation de la membrane dépasse une limite fixe.

3.7 Mesure et résultats expérimentaux

Deux lots de membranes sont considérés (trois par lots), séparés en fonction de la direction $\langle 110 \rangle$. Les résultats seront détaillés dans le tableau 3.4 et le tableau 3.5.

Tableau 3.4 : Déplacement en fonction de la température à 0° :

Température	Lots 1 : Direction $\langle 110 \rangle$ à 0° (Déplacement en μm)			Moyenne
	1	2	3	
25	107,21	107,88	107,07	107,387
30	108,62	107,83	108,64	108,363
40	113,98	115,43	114,09	114,500
50	118,55	118,32	118,41	118,427
60	119,66	121,81	119,53	120,333
70	128,71	127,39	127,88	127,993
80	139,92	137,06	140,93	139,303

Tableau 3.5 : Déplacement en fonction de la température à 45° :

Température	Lots 2 : Direction $\langle 110 \rangle$ à 45° (Déplacement en μm)			Moyenne
	1	2	3	
25	75,59	80,2	82,47	79,420
30	84,53	87,48	85,88	85,963
40	95,41	92,51	95,57	94,497
50	99,94	99,39	98,62	99,317
60	102,78	103,01	102,4	102,730
70	111,27	110,96	110,73	110,987
80	124,08	124,52	123,81	124,137

La figure 3.9 présente la variation de la moyenne de déflexion maximale de la membrane en fonction de température pour chaque orientation. La courbe discontinue représente la valeur moyenne de la déflexion maximale du lot dont la direction $\langle 110 \rangle$ est inclinée de 0° (Coefficient de module de Young théorique est égale à 130 GPa) tandis que la courbe continue représente la valeur moyenne de la déflexion maximale du lot dont la direction $\langle 110 \rangle$ est inclinée de 45° (Coefficient de module de Young théorique est égale à 169 GPa).

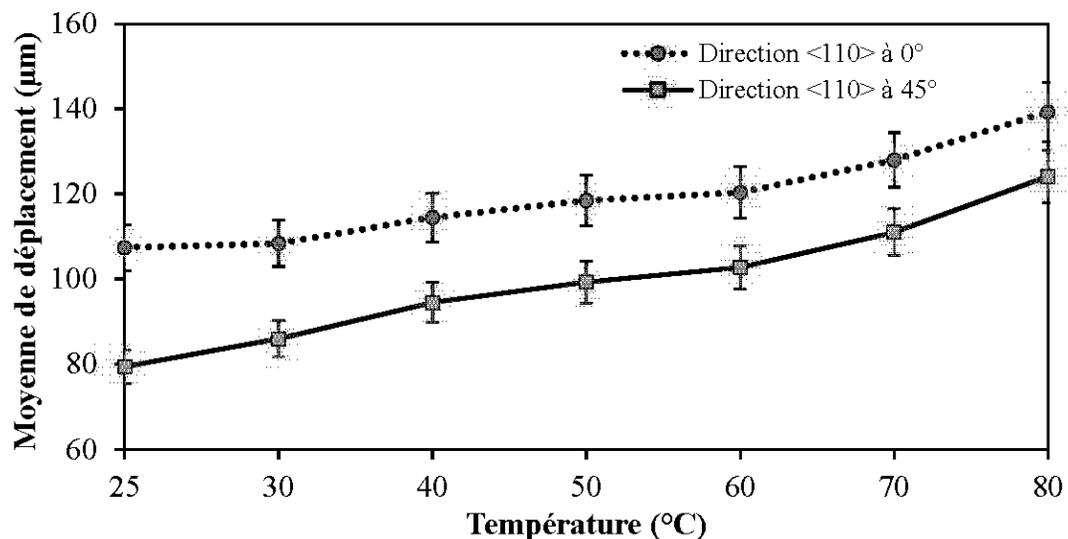


Figure 3.9 : Variation de la déflexion en fonction de température

La moyenne de déplacement augmente en fonction du temps pour les deux orientations. Ceci est vrai pour le cas du silicium (matériaux cristallins fragiles).

En effet, le déplacement maximal de la membrane quand la direction $\langle 110 \rangle$ est horizontale (direction 0°) est plus important que celle à 45° , ce qui est évident puisque le module de Young à 0° est égal à 130 GPa, tandis qu'il est égal à 169 GPa à 45° . De plus, d'après l'équation (2.12), le déplacement maximal (W_{\max}) est inversement proportionnel aux valeurs de module de Young (E).

Au fur et aux mesures que la température augmente, l'écart diminue progressivement jusqu'à qu'il atteigne son minimum à 80°C ($15\ \mu\text{m}$) ce qui peut être probablement dû

à la variation de module de Young qui est sensible à la variation de la température. Ceci est déjà prouvé dans les travaux de (Bourgeois et al., 1997) (voir section 2.3.1).

Plus de détail sur l'évolution de l'écart est donné par la figure 3.10. En effet, pour la valeur de température 50 °C, une légère déviation de l'écart de déplacement a été observé ($\pm 1 \mu\text{m}$). La courbe représentative de cette évolution est de la forme $y=ax^b$, avec $a = 27,86$ et $b = -0,29$

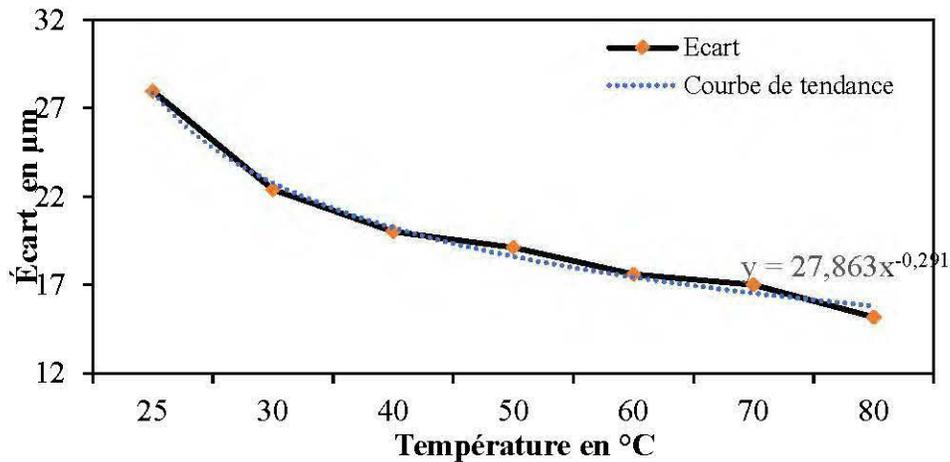


Figure 3.10 : Écart entre les courbes de déplacement

Afin de représenter le module de Young de silicium et son évolution en fonction de la température, les coefficients de souplesse définie précédemment dans l'équation (1.4) sont calculés afin de les utiliser comme indique l'équation ci-dessous. Matthew A. Hopcroft a donné une formule mathématique de chaque module de Young pour le silicium (Hopcroft et al., 2010).

$$\begin{cases} \frac{1}{E_x} = s_{11} \\ \frac{1}{E_y} = s_{11} - \frac{1}{2} \left[(s_{11} - s_{12}) - \frac{1}{2} s_{44} \right] \\ \frac{1}{E_z} = s_{11} - \frac{2}{3} \left[(s_{11} - s_{12}) - \frac{1}{2} s_{44} \right] \end{cases} \quad (3.1)$$

L'équation (3.1) donne l'inverse des trois modules de Young de silicium en fonction des constantes élastique (ou de souplesse). Or, d'après l'équation (2.14), on peut calculer les valeurs de ces constantes pour chaque valeur de température en se basant sur les données du tableau 2.1 dont on va utiliser les valeurs du second ordre pour le silicium dopé positif (au Bore) pour calculer les valeurs du s_{11}' , s_{12}' et s_{44}' , ils sont regroupés dans le tableau 3.6.

Tableau 3.6 : Coefficients du tenseur de la souplesse en fonction de la température

Température		s_{11}'	s_{12}'	s_{44}'
°C	K			
22	320	7,917e-12	-2,221e-12	1,296e-11
30	328	8,117e-12	-2,290e-12	1,327e-11
40	338	8,45e-12	-2,405e-12	1,378e-11
50	348	8,878e-12	-2,553e-12	1,444e-11
60	358	9,399e-12	-2,732e-12	1,524e-11
70	368	1,001e-11	-2,945e-12	1,618e-11
80	378	1,072e-11	-3,189e-12	1,727e-11

Alors les valeurs théoriques de module de Young calculé en fonction de la température sont dans le tableau 3.7.

Tableau 3.7 : Valeurs théoriques des modules de Young de silicium en fonction de la température

Température en °C	E_x (GPa) à	$E_y = E_z$ (GPa)
22	126,298	164,224
30	123,198	160,486
40	118,333	154,594
50	112,634	147,646
60	106,383	139,973
70	99,844	131,883
80	93,238	123,647

Pour mieux expliquer les observations de la figure 3.9, la variation de deux modules de Young est donnée par la figure 3.11 qui représente la variation des deux modules de Young (E_x en bleu et E_y en noir) en fonction de la température.

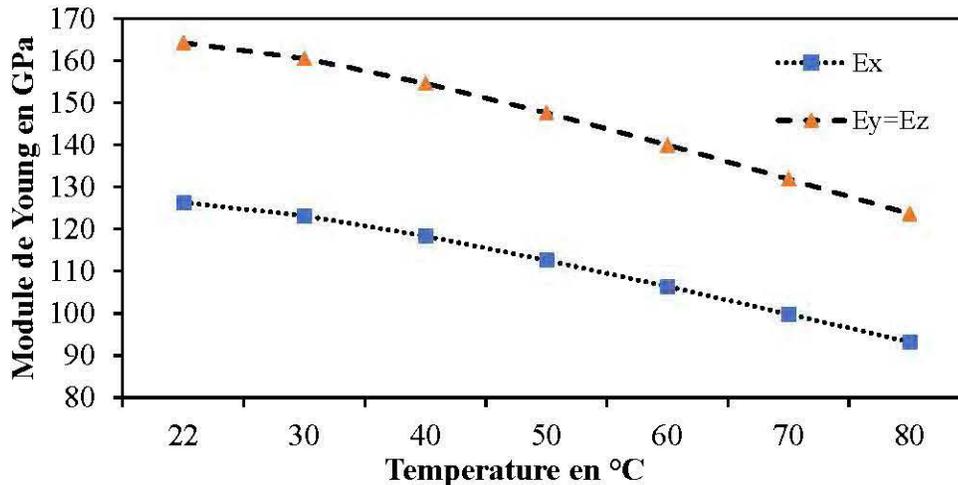


Figure 3.11 : Variation de module de Young en fonction de la température

Contrairement aux variations de déplacement qui ont été une fonction croissante en fonction du temps, les deux courbes E_x et E_y sont des fonctions décroissantes de celle-ci. Quant à l'écart entre E_x et E_y , ce dernier a été plus grand à 25 °C (~38 GPa) et il diminue en fonction de l'augmentation de la température pour atteindre 30 GPa à 80 °C. Ceci est expliqué par le fait que le module de Young E_x et E_y sont inversement proportionnelle aux coefficients de souplesse (s_{ij}).

3.8 Conclusion et observation

Au cours de cette expérience, on a pu mettre en pratique notre connaissance dans le domaine de conception et la fabrication mécanique pour l'usinage du support qui logera l'échantillon pendant les essais expérimentaux.

La fragilité de ces 'wafers' en silicium est mise en évidence. Le diamètre de 50 mm est beaucoup plus important que l'épaisseur (279 μm) ce qui rend l'échantillon trop fragile. Pendant les essais préliminaires, le démarrage et la taille des fissures dépendent

de la température et la vitesse de poinçon. La limite du déplacement avant la fracture est obtenue après plusieurs essais. Il est égal à 80°C (température maximale) à 389 μm . La fracture du silicium est fragile et se propage rapidement et suivant des 'chervon' qui convergent ce qui est affirmé en regardant les copeaux de l'échantillon endommagé. La déflexion était très sensible à la vitesse du poinçon choisi. La vitesse de 0,1 mm/min est celle qui a donné les valeurs les plus stables.

La moyenne de déplacement augmente de façon presque linéaire en fonction du temps pour les deux orientations. En effet, le déplacement maximal de la membrane quand la direction $\langle 110 \rangle$ est horizontale (direction 0°) est plus important que celle à 45° , ce qui est évident puisque le module de Young à 0° est égal à 130 GPa, tandis qu'il est égal à 169 GPa à 45° .

L'écart entre les deux orientations diminue en fonction de la température. Cela se traduit par la diminution du module du Young de deux échantillons de façon non proportionnelle ainsi que les valeurs de coefficient de Poisson.

Chapitre 4

Simulations numériques

4. Simulations numériques

L'optimisation et la conception des microcapteurs de pression piézorésistives impliquent en plus de l'étude des propriétés piézorésistives du polysilicium, la modélisation du corps mobile en silicium en fonction de la pression et de la température.

La détermination de la déformation et de la contrainte appliquées aux jauges piézorésistives permet d'optimiser leur positionnement et leur signal électrique de sortie : augmentation de la sensibilité, linéarité, réduction des dérives thermiques (Les jauges sont placées aux bords de la membrane, où les contraintes longitudinale et transversale sont maximales).

La simulation thermomécanique se décompose en plusieurs étapes. Elle consiste d'abord à discrétiser la géométrie. La structure est subdivisée en sous-domaines de forme géométrique simple (choisi par l'utilisateur) appelés « éléments finis » interconnectés par des points appelés « nœuds ». L'évaluation de la solution demandée (déplacements, contraintes...) est définie non pas sur l'ensemble de la structure, mais pour chacun de ses éléments. En d'autres termes on ramène le problème du milieu continu à un ensemble de problèmes discrets avec un nombre fini de paramètres inconnus. Les résultats demandés (déplacement, contrainte...) sont reliés aux charges appliquées (Pression, température...) par la matrice de rigidité du système. Le problème consiste alors à calculer cette matrice à partir des matrices de rigidité de chaque élément déterminé en utilisant le théorème des travaux virtuels. À nos jours, il existe plusieurs technologies et logiciels qui sont vraiment dédiés pour ce genre de problème, dont ANSYS et ABAQUS (deux logiciels utilisés lors de cette étude).

La première simulation se repose sur la réponse d'une membrane carrée de dimension réelle sur Ansys Workbench soumise à des pressions de 1 MPa jusqu'à 5 MPa pour des températures entre 20 et 300 °C (plage normale de fonctionnement d'un tel capteur, déjà existant). Ensuite, une étude semblable à l'expérimental a été faite sur Abaqus afin de valider le modèle aux résultats expérimentaux. En plus, un programme avec le

logiciel Matlab est modifié afin de l'adapter à notre problème et il nous donne la déflexion maximale d'une plaque carrée soumise à une pression en fonction de la température.

À la fin, tous les résultats obtenus sont discutés obtenus.

4.1 Simulation d'une membrane carrée de dimensions réelles

La simulation sur Ansys Workbench d'une plaque carrée de dimension $1800 \mu\text{m} \times 1800 \mu\text{m} \times 25 \mu\text{m}$ (dimensions réelles) est étudiée pour des pressions variant de 1 MPa à 5 MPa avec un pas de 1 MPa et des températures allant jusqu'à $300 \text{ }^\circ\text{C}$ avec un pas de 20.

Les premiers résultats sont pour

- Modules d'élasticité : $E_x=169 \text{ GPa}$, $E_y=169 \text{ GPa}$, $E_z=130 \text{ GPa}$
- Coefficient de Poisson : $\mu_{yz}=0.36$, $\mu_{xy}=0.064$, $\mu_{xz}=0.28$
- Module de cisaillement : $G_{yz}=G_{xz}=79.6 \text{ GPa}$, $G_{xy}=50.9 \text{ GPa}$
- Masse volumique : 2.328 g.cm^{-3}
- Conductivité thermique (isotrope) : $60.5 \text{ W m}^{-1} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$
- Coefficient de dilatation thermique : $2.6 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ à $20 \text{ }^\circ\text{C}$

L'échantillon été encasté sur les quatre cotées latérales et une pression répartie était exercée sur sa face supérieure. Le maillage mécanique établi est fin et sa taille est par défaut comme montre la figure 4.1-a. Le nombre des nœuds est 76700 et le nombre d'éléments est 16807. La figure 4.1-b donne la distribution des déplacements à 80°C pour $P= 1 \text{ MPa}$.

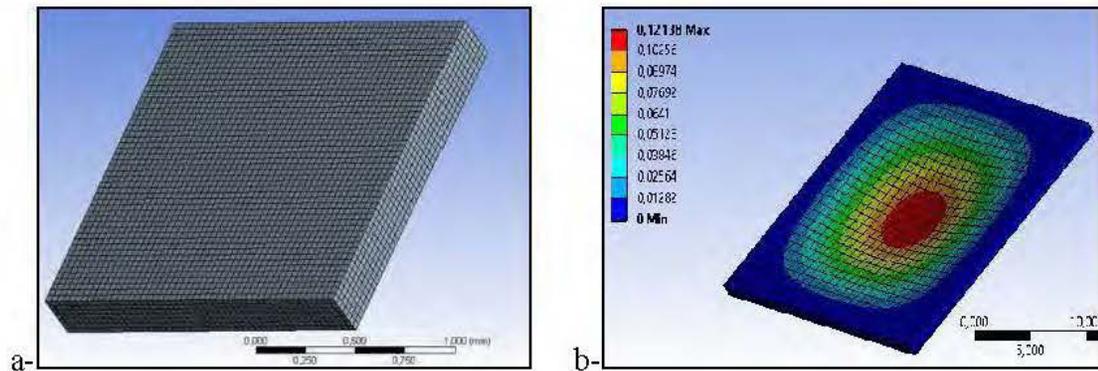


Figure 4.1 : Plaque carrée : a) Maillage de l'échantillon, b) Distributions des déplacements (μm)

Le choix d'un tel type de maillage était pour des résultats plus précis, car plus que le maillage est fin, plus que les résultats sont précis.

La température initiale du modèle est $20\text{ }^{\circ}\text{C}$, puis on varie la température interne de l'échantillon. La figure 4.2 présente les résultats du déplacement maximal de la membrane en fonction de la température et de la pression.

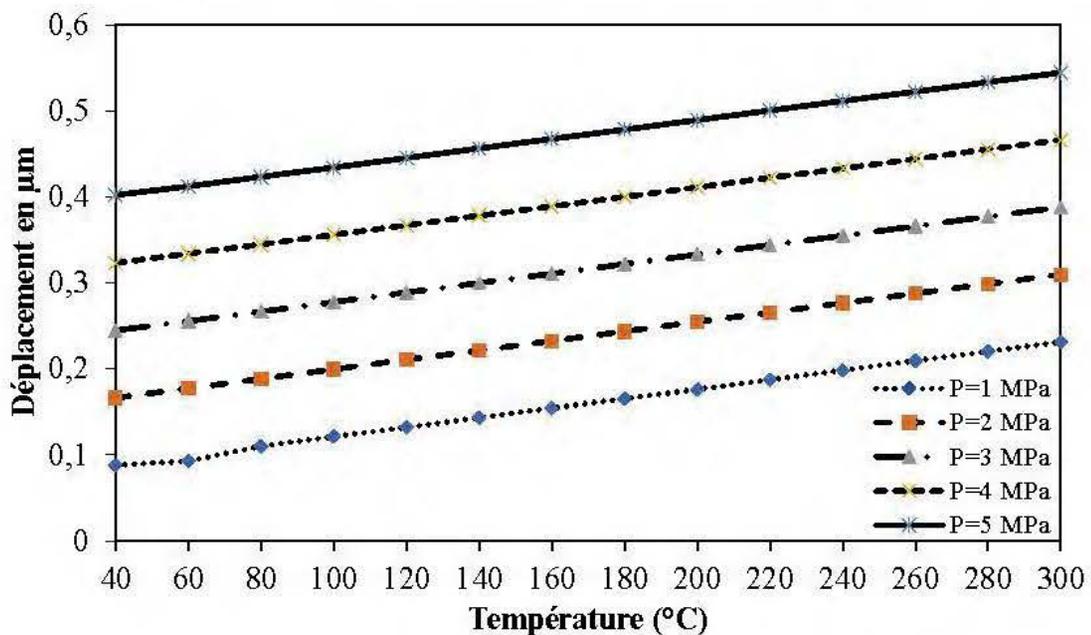


Figure 4.2 : Variation du déplacement en fonction de la température

Pour une température donnée, le déplacement augmente avec de la pression. En plus, pour une pression donnée, le déplacement augmente en fonction de la température (il a été prouvé dans le chapitre précédent). Pour une pression et une orientation donnée, la variation de déplacement en fonction de la température entre 20 et 300 °C est inférieure à 0,15 μm ce qui peut être une variation faible, mais dans la pratique, cette valeur peut affecter le bon fonctionnement du capteur, qui peut fournir des valeurs erronées malgré qu'est dans la même plage de pression. Pour la simulation des contraintes d'une membrane carrée, encadrée sur ces quatre côtés et soumise à une pression répartie sur toute sa surface, les contraintes longitudinales et transversales sont égales. La figure 4.3 présente les valeurs de la contrainte maximale longitudinale/transversale.

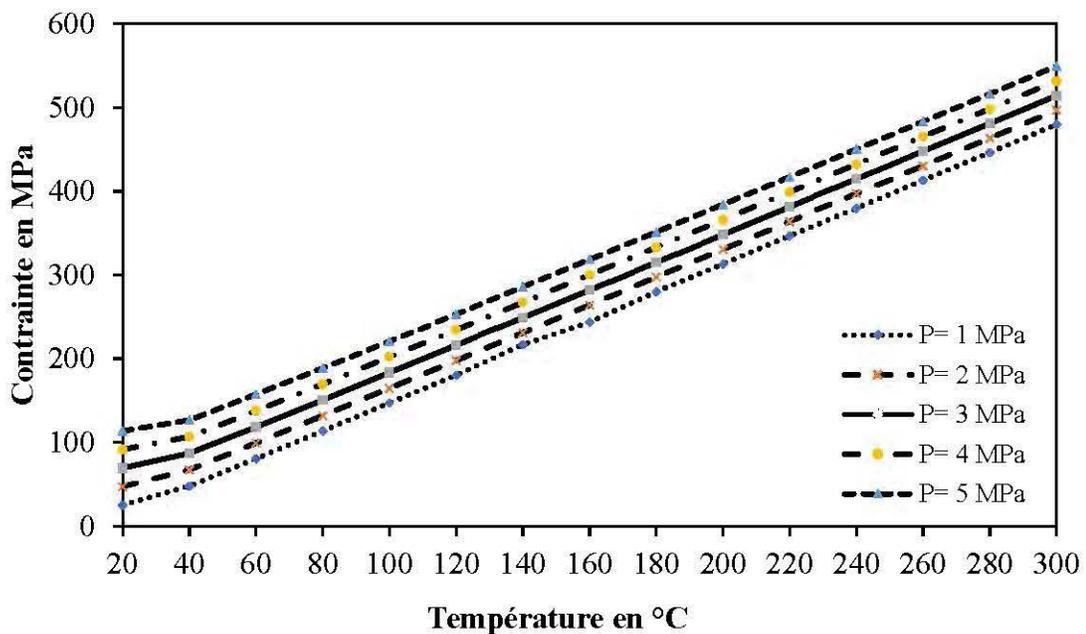


Figure 4.3 : Variation de la contrainte longitudinale en fonction de la température

Les mêmes observations qui ont été faites sur le déplacement en fonction de la température et de la pression sont aussi valables pour la contrainte. La variation de la contrainte est linéaire à partir de 20 °C avec une pente presque égale à 1,65.

Ensuite les mêmes simulations sont faites en variant E_x de 10 %, c'est-à-dire $E_x = 152,1$ GPa (au lieu de 169 GPa) afin de vérifier le pourcentage d'évolution du déplacement au centre (maximale) et de la contrainte longitudinale.

Pour ce qui est du déplacement, une variation minimale (augmentation maximale de 3,34 %) est constatée comparant aux résultats précédents et qui sont décrits par la figure 4.4 ci-dessous.

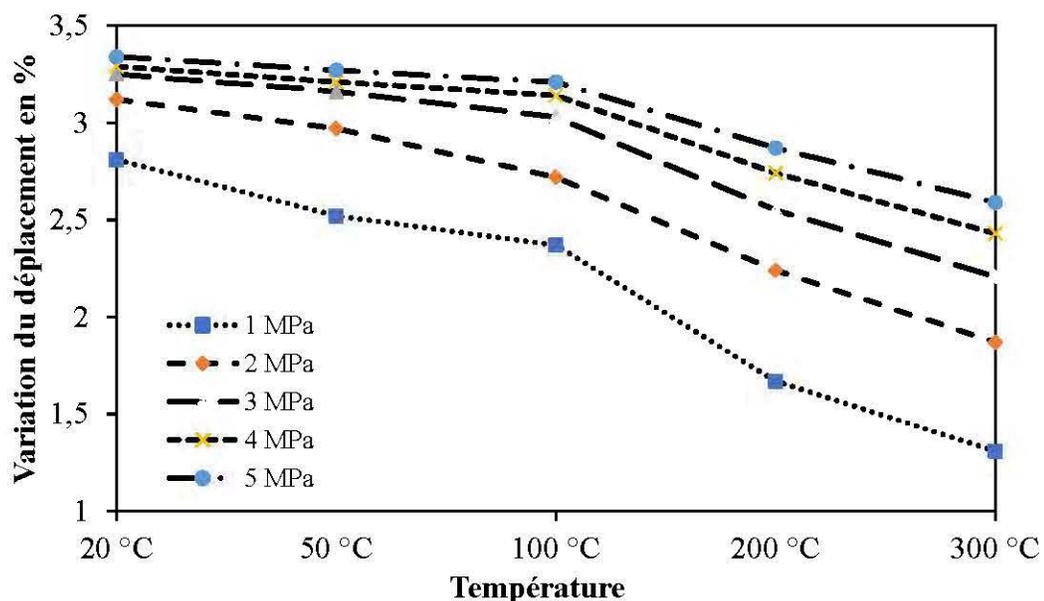


Figure 4.4 : Variation du déplacement en diminuant la valeur de E_x de 10 %

D'une façon générale, à une température donnée, plus la pression augmente, plus le pourcentage de la variation du déplacement augmente. Il est clair que l'écart du pourcentage de déplacement entre les différentes plages de pression a tendance à augmenter au fur et à mesure que la température augmente. Pour la pression « 1 MPa » le profil du déplacement est composé de 4 intervalles comme suit : diminution progressive (pente = -0.012) jusqu'à la température 50°C puis une phase pseudo stationnaire entre 50°C et 100°C puis une diminution progressive entre 100-200°C qui a une pente plus grande que celle entre 50-100°C et finalement une diminution moins prononcée avec une pente plus faible (≈ -0.0036). Pour les autres pressions, à part 3

MPa, elles ont montré deux intervalles : 20-100°C, indiqué par une légère diminution du pourcentage de la variation du déplacement et finalement un autre intervalle 100-300°C où la pente a augmenté légèrement. Pour la pression 3 MPa, il y a une légère variation de la pente entre 100°C et 200°C.

La figure 4.5 montre les résultats de la variation de la contrainte longitudinale en fonction des températures quand la valeur de module de Young est diminuée de 10 %.

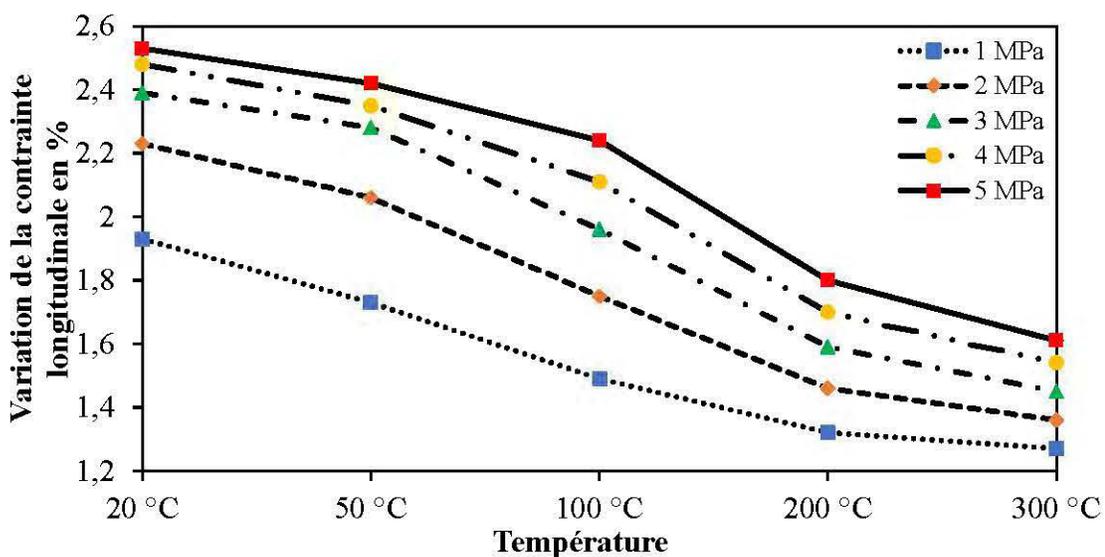


Figure 4.5 : Variation de la contrainte longitudinale en diminuant E_x de 10 %

Généralement, à une température donnée, plus la pression augmente, plus le pourcentage de la variation de la contrainte augmente. Inversement à ce qu'il était observé pour le pourcentage de la variation du déplacement, l'écart du pourcentage de variation de contrainte entre les différentes plages de pression a tendance à diminuer au fur et à mesure que la température augmente : à $T=20^\circ\text{C}$, la variation était 0,6 % puis elle devenue 0,34 % à $T=300^\circ\text{C}$ entre 5 MPa et 1 MPa respectivement. La variation de la contrainte la plus importante est toujours attribuée à la pression 5 MPa. Il est évident qu'en diminuant E_x , on aura une augmentation du déplacement (contrainte aussi) pour une même pression appliquée, mais cette variation diminue en augmentant la température. On peut conclure qu'une variation de 10 % du module de Young

n'affecte presque pas le comportement thermomécanique de l'échantillon. On sait que le module de Young peut varier jusqu'à 30 % d'une orientation à une autre (section 1.7.1), donc on a jugé nécessaire de diminuer sa valeur de 10 %, 20 % et 30 % par rapport à sa valeur afin d'évaluer la variation de déplacement et son impact pendant le fonctionnement d'un capteur. L'évolution correspondante du déplacement est décrite dans la figure 4.6.

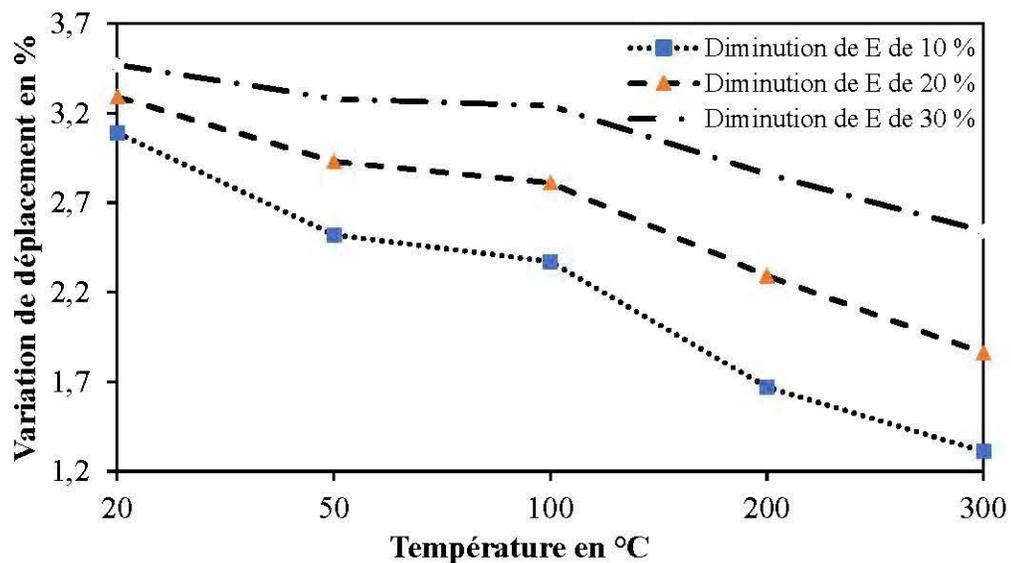


Figure 4.6 : Évolution du pourcentage de déplacement en fonction des variations du module de Young et de la température ($P = 1\text{MPa}$)

Il est évident que, lorsque la rigidité diminue, le pourcentage de la variation du déplacement augmente et ceci est valable indépendamment de la température (20-300°C). De plus, une considérable différence du pourcentage de la variation a été remarquée à 300°C où le pourcentage entre la diminution de E de 10% et 30% était 1,23 donc 3 fois supérieures à celui à 20°C (0,38 %).

Afin de modéliser le déplacement d'une plaque carrée encadrée sur ses quatre côtés, un programme Matlab a été adapté aux besoins de notre projet. La pression appliquée est répartie sur la surface supérieure de la plaque comme montre la figure 4.7. Les valeurs de module de Young utilisées sont celles du tableau 3.7. Les résultats du

déplacement obtenu sont très proches de ceux trouvés précédemment. La figure 4.8 donne le résultat de simulation d'une plaque carrée de dimension $1800\ \mu\text{m} \times 1800\ \mu\text{m} \times 25\ \mu\text{m}$ soumise à une pression égale 1 MPa et à une température égale à $80\ ^\circ\text{C}$. Le résultat montre un déplacement maximal égal à $0,121\ \mu\text{m}$, ce qui concorde avec le résultat obtenu lors de la simulation avec le logiciel Ansys décrite dans la figure 4.1b.

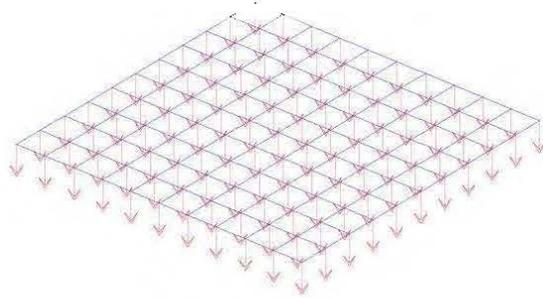


Figure 4.7: Pression répartie sur la plaque carrée

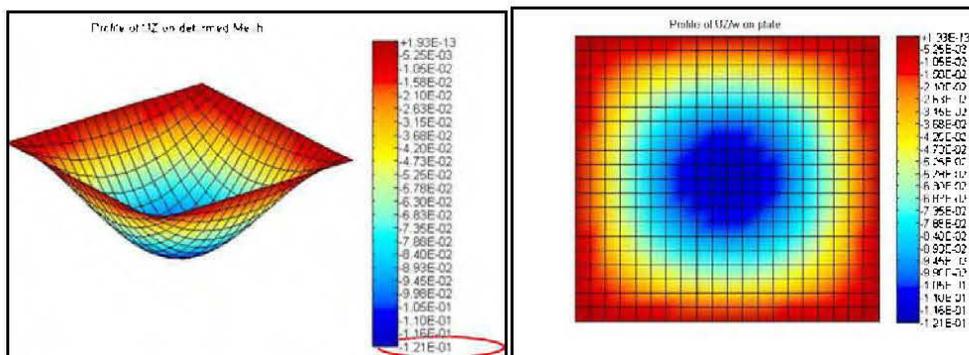


Figure 4.8 : Déflexion de l'échantillon carrée

4.2 Simulation de fracture et de comportement thermomécanique

Dans la section qui suit, on s'intéresse à la simulation thermomécanique d'un wafer commercial de silicium (le même que celui utilisé dans les essais expérimentaux). L'objectif est de reprendre l'essai expérimental et valider un modèle numérique développé dans le logiciel Abaqus. On conserve notamment les deux directions 0° et 45° déjà choisies dans l'expérimental afin de quantifier la déflexion en fonction de la température dans l'intervalle $[25 - 80 \text{ }^\circ\text{C}]$. Lors de cette simulation, le phénomène de la fracture sera plus particulièrement investigué.

1^{ère} étape : modèle géométrique

Le modèle qu'on désire simuler sa déformation en fonction de la température est modélisé sur SolidWorks comme montre la figure 4.9.

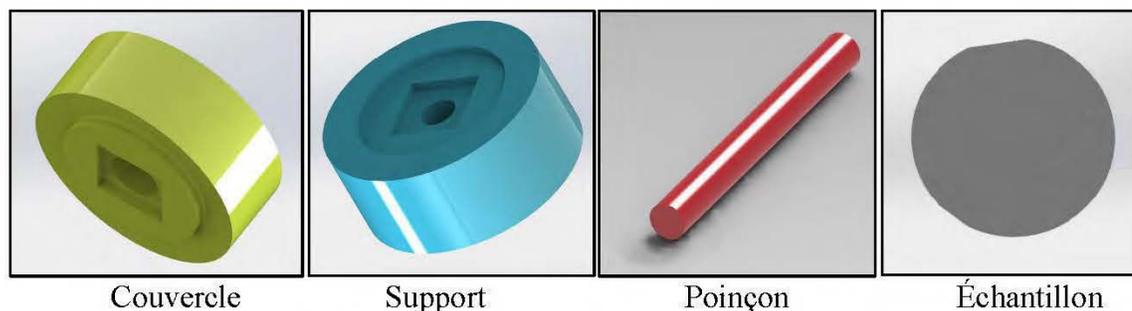


Figure 4.9 : Modélisation sur SolidWorks des pièces

Les dimensions des pièces et leurs positions sont les mêmes que celles du bloc d'essai. L'assemblage SolidWorks est importé sur Abaqus CAE. Il n'est pas nécessaire d'importer le support et le couvercle sur Abaqus, mais un encastrement est imposé pour simuler le maintien du spécimen. Le mode l'encastrement est détaillé dans les prochaines parties.

2^{ème} étape : propriétés thermomécaniques

Comme annoncé avant, seulement l'échantillon et le poinçon vont être importés sur Abaqus. Pour cela, les propriétés de chaque élément à part sont définies. En effet, le poinçon est modélisé comme un corps rigide et sa densité est égale à 2700 Kg m^{-3} .

À propos des propriétés mécaniques et thermiques de notre échantillon, on a attribué, en plus de la valeur de module de Young et la densité, les valeurs de la conductivité thermique illustrée dans la figure 4.10 et les coefficients caractéristiques du dommage afin d'étudier la fracture.

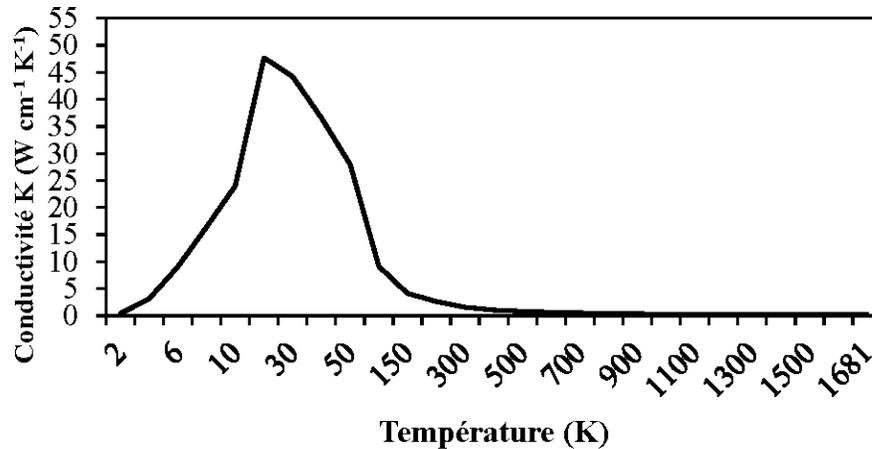


Figure 4.10 : Conductivité thermique du silicium en fonction de la température (Hull, 1999)

3^e étape : maillage et conditions thermiques

Abaqus CAE génère automatiquement le maillage. À travers des commandes, la taille et les configurations des éléments finis du modèle sont définies, si on ne veut pas utiliser le maillage automatique. Pour déterminer le maillage à utiliser dans cette étude, plusieurs vérifications ont été faites. Certains types et tailles de maillage n'arrivaient pas à converger. En fait, Abaqus possède un outil intégré qui permet d'évaluer la qualité des éléments et c'est cet outil qui a servi à déterminer le choix du maillage qui présentait la meilleure qualité. La taille des éléments dans cette modélisation a été choisie de façon à avoir 4 éléments sur la partie mobile de l'échantillon. Le maillage de cette partie est plus affiné que les bords de l'échantillon comme montre la figure 4.11.

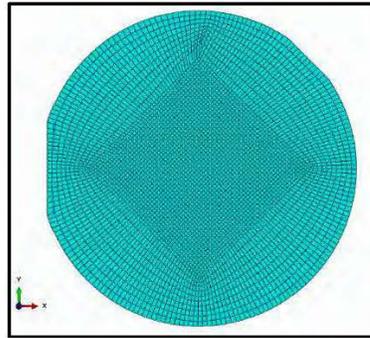
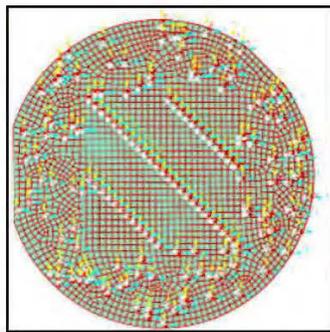
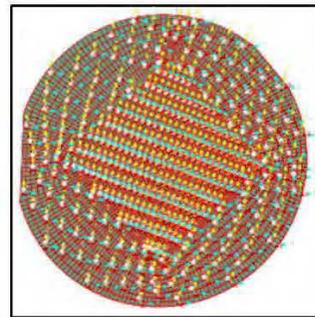


Figure 4.11 : Maillage de l'échantillon

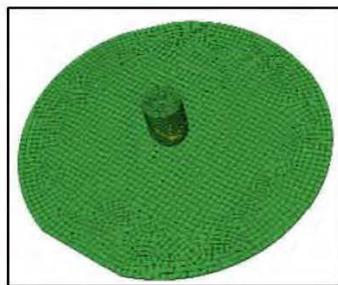
Afin d'assimiler l'échantillon réel, son orientation n'était pas la même que celle du maillage. On peut voir ci-dessous dans la figure 4.12 l'orientation des wafers et des mailles. À droite ceux à 45° .



Orientation de l'échantillon à 0°



Orientation de l'échantillon à 45°



Orientation du maillage à 0°



Orientation du maillage à 45°

Figure 4.12 : Orientation de l'échantillon et du maillage 0° et 45°

Le type de maillage choisi pour poinçon est R3D8 : le R est pour dire que l'élément est rigide, 3D signifie qu'on travaille en trois dimensions. Ce type de maillage est souvent

utilisé dans Abaqus pour modéliser les structures qui transmettront les charges sans se déformer, qui est évidemment le cas de notre poinçon. L'élément C3D8R était choisi pour mailler l'échantillon qui est un élément linéaire d'usage général, à intégration réduite (1 point d'intégration). La température de l'échantillon est imposée à chaque simulation (Concordance avec les essais expérimentaux). C'est-à-dire, au début de chaque simulation, l'échantillon admet une température bien définie.

4^e étape : Points de contact

Afin d'assimiler le cas réel, on a encastré l'échantillon de façon à laisser seulement une partie mobile de forme carrée comme montre la figure ci-dessous.



Figure 4.13 : Encastrement de l'échantillon sur Abaqus

Simulation de fracture

La fracture, sur Abaqus, est modélisée par un modèle d'endommagement ductile avec un minimum de ductilité. Ceci prend en considération la propriété fragile du silicium. Le défi principal était d'identifier les valeurs des déformations et déplacements au moment de la fracture. Dans ce cadre plusieurs simulations ont été menées afin rapprocher le comportement en fracture aux résultats expérimentaux. Il y a très peu de travaux qui mentionnent les propriétés de fracture de notre échantillon. Ainsi notre

approche d'identification utilisée a permis de trouver un déplacement à la fracture égale à 389 μm à 80 °C qui concorde avec les essais expérimentaux cités plus haut.

En effet, nos premiers essais, comme on l'a déjà annoncé, étaient dans le but d'identifier les paramètres expérimentaux et les limites de déplacement avant l'amorçage de la fracture (figure 4.14).

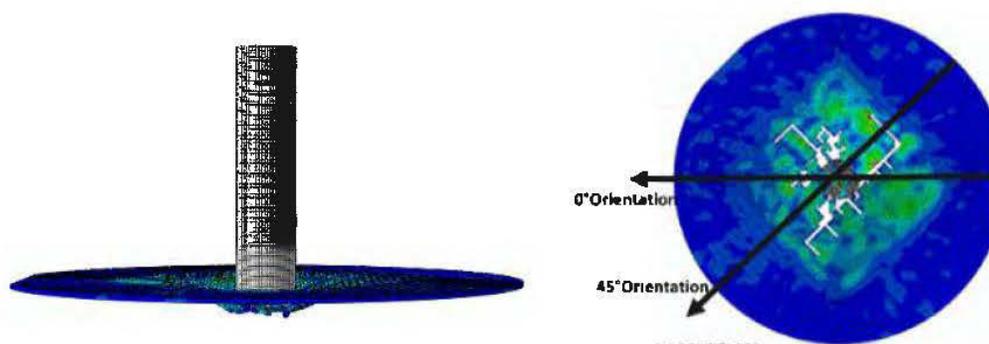


Figure 4.14: Simulation à la fracture

Abaqus offre une variété de choix de critères d'amorçage de dommages pour les métaux ductiles, chacun associé à des types distincts de défaillance des matériaux. Ils peuvent être classés par catégories dont le critère d'amorçage des dommages pour la rupture des métaux, y compris les critères de ductilité et de cisaillement.

Le critère d'initiation des dommages ductiles est un modèle permettant de prédire l'apparition de dommages dus à la nucléation, à la croissance et à la coalescence des vides dans les métaux ductiles. Le modèle suppose que la déformation plastique équivalente au début du dommage est fonction du tri axialité de contrainte et de la vitesse de déformation.

4.3 Résultats de la simulation et comparaison avec l'expérimental

On essaie toujours de ramener l'étude à celle déjà réalisée pendant les essais expérimentaux. Donc on a recours à simuler le déplacement maximal de l'échantillon quand la vitesse d'avance du poinçon est 0.1 mm/min. On cherche toujours la réaction

du plan où on aura une valeur proche de 5 N (pression maximale lors de l'expérimentale) comme indiqué à la figure 4.15.

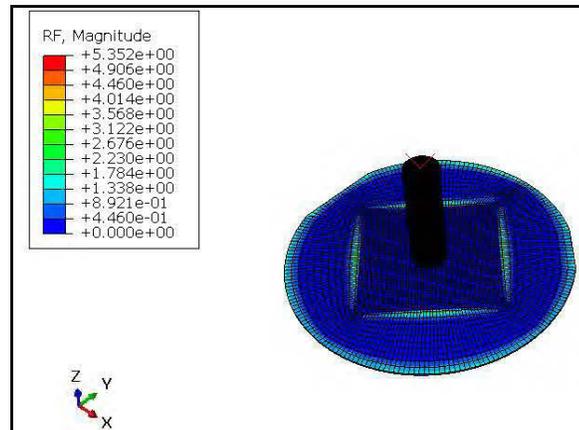


Figure 4.15 : Réaction sur la surface de l'échantillon

Les figure 4.16a et b montrent les résultats de simulation de la membrane orientée à 45° pour les températures 25°C et 80°C .

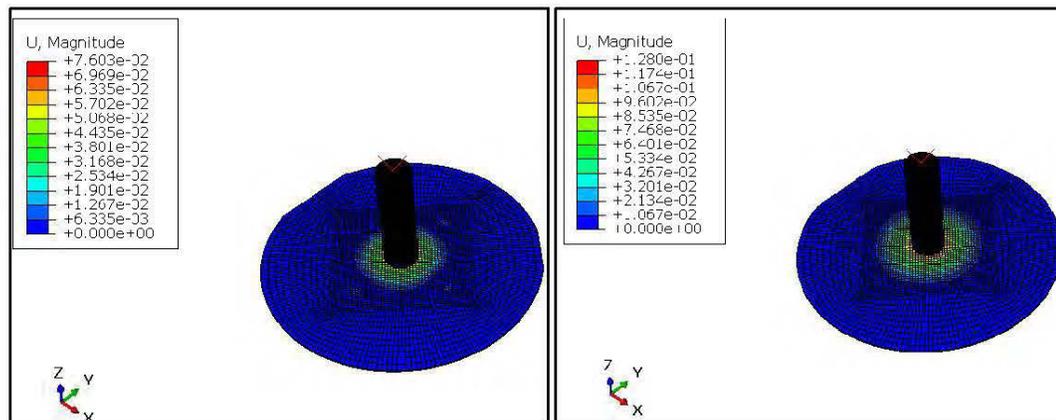


Figure 4.16 : Déplacement à 45° pour : a- 25°C et b- 80°C

Les résultats sont présentés dans le Tableau 4.1.

Tableau 4.1 : Résultats de simulations

Température	Déplacement maximal en μm	
	Direction $\langle 110 \rangle$ à 45°	Direction $\langle 110 \rangle$ à 0°
25	76,03	108,14
30	88,24	110,79
40	98,65	118,36
50	103,74	122,87
60	107,89	124,27
70	116,21	132,04
80	128	144,04

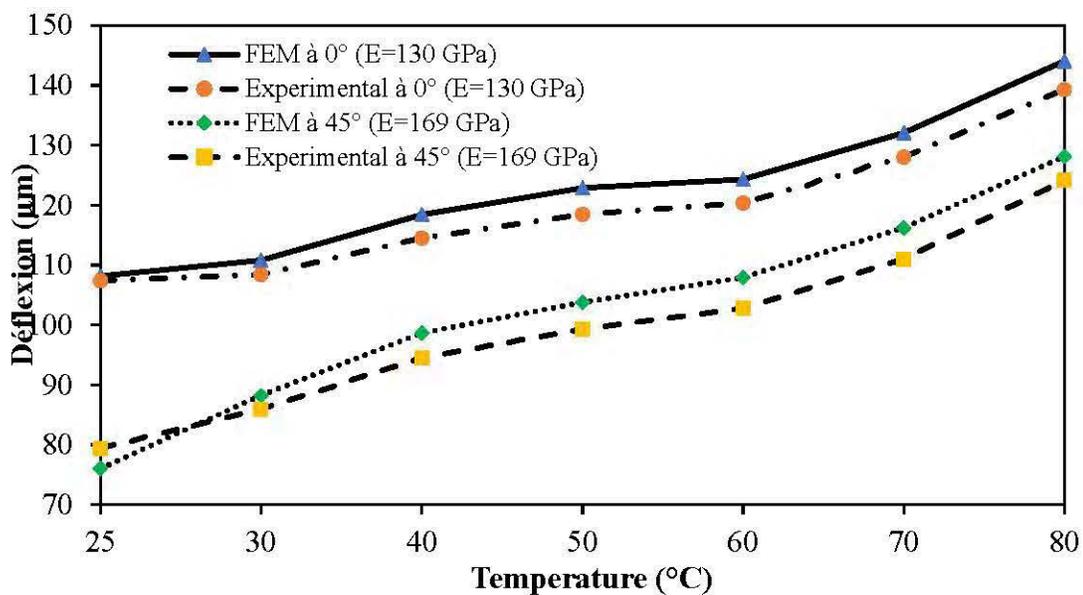


Figure 4.17 : Résultats de la simulation et la tendance thermomécanique avec les résultats expérimentaux

Selon les essais expérimentaux et les simulations numériques, la déflexion augmente en fonction de la température. Entre 20°C et 80°C , les deux courbes expérimentales et FEM sont quasiment superposées. Cependant une augmentation progressive de l'écart entre les courbes est observée à partir de 40°C . Cet écart est dû à plusieurs causes, dont la rugosité du support, les conditions aux limites (mode d'encastrement et de contact). En effet, l'échantillon est maintenu entre les deux supports pendant les essais

expérimentaux tandis un encastrement est imposé dans la simulation. Cependant, la tendance de comportement thermomécanique a été maintenue tout au long de notre plage de température. De plus, les propriétés physiques de l'échantillon réel risquent d'être différentes. Enfin, il a été impossible d'assurer une orientation précise. Donc, il peut y avoir une erreur de quelques degrés due au placement manuel de l'échantillon dans le support ou encore un défaut de fabrication.

Le choix des propriétés du matériau lors de la modélisation numérique (Conditions aux limites, maillage, propriétés thermomécaniques du silicium, les paramètres de dommage, etc.) est bien valide. D'abord l'écart maximal entre les courbes des déplacements est de 4,78%. Ensuite, la limite de déplacement est aussi vérifiée et il montre une bonne concordance avec les résultats expérimentaux qui est de l'ordre de $389 \mu\text{m}$ à $80 \text{ }^\circ\text{C}$.

Chapitre 5

Conclusion et perspectives

5. Conclusion et perceptives

5.1 Conclusion générale

Le travail présenté apporte quelques outils supplémentaires aidant à la caractérisation du comportement thermomécanique du silicium de qualité électrique, plus précisément, sur l'étude de l'effet de la température et de l'orientation des cristaux sur la déflexion maximale d'une membrane en silicium soumise à une pression.

Pour cela, l'effet de l'orientation de la membrane sur les propriétés mécaniques élastiques est mis à l'épreuve (anisotropie du silicium). Les calculs analytiques ont montré que les valeurs des modules de Young varient de 30 %. À 0°, il est égal à 130 GPa, tandis qu'il est égal à 169 GPa à 45°. D'autres parts, le coefficient de Poisson varie de 45 %, entre 0,278 et 0,362 pour les orientations respectives 0° et 45°.

La partie mobile du support du capteur piézorésistif est assimilée à une plaque carrée encastrée par ses quatre côtés. En se basant sur les hypothèses de Kirchhoff, la théorie des plaques minces est appliquée et la solution de l'équation de Lagrange, décrivant le déplacement vertical d'un point M (x, y), $w = \frac{w_{max}}{4} (1 + \cos(2\pi \frac{x}{a})) \cdot (1 + \cos(2\pi \frac{y}{a}))$ est la plus adaptée pour le cas du silicium. La valeur du déplacement maximal, $w_{max} = \frac{Pa^4}{Eh^3}$, est donnée au centre, pour un point M de coordonnée (0, 0).

Ainsi, l'étude analytique de l'effet de l'orientation des cristaux sur la déflexion maximale de la membrane est étudiée en variant les valeurs de module de Young et le coefficient de Poisson (en fonction de la température et de l'orientation choisie) et cueillir le déplacement transversal.

Le déplacement maximal d'une plaque carrée de dimension 1,8 mm * 1,8 mm * 25 µm, orienté à 45°, soumise à une pression de 1 MPa et une température de 80 °C, est égal à 0,121 µm.

Au cours des essais expérimentaux, la fragilité des 'wafers' en silicium est mise en évidence. Le diamètre de 50 mm est beaucoup plus important que l'épaisseur (279 μm) ce qui rend l'échantillon trop fragile. Grâce aux façons de maintien, ce 'wafer' est maintenant une membrane carrée de dimension 25 mm * 25 mm (un support male-femelle serre l'échantillon toute une laissant la partie carrée libre qui se déforme sous l'effet d'avancement du poinçon).

Le démarrage et la taille des fissures dépendent de la température et la vitesse de poinçon. La limite du déplacement avant la fracture à 80°C est égale à 389 μm pour une vitesse d'avance égale à 0,1 mm / min.

Les résultats lors de l'expérimentale, montre que la moyenne de déplacement augmente de façon presque linéaire en fonction de la température pour les deux orientations (0° et 45°). Ils sont entre 107 et 139 μm dans l'orientation 0° et entre 79 et 124 μm dans l'orientation 45°. Cette augmentation de déplacement est traduite par la diminution du module de Young. Pour une température entre 25°C et 80°C, le module de Young varie de 169 à 123 GPa pour l'orientation 45° et de 130 à 93 GPa à 0°. L'écart entre les modules de Young diminue de 8 GPa entre 25°C et 80°C.

Le choix des propriétés d'élément fini lors de la modélisation numérique (Conditions aux limites, maillage, propriétés thermomécaniques du silicium, les paramètres de dommage, etc.) est bien valide. D'abord l'écart maximal entre les courbes des déplacements est de 4,78%. Ensuite, la limite de déplacement est aussi vérifiée et il montre une bonne concordance avec les résultats expérimentaux.

5.2 Perceptives et travaux futurs

Les ‘wafer’ sont généralement dopées positivement avec le bore ou négativement avec le phosphore. Cette étude peut être améliorée en comparant l’effet de pourcentage et le type du dopage sur la déflexion de la membrane en fonction de la température.

Il existe plusieurs procédés de fabrication du silicium de qualité électronique dont le plus répandu est le procédé ‘Siemens’ qui permet la production à partir des barreaux du silicium. La méthode de Czochralski, se base sur la fusion des billes de silicium. On suggère d’identifier les principaux défauts issus de chaque procédé. Une fois connu, il sera bien de comparer la déflexion des membranes en fonction de la température dans les mêmes conditions expérimentales.

Pendant ce travail, on a utilisé la théorie des plaques mince afin de calculer le déplacement d’une membrane soumise à une pression. Cette étude peut être améliorée en utilisant la théorie des coques qui semble plus adaptée pour le calcul des faibles déformations.

Ce qui concerne la simulation numérique, elle peut être améliorée en tenant compte des paramètres piézorésistifs du silicium et étudier leurs dépendances à la température.

RÉFÉRENCES

- CRAZZOLARA, H., VON MÜNCH, W., NÄGELE, M. (1992). Silicon pressure sensor with integrated bias stabilization and temperature compensation. *Sensors and Actuators, A* 30, p. 241-247.
- TANIGAWA, H., ISHIHARA, Tsutomu, HIRATA, Masaki, SUZUKI, Kenichiro. (1985). MOS integrated silicon pressure sensor. *IEEE Transactions on Electron Devices, ED-32, N 7*, 1191-1195.
- CANE, C., CAMPABADAL, F., ESTEVE, J., LOZANO, M., GÖTZ, A., SANTANDER, J., BURRER, Ch., PLAZA, J. A., PAHUN, L. MARCO, S. A. (1995). technology for the monolithic fabrication of a pressure sensor and related circuitry. *Sensors and Actuators, A* 46-47, p. 133-136.
- MIDDELHOEK, S. (1994). Quo vadis silicon sensors ? *Sensors and Actuators, 444*, 39-57.
- MANDLE, J., LEFORT, Olivier and MIGEON, André. (1995). new micromachined silicon high-accuracy pressure sensor. *Sensors and Actuators, A* 46-47, p. 129-132.
- MAUDIE, T. (1995). Testing requirements and reliability issues encountered with micromachined structures. *Electrochemical Society Proceedings, 27*, 223-230.
- OBERMEIER, E. (1997). Mechanical and thermophysical properties of thin film materials for MEMS : techniques and devices. *Material Research Society Proceedings, 444*, 39-57.
- Adams, T. M., & Layton, R. A. (2009). *Introductory MEMS: fabrication and applications* (Vol. 70): Springer Science & Business Media.
- BCC. (Jan 26, 2016). MEMS: Biosensors and Nanosensors. 178.
- Mobile, L. M. d. l. é. (2016). Retrieved from <https://www.servicesmobiles.fr/breves-nouvelles-s4-39090/>
- Walraven, J. A. (2005). Failure analysis issues in microelectromechanical systems (MEMS). *Microelectronics Reliability, 45*(9), 1750-1757.
- Nix, W. D. (1989). Mechanical properties of thin films. *Metallurgical transactions A, 20*(11), 2217-2245.
- Fonseca, D. J., & Sequera, M. (2011). On MEMS reliability and failure mechanisms. *International Journal of Quality, Statistics, and Reliability, 2011*.
- van Spengen, W. M. (2003). MEMS reliability from a failure mechanisms perspective. *Microelectronics Reliability, 43*(7), 1049-1060.
- Exarchos, M., Theonas, V., Pons, P., Papaioannou, G. J., Melle, S., Dubuc, D., Plana, R. (2005). Investigation of charging mechanisms in Metal-Insulator-Metal structures. *Microelectronics Reliability, 45*(9), 1782-1785.
- Ma, Q., Tran, Q., Chou, T.-K. A., Heck, J., Bar, H., Kant, R., & Rao, V. (2007). *Metal contact reliability of RF MEMS switches*. Paper presented at the MOEMS-MEMS 2007 Micro and Nanofabrication.

- Micro, W. (2017). Retrieved from https://fr.wikipedia.org/wiki/Microsyst%C3%A8me_%C3%A9lectrom%C3%A9canique#Mat.C3.A9riaux_pour_la_fabrication_de_MEMS
- C. Miquel. Systèmes photovoltaïques : fabrication et impact environnemental.
- Braga, A. F. B., Moreira, S.P., Zampieri, P.R., Bacchin, J.M.G., Mei, P.R. (2008). Solar Energy Materials and Solar Cells. 92, 418-424.
- Development, P. I. f. S.). Polysilicon Supply, Demand, & Implications for the PV Industry,.
- Figliola, R. S., & Beasley, D. (2015). *Theory and design for mechanical measurements*: John Wiley & Sons.
- Wikipedia. McLeod gauge. Retrieved from https://en.wikipedia.org/wiki/McLeod_gauge
- www.enablingmnt.com.
- mnt, E. (2018). www.enablingmnt.com.
- Amsys. (2018). Info Amsys. Retrieved from <http://www.amsys.info/info/news.htm>
- Courant, R. (1943). Variational methods for the solution of problems of equilibrium and vibrations. *Bulletin of the American mathematical Society*, 49(1), 1-23.
- Bennini, F., Mehner, J., & Dötzel, W. (2001). Computational methods for reduced order modeling of coupled domain simulations *Transducers' 01 Eurosensors XV* (pp. 260-263): Springer.
- Li, X., Liu, Q., Pang, S., Xu, K., Tang, H., & Sun, C. (2012). High-temperature piezoresistive pressure sensor based on implantation of oxygen into silicon wafer. *Sensors and Actuators A: Physical*, 179, 277-282.
- Poilâne, C. (1998). *CARACTÉRISATION MÉCANIQUE DES MATÉRIAUX EN FAIBLE ÉPAISSEUR PAR INTERFÉROMÉTRIE NUMÉRIQUE. APPLICATION AUX ESSAIS DE GONFLEMENT ET DE TRACTION.*, UNIVERSITÉ DE FRANCHE-COMTÉ. Retrieved from <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00326993> (tel-00326993)
- Hopcroft, M. A., Nix, W. D., & Kenny, T. W. (2010). What is the Young's Modulus of Silicon? *Journal of microelectromechanical systems*, 19(2), 229-238.
- Wortman, J., & Evans, R. (1965). Young's modulus, shear modulus, and Poisson's ratio in silicon and germanium. *Journal of applied physics*, 36(1), 153-156.
- Calvez, D., Roqueta, F., Jacques, S., Bechou, L., Ousten, Y., & Ducret, S. (2014). Crack propagation modeling in silicon: a comprehensive thermomechanical finite-element model approach for power devices. *IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology*, 4(2), 360-366.
- Zhao, J.-H., Tellkamp, J., Gupta, V., & Edwards, D. R. (2009). Experimental evaluations of the strength of silicon die by 3-point-bend versus ball-on-ring tests. *IEEE Transactions on Electronics Packaging Manufacturing*, 32(4), 248-255.
- Hertzberg. Richard W. (1996). *Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials*. J. Wiley & Sons(New York).

- Desmond Y.R. Chong, W. E. L., B.K. Lim, John H.L. Pang, T.H. Low. (2004). MECHANICAL CHARACTERIZATION IN FAILURE STRENGTH OF SILICON DICE.
- Gr, M. (2018). Piézorésistance.
- S Santosh Kumar, A. K. O., Ramprasad Nambisan, Anil Kumar Sharma ,B D Pant Design and Simulation of MEMS Silicon Piezoresistive Pressure Sensor for Barometric Applications.
- Eric David, E. (2015). ETS. Retrieved from https://cours.etsmtl.ca/sys805/Documents/Notes_de_cours/SYS846-chap4-2.pdf
- McSkimin, H., Bond, W., Buehler, E., & Teal, G. (1951). Measurement of the elastic constants of silicon single crystals and their thermal coefficients. *Physical Review*, 83(5), 1080.
- Bourgeois, C., Steinsland, E., Blanc, N., & de Rooij, N. (1997). *Design of resonators for the determination of the temperature coefficients of elastic constants of monocrystalline silicon*. Paper presented at the Frequency Control Symposium, 1997., Proceedings of the 1997 IEEE International.
- Abeles, B., Beers, D., Cody, G., & Dismukes, J. (1962). Thermal conductivity of Ge-Si alloys at high temperatures. *Physical Review*, 125(1), 44.
- Glassbrenner, C., & Slack, G. A. (1964). Thermal conductivity of silicon and germanium from 3 K to the melting point. *Physical Review*, 134(4A), A1058.
- Masolin, A., Bouchard, P.-O., Martini, R., & Bernacki, M. (2013). Thermo-mechanical and fracture properties in single-crystal silicon. *Journal of Materials Science*, 48(3), 979-988.
- Hull, R. (1999). *Properties of crystalline silicon*: IET.
- Okada, Y., & Tokumaru, Y. (1984). Precise determination of lattice parameter and thermal expansion coefficient of silicon between 300 and 1500 K. *Journal of applied physics*, 56(2), 314-320.
- Bhushan, B., & Koinkar, V. N. (1994). Nanoindentation hardness measurements using atomic force microscopy. *Applied physics letters*, 64(13), 1653-1655.
- Bhushan, B., & Li, X. (1997). Micromechanical and tribological characterization of doped single-crystal silicon and polysilicon films for microelectromechanical systems devices. *Journal of Materials Research*, 12(01), 54-63.
- Bao, M. (2005.). *Analysis and Design Principles of MEMS Devices Elsevier*.
- Li, X., & Liu, Q. (2011). High temperature piezoresistive effect of SIMOX SOI wafer. *Instrument Technique and Sensor*, 6(1).
- Inc., M. M. (2016). *Aluminum Alloys. Materials Management Inc.*