



HAL
open science

Conception et intégration de microsystemes sur un cylindre pour la mesure de ses déformations : application à un outil du domaine de la santé

Wenbin Yang

► **To cite this version:**

Wenbin Yang. Conception et intégration de microsystemes sur un cylindre pour la mesure de ses déformations : application à un outil du domaine de la santé. Autre. Université de Grenoble, 2011. Français. NNT : 2011GRENT068 . tel-00728177

HAL Id: tel-00728177

<https://theses.hal.science/tel-00728177>

Submitted on 5 Sep 2012

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

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

THÈSE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE GRENOBLE

Spécialité : **Nano Electronique et Nano Technologie**

Arrêté ministériel : 7 août 2006

Présentée par

Wenbin YANG

Thèse dirigée par **Skandar BASROUR** et
codirigée par **Agnès BONVILAIN**

préparée au sein du **Laboratoire TIMA**
dans l'**École Doctorale Electronique, Electrotechnique,**
Automatique & Traitement du Signal

Conception et intégration de microsystèmes sur un cylindre pour la mesure de ses déformations : application à un outil du domaine de la santé

Thèse soutenue publiquement le **24 Novembre 2011**,
devant le jury composé de :

Mme. Elizabeth DUFOUR-GERGAM

Professeur, Université Paris Sud, Présidente

M. Philippe COMBETTE

Maître de Conférences (HDR), Université Montpellier 2, Rapporteur

M. Christophe MALHAIRE

Maître de Conférences (HDR), INSA Lyon, Rapporteur

M. Denis FAVIER

Professeur, Université Joseph Fourier, Examineur

M. Skandar BASROUR

Professeur, Université Joseph Fourier, Directeur de thèse

Mme. Agnès BONVILAIN

Maître de Conférences, Université Joseph Fourier, Co-encadrante



Remerciements

Le travail présenté dans cette thèse a été effectué au sein de l'équipe Micro et Nano Systèmes du Laboratoire TIMA (CNRS–UJF–Grenoble INP), UMR 5159, sous l'encadrement de M. Skandar Basrou et Mme Agnès Bonvilain.

Je tiens à remercier tout d'abord le Pr. Skandar Basrou, qui a dirigé cette thèse. Tout au long de cette thèse, il m'a guidé et apporté de précieux conseils et des suggestions innovantes. J'ai beaucoup appris lors de nos discussions, qui m'ont permis de surmonter les différents obstacles technologiques dans mon projet. Je le remercie aussi pour ses encouragements durant cette thèse.

Mes plus sincères remerciements vont à Mme Agnès Bonvilain, qui a encadré cette thèse avec énormément de charme et de patience. Je la remercie profondément pour sa grande disponibilité, sa gentillesse, pour son attention bienveillante et constante qu'elle a apportée tout au long de la thèse ainsi que pour ses soutiens innombrables. Elle m'a beaucoup appris d'un point de vue scientifique mais aussi dans la vie de tous les jours.

Mes gratitudes s'adressent également à Mme Elisabeth Dufour-Gergam, Professeur à l'Université Paris Sud, pour l'honneur qu'elle m'a fait en présidant le jury de ma thèse. Merci à M. Philippe Combette, Maître de conférences à l'Université Montpellier 2, et à M. Christophe Malhaire, Maître de conférences à l'INSA de Lyon, qui ont accepté d'être rapporteurs de cette thèse. Je les remercie profondément pour leurs remarques, leurs conseils et leurs critiques constructives. Mes remerciements s'adressent aussi à M. Denis Favier, Professeur à l'Université Joseph Fourier, pour avoir accepté d'être examinateur de cette thèse, et pour son implication dans ce travail.

Ce projet de thèse s'est déroulé en collaboration avec le Laboratoire TIMC-IMAG et le Laboratoire 3SR. Je remercie d'abord M. Alexandre Moreau-Gaudry du TIMC-IMAG qui m'a montré l'aspect merveilleux du monde biomédical et m'a fournis du matériel pour nos expérimentations. J'adresse aussi mes remerciements chaleureux à M. Grégory Chagnon, M. Thierry Alonso et Mlle Adeline Robert au Laboratoire 3SR, pour m'avoir aidé à maîtriser l'analyse mécanique des structures.

Je tiens à remercier M. Libor Ruffer pour ses suggestions au cours de l'avancement de cette thèse. Mes reconnaissances vont également à M. Loïc Vincent, ingénieur au CIME-Nanotec, qui m'a soutenu pendant le déroulement de mes expérimentations. Je remercie particulièrement M. Frédéric Gustavo du CEA-INAC qui nous a aidé à plusieurs reprises pour le dépôt des matériaux. Un grand merci aussi à M. Thibault Haccart et Mme Irène Pheng pour leurs aides dans la microfabrication. Finalement, j'aimerais remercier M. Alexandre Chagoya pour son assistance informatique.

Au cours de l'avancement du projet, nous avons reçu de nombreux supports tant matériels que techniques par des experts de tous domaines. Je remercie sincèrement toutes ces personnes dont le nom n'est pas évoqué explicitement.

Je voudrais remercier les chercheurs et personnel administratif du Laboratoire TIMA pour m'avoir accueilli. Je pense à Dominique, Anne-Laure, Corinne, Laurence, Sophie et le personnel du service informatique pour leur disponibilité permanente et leur aide à l'égard de mon travail.

Cette période de thèse a été particulièrement agréable grâce à la convivialité apportée par mes amis au sein du groupe MNS. Un grand merci à Guy, Hamid, Hela, Josué, Louis, Marjolaine, Maxime, Mikaël, Sahar, Stéphane, Yoan Civet, Yoann Arthaud et Zhijian, pour leur motivation et leur soutien qu'ils m'ont constamment apportés. Je suis très reconnaissant de leur contribution intellectuelle et morale au bon déroulement de cette thèse. Je tiens à remercier en particulier David Escoffier, qui a contribué par son excellent travail à la réussite de ce projet.

J'aimerais également remercier mes amis au sein et en dehors du laboratoire, notamment Hai Yu, Ke Huang, Hui Chen et Yi Gang, pour leur accompagnement pendant cette période de thèse. Leur précieuse amitié a contribué à ma bonne humeur durant cette thèse.

Je dédie ce travail à tous ceux qui m'ont apporté leur savoir, leur expérience, leurs encouragements et leur soutien. L'aboutissement de ce travail a été un effort collectif grâce au soutien de mes collègues, amis, et proches.

Je dédie spécialement ce travail à mes parents, avec qui je partage toutes mes émotions. Leur soutien inconditionnel et leur patience m'ont donné une force mentale qui m'a motivé à poursuivre mes études. Je leur suis très reconnaissant pour les sacrifices qu'ils ont faits pendant mes longues années d'études et d'absence. Merci également à tous les membres de ma famille, qui ont toujours été présents à mes côtés et que je n'ai jamais oublié.

Ma dernière pensée va enfin à mes grands-parents, qui m'ont aimé depuis le commencement. Qu'ils reposent en paix, et en fierté.

Table des matières

Introduction générale	1
CHAPITRE I Etat de l'art des domaines concernés	7
I.1. Introduction	10
I.2. Contexte.....	10
I.3. Etat de l'art des méthodes de localisation dans le domaine médical.....	12
I.3.1. Méthodes de localisation existantes pour les instruments médicaux.....	12
I.3.2. Brevets et conceptions concernant la localisation et le guidage des outils médicaux	14
I.4. Généralités sur les différents principes de mesure de déformation.....	16
I.4.1. Mesure de déformation par méthodes électriques.....	16
I.4.1.1. Jauge de déformation à effet résistif et piézorésistif.....	16
I.4.1.2. Jauge de déformation à effet capacitif.....	16
I.4.1.3. Jauge de déformation à effet piézoélectrique.....	17
I.4.1.4. Jauge de déformation à effet magnétostrictif (ou magnétoélastique)	17
I.4.2. Mesure de déformation par structures résonantes.....	17
I.4.3. Mesure de déformation par méthodes optiques	17
I.4.4. Conclusion.....	18
I.5. Etat de l'art des jauges de déformation	18
I.5.1. Jauge de déformation à effet résistif et piézorésistif.....	19
I.5.1.1. Classification par matériau résistif.....	20
I.5.1.2. Classification par technologie de fabrication.....	38
I.5.2. Jauge de déformation à effet capacitif	41
I.5.3. Jauge de déformation à effet piézoélectrique.....	44
I.5.4. Jauge de déformation à effet magnétostrictif.....	46
I.5.5. Conclusions	47
I.6. Travaux récents consacrés à la mesure de déformation des instruments invasifs	49
I.7. Conclusion.....	51
Références bibliographiques du Chapitre I	52
CHAPITRE II Modélisation d'une aiguille médicale instrumentée	55
II.1. Introduction	58
II.2. Analyse mécanique d'un cylindre en flexion	59
II.2.1. Décomposition des contraintes d'une poutre cylindrique.....	60
II.2.1.1. Contrainte axiale	60
II.2.1.2. Cisaillement à cause de l'effet tranchant.....	61
II.2.1.3. Cisaillement à cause de la torsion.....	63
II.2.2. Modèle analytique mécanique d'une poutre cylindrique	64
II.2.3. Calcul mathématique de la déformation du cylindre	66
II.3. Analyse par méthode des éléments finis (FEM) d'un cylindre en flexion	67
II.3.1. Environnement de simulation : ANSYS [®]	67
II.3.2. Configuration des simulations.....	68
II.3.2.1. Etablissement du modèle	68
II.3.2.2. Résultat d'une analyse en statique	69
II.3.2.3. Modélisation d'une couche mince attachée au cylindre.....	70
II.3.2.4. Simulation multi-étapes pour suivre l'itinéraire de l'aiguille.....	72
II.3.3. Analyses sur les résultats de simulation appliqués au prototype	73

II.4. Détermination des paramètres piézorésistifs nécessaires au dimensionnement des microjauges.....	77
II.4.1. Calcul quantitatif de la piézorésistivité.....	77
II.4.2. Explication théorique de la piézorésistivité du silicium.....	79
II.4.3. Facteurs d'influence de la piézorésistivité.....	80
II.4.3.1. Dopage.....	80
II.4.3.2. Epaisseur de la couche piézorésistive.....	82
II.4.3.3. Température.....	82
II.4.3.4. Rapports géométriques.....	83
II.4.3.5. Couche de passivation.....	83
II.5. Dimensionnement des microjauges par simulation FEM.....	84
II.5.1. Longueur de la microjauge.....	86
II.5.2. Largeur des bras.....	88
II.5.3. Largeur de l'espace entre les bras.....	89
II.5.4. Nombre d'arches.....	91
II.6. Conclusion.....	93
Références bibliographiques du Chapitre II.....	94
CHAPITRE III Expérimentations du premier prototype.....	95
III.1. Introduction.....	98
III.2. Mise en œuvre des expérimentations.....	98
III.2.1. Description du prototype.....	98
III.2.2. Configuration du banc de test.....	99
III.2.3. Carte d'instrumentation d'une jauge.....	100
III.2.4. Contexte des expérimentations.....	102
III.3. Analyse des résultats d'expérimentation.....	103
III.3.1. Trajectoires circulaires.....	103
III.3.2. Trajectoires rectilignes.....	105
III.3.3. Comparaison des expérimentations avec le calcul théorique et la simulation FEM.....	108
III.3.4. Reconstitution de la déformée de l'aiguille en flexion simple.....	110
III.3.5. Analyse statistique des données.....	111
III.4. Conclusion.....	115
Références bibliographiques du Chapitre III.....	116
CHAPITRE IV Réalisation des microjauges par microfabrication.....	117
IV.1. Introduction.....	120
IV.2. Mesures d'adaptation en fonction de la géométrie des cylindres.....	120
IV.2.1. Fabrication du support contenant les cylindres.....	120
IV.2.2. Contraintes thermiques.....	122
IV.2.3. Etalement de la résine.....	122
IV.2.4. Limitation de résolution de la photolithographie.....	124
IV.2.5. Fixation des cylindres.....	125
IV.2.6. Choix du matériau piézorésistif.....	126
IV.2.7. Technologies de cristallisation du germanium à basse température.....	127
IV.3. Procédé de microfabrication des jauges de déformation.....	130
IV.3.1. Prétraitement de la surface du substrat.....	132
IV.3.2. Dépôt de la couche isolante (Si_3N_4).....	133
IV.3.2.1. Choix du matériau isolant.....	133
IV.3.2.2. Configuration de la pulvérisation.....	133

IV.3.2.3. Contrainte résiduelle	134
IV.3.3. Dépôt de la couche piézorésistive (Ge/Au).....	135
IV.3.3.1. Masque souple.....	136
IV.3.3.2. Limitations de la résolution.....	137
IV.3.3.3. Dose d'insolation et durée de développement	137
IV.3.3.4. Alignement	138
IV.3.4. Recuit de cristallisation.....	138
IV.3.5. Gravure d'or (I2-KI)	138
IV.3.6. Dépôt de la couche conductrice (Cr/Au).....	139
IV.3.7. Wire bonding.....	140
IV.4. Présentation des résultats de caractérisation.....	142
IV.4.1. Présentation des jauges fabriquées.....	142
IV.4.2. Problèmes d'adhérence	143
IV.5. Proposition de procédé alternatif pour les travaux futurs.....	145
IV.6. Conclusion	146
Références bibliographiques du Chapitre IV	147
Conclusions et perspectives	149
Annexes	153
Annexe 1 Fichiers Ansys pour la modélisation FEM.....	155
Annexe 2 Facteurs d'influence de la contrainte résiduelle du film mince déposé par pulvérisation	165
Annexe 3 Introduction de la nouvelle carte d'instrumentation.....	171

Table des figures

Fig. I-1 Une aiguille de biopsie (Kangda Medical Products Co. Ltd).....	11
Fig. I-2 La déformée d'une aiguille biseautée s'insérant dans les tissus humains	11
Fig. I-3 Image 3D d'une aiguille insérée dans le tissu artificiel détectée par ultrason	13
Fig. I-4 Modélisation en 3D de la trajectoire d'insertion d'une aiguille médicale [14]	13
Fig. I-5 Jauge de déformation à trame métallique.....	19
Fig. I-6 Structure en demi-pont de Wheatstone.....	21
Fig. I-7 Différentes géométries des jauges	22
Fig. I-8 Variation de résistance en fonction de la déformation pour la jauge pré-allongée	22
Fig. I-9 Sensibilité de la jauge moulée dans du PDMS [25]	23
Fig. I-10 Procédure de fabrication et d'encapsulation d'une jauge métallique à couche mince [26]....	23
Fig. I-11 Schéma de la structure à renforcement de la sensibilité [27]	24
Fig. I-12 Sensibilité de la jauge à couche mince en germanium [28]	25
Fig. I-13 Photo de la jauge LN-100 [29]	26
Fig. I-14 Influence de l'adhérence sur la sensibilité de la jauge [29].....	26
Fig. I-15 La structure de (a) la puce ; (b) l'unité ; (c) le pont-complet	27
Fig. I-16 Influence du dopage sur (a) la sensibilité ; (b) la résolution ; (c) le rapport signal/bruit à différentes températures [30].....	27
Fig. I-17 Comparaison des influences de la température sur GF pour différents dopages.....	28
Fig. I-18 Résistivité du polysilicium en fonction de la température de dépôt [32]	28
Fig. I-19 Deux types de jauge piézorésistive avec compensation de température	29
Fig. I-20 GF vs temps pour les films avec proportions de Bi ₂ O ₃ différentes [36].....	30
Fig. I-21 Nanotube de carbone monofeuillet et multifeuillet	32
Fig. I-22 Schéma d'un capteur basé sur SWNT [41]	33
Fig. I-23 GF en fonction de la déformation, comparaison des résultats disponibles [41].....	33
Fig. I-24 Image SEM d'une paire d'électrodes reliées par MWNT assemblé par électrophorèse	34
Fig. I-25 Différentes configurations des électrodes en carbone amorphe [40].....	34
Fig. I-26 Montage de test avec la jauge déposée sur la poutre (ici seulement 2 jauges sont présentes) [42]	34
Fig. I-27 Schéma d'une fibre de carbone et d'un capteur réalisé [43]	35
Fig. I-28 Facteur de jauge du SiCN en fonction de la contrainte	35
Fig. I-29 GF en fonction de la déformation, en variant le dopage et la température.....	36
Fig. I-30 Variation de résistance en fonction de la déformation sur trois cycles	37
Fig. I-31 Un modèle de jauge semiconductrice diffusée	38
Fig. I-32 Quatre géométries de la jauge pour le test.....	39
Fig. I-33 Influence de la géométrie sur la sensibilité des jauges [49]	40
Fig. I-34 Capteur capacitif de déformation [50].....	42
Fig. I-35 Capteur différentiel de déformation [51].....	42
Fig. I-36 Architecture de compensation de la non-linéarité [52]	43
Fig. I-37 Comparaison des performances du capteur entre le calcul analytique, la simulation par éléments finis et le test d'un modèle fabriqué [52].....	43
Fig. I-38 Structure d'un capteur capacitif à couche épaisse [53]	44
Fig. I-39 Variation du GF selon la fréquence [53]	44
Fig. I-40 Configuration typique d'une jauge piézoélectrique.....	45
Fig. I-41 Montage du capteur piézoélectrique en comparaison avec jauge métallique [55]	45
Fig. I-42 Illustrations schématiques d'un capteur magnétoélastique	46
Fig. I-43 Réponse fréquentielle d'un capteur magnétostrictif [59]	46
Fig. I-44 Cycles d'hystérésis pour un film amorphe FeTb sous tension et pression [60]	47
Fig. I-45 Mesure de contrainte d'une jauge intégrée dans un extensomètre pour la fréquence à (a) 400Hz et (b) 1MHz [61]	47
Fig. I-46 Microsonde invasive équipée des FETs piézorésistives.....	49
Fig. I-47 Intégration des capteurs de déformation FBG dans une aiguille médicale [64].....	50
Fig. II-1 Géométrie de l'aiguille et positions des jauges	60

Fig. II-2 Distribution de la contrainte axiale dans le cas de (a) traction; (b) flexion pure.....	61
Fig. II-3 Contrainte de cisaillement sur un élément carré en état d'équilibre.....	62
Fig. II-4 Contrainte de cisaillement dans la section d'une poutre en flexion.....	62
Fig. II-5 Contrainte de cisaillement engendrée par une torsion	63
Fig. II-6 Modèle encasté-libre de l'aiguille et placement des jauges (vue sur la section)	64
Fig. II-7 Variation de la déformation pour les Jauges 1 à 3, trajectoire circulaire R = 6mm	67
Fig. II-8 Présentation géométrique de l'élément solid45	68
Fig. II-9 Modèle éléments finis d'un cylindre encasté-libre.....	69
Fig. II-10 Répartition de la déformation axiale sur l'aiguille courbée.....	70
Fig. II-11 Comparaison entre le calcul théorique et le résultat de la simulation FEM : la contrainte en fonction de la position de l'aiguille (les deux courbes sont confondues)	70
Fig. II-12 Modèle FEM pour évaluer l'influence de la jauge sur le comportement mécanique du cylindre	71
Fig. II-13 Répartition de la déformation axiale (z) avec et sans le film mince attaché.....	71
Fig. II-14 Trajectoires parcourues par l'extrémité de l'aiguille : (a) déplacements rectilignes ; (b) déplacements circulaires	73
Fig. II-15 Simulation FEM de la déformation sur les 3 jauges sous ANSYS	74
Fig. II-16 Simulation ANSYS : déformation de la Jauge1 en fonction des déplacements rectilignes de l'aiguille.....	75
Fig. II-17 Déformation de la Jauge2 en fonction des déplacements rectilignes de l'aiguille	75
Fig. II-18 Déformation de la Jauge3 en fonction des déplacements rectilignes de l'aiguille	76
Fig. II-19 Décomposition des contraintes normales et contraintes de cisaillement	77
Fig. II-20 L'effet de la tension sur les surfaces d'énergie constante (ellipses) selon l'orientation cristalline du silicium ; les pointillés correspondent à l'état sous tension	79
Fig. II-21 Effet émission thermoionique/diffusion aux frontières des grains.....	80
Fig. II-22 Variation du coefficient de piézorésistivité du polysilicium de type P en fonction du niveau de dopage et de la température [74]	81
Fig. II-23 Facteur de jauge normalisé en fonction de la concentration du dopant [75].....	81
Fig. II-24 Facteur de jauge du polysilicium en fonction du dopage.....	81
Fig. II-25 La sensibilité (GF) de la jauge en fonction de la résistance par carré [78]	82
Fig. II-26 Facteur de jauge longitudinal en fonction de l'épaisseur de la couche polysilicium [77]	82
Fig. II-29 Schéma de la jauge mono-arche (à gauche) et multi-arche (à droite) [81]	83
Fig. II-30 Présentation géométrique de l'élément SOLID226	84
Fig. II-31 Maillage d'une structure de la microjauge avec la condition de charges	85
Fig. II-32 Répartition de la densité du courant dans le cas d'une charge spécifique (20MPa).....	86
Fig. II-33 Modèles FEM des jauges avec différentes longueurs	87
Fig. II-34 Variation de la résistance en fonction de la contrainte appliquée (longueurs variées)	87
Fig. II-35 Modèle FEM des jauges avec la largeur des bras à 20µm et 40µm.....	88
Fig. II-36 Variation de la résistance en fonction de la contrainte appliquée (largeurs des bras variées).....	88
Fig. II-37 Modèle FEM des jauges avec différentes largeurs de la partie tournante.....	89
Fig. II-38 Variation de la résistance en fonction de la contrainte appliquée (largeurs de la zone transversale variées)	90
Fig. II-39 Densité du courant effective à travers la jauge	90
Fig. II-40 Modèle FEM des jauges avec des géométries différentes.....	91
Fig. II-41 Variation de la résistance en fonction de la contrainte appliquée (nombres d'arches variés)	91
Fig. III-1 Structure de la jauge FLK 2-17.....	98
Fig. III-2 L'aiguille utilisée pour notre premier prototype	98
Fig. III-3 Banc de test utilisé pour les mesures. Le biseau d'aiguille est introduit dans une pièce fixée sur la table XY.....	99
Fig. III-4 Chaîne de transformation de la carte électronique XTR106.....	100
Fig. III-5 Schéma électronique complet du circuit d'instrumentation	101
Fig. III-6 Variation de la déformation sur Jauge 1 pour 10 mesures répétitives	103

Fig. III-7 Déformations des trois jauges pour une trajectoire circulaire de $R = 6$ mm suivie par l'aiguille	104
Fig. III-8 Comparaison des déformation entre deux trajectoires $R = 6$ mm et $R = 3$ mm.....	105
Fig. III-9 Déformation de la Jauge1 suivant les trajectoires rectilignes de Fig. II-14(a)	106
Fig. III-10 Déformation de la Jauge2 suivant les trajectoires rectilignes de Fig. II-14(a)	107
Fig. III-11 Déformation de la Jauge3 suivant les trajectoires rectilignes de Fig. II-14(a)	107
Fig. III-12 Résultats analytiques et expérimentaux de la déformation pour la trajectoire circulaire $R = 6$ mm	108
Fig. III-13 Déformations moyennes de la Jauge1 mesurées sur deux trajectoires	110
Fig. III-14 Variation de la déformation pour 20 mesures répétitives	113
Fig. IV-1 Le support en acier inoxydable contenant les cylindres dans les rainures et le chuck polymère	121
Fig. IV-2 Vue en coupe transversale des rainures cylindriques dans le support	121
Fig. IV-3 Dépassement du cylindre par rapport à la surface supérieure du support	123
Fig. IV-4 Mesure de l'épaisseur de la résine sur un cylindre avec le profilomètre.....	124
Fig. IV-5 Réflexion de l'UV en surface courbée pendant la photolithographie [92].....	125
Fig. IV-6 Présentation virtuelle de l'état de contact entre le masque et le substrat	125
Fig. IV-7 Fixation des cylindres dans les rainures à l'aide des scotches de kapton.....	126
Fig. IV-8 Mécanismes de cristallisation du germanium amorphe assisté par la technique MIC [103]	128
Fig. IV-9 Effet de réduction de la température de cristallisation du Si et Ge en fonction du métal incitant [103].....	129
Fig. IV-10 Structure 3D de la microjauge en germanium sur le cylindre	130
Fig. IV-11 Etapes principales du procédé de microfabrication	130
Fig. IV-12 Placements des microjauges et la configuration des motifs sur le masque	132
Fig. IV-13 Craquement de la couche de nitrure de silicium après le dépôt par pulvérisation en une seule étape.....	134
Fig. IV-14 Caractérisation de l'épaisseur de la couche de germanium avec le profilomètre.....	139
Fig. IV-15 Bonding sur un cylindre NiTi.....	141
Fig. IV-16 Structure modifiée des plots de bonding à réaliser sur le cylindre	142
Fig. IV-17 A gauche : microjauge (sans plots de bonding) réalisée sur la tube NiTi;	143
Fig. IV-18 Evaluation de la capacité de mouillage en fonction de l'angle de contact du liquide.....	144

Liste des tableaux

Tableau I-1 Caractéristiques piézorésistives de métaux et alliages métalliques [18][20][21]	21
Tableau I-2 Propriétés des couches minces en fonction de la composition	31
Tableau I-3 Comparaison des matériaux résistifs et piézorésistifs.....	37
Tableau I-4 Comparaison des jauges piézorésistives [36].....	41
Tableau I-5 Comparaison de différents principes de mesure de déformation.....	48
Tableau II-1 Configuration de la simulation FEM d'un cylindre avec le film mince.....	71
Tableau II-2 Paramètres de l'élément SOLID226	85
Tableau II-3 Facteur de jauge en fonction de la longueur de la microjauge	87
Tableau II-4 Facteur de jauge en fonction de la largeur des bras.....	89
Tableau II-5 Facteur de jauge en fonction de la largeur de l'espace entre les bras	90
Tableau II-6 Facteur de jauge en fonction du nombre des bras.....	92
Tableau IV-1 Récapitulatif du procédé de fabrication des microjauges	131
Tableau IV-2 Paramètres du traitement de la surface et du dépôt SiN par pulvérisation.....	134
Tableau IV-3 Configuration de la photolithographie et de l'évaporation pour le dépôt de Ge/Au	136

INTRODUCTION GENERALE

Cette thèse, intitulée « Conception et intégration de microsystèmes sur un cylindre pour la mesure de ses déformations : application à un outil du domaine de la santé », s'inscrit dans le cadre du développement d'outils intelligents destinés à intervenir dans un milieu non homogène et non transparent. Un verrou majeur dans ce domaine est l'incapacité de connaître les déformations d'un outil au cours de son insertion. Typiquement, un outil cylindrique long et fin est amené à fléchir et à se déformer très facilement ; lorsque celui-ci est inséré dans un milieu opaque, il est alors extrêmement difficile de localiser son extrémité, que ce soit par imagerie ou par modélisation. C'est un cas qui est très souvent rencontré dans le domaine médical et de manière plus générale dans les milieux industriels ou alimentaires.

Les procédures médicales percutanées à visée diagnostique ou thérapeutique, guidées ou non par une imagerie consistent à introduire, à travers la peau, un instrument devant atteindre une cible préalablement identifiée. Différents types d'outils sont communément utilisés dans la pratique médicale quotidienne pour de telles interventions, d'une part des instruments souples comme, par exemple, des sondes, des guides de cathéters, des cathéters, des fibroscopes, et d'autre part des instruments usuellement plus rigides comme des palpeurs, des tiges, des aiguilles. Pour faciliter la réalisation de ces procédures, des outils de localisation et de navigation ont été spécifiquement développés depuis une vingtaine d'années afin de visualiser, en temps réel et dans un environnement virtuel représentatif de la réalité les éléments pertinents de la procédure interventionnelle : la cible visée, une représentation tridimensionnelle du modèle de l'instrument ainsi que sa trajectoire réelle et prévisionnelle. L'aide apportée par ces systèmes de plus en plus utilisés dans la pratique quotidienne, permet ainsi au praticien de guider l'instrument vers la cible de manière plus précise avec une diminution de la morbidité.

Alors que ces outils ont réellement permis de révolutionner certaines pratiques médicales, ils souffrent de plusieurs limitations parmi lesquelles trois sont plus particulièrement identifiées et pour lesquelles le développement d'outils intelligents souhaite apporter des solutions innovantes. La première est liée aux dispositifs de localisation (localisateurs mécaniques, électromécaniques, optiques). Bien que tous présentent des avantages et inconvénients intrinsèques aux principes physiques utilisés, ils présentent la caractéristique commune d'être relativement chers et/ou encombrants. La seconde est liée à l'hypothèse forte faite pour guider les instruments rigides consistant à les considérer comme totalement indéformable. De fait, cette hypothèse est souvent non vérifiée dans la pratique courante : en effet, la géométrie longue et fine de ces instruments les rendent susceptibles de se déformer en s'insérant dans les tissus humains très inhomogènes et anisotropes, ce qui peut entraîner l'échec de la procédure médicale interventionnelle. Lorsque l'instrument est doté d'un biseau asymétrique, la possibilité d'une déflexion par rapport à la trajectoire envisagée est encore augmentée. Inversement, la cible peut être mobilisée suite à l'interaction de l'instrument avec le tissu humain mou à l'origine d'un échec de la procédure. Enfin, la troisième et dernière limitation identifiée dans ce domaine est l'impossibilité offerte par les systèmes de navigation actuels d'appliquer des déformations, de manière active à l'instrument, afin de le contraindre pour faciliter son guidage vers la cible préalablement identifiée.

Afin d'éviter un éventuel échec de l'intervention à cause de la déviation de l'extrémité de l'instrument par rapport à la cible visée, il est essentiel de surveiller en temps réel la déformation de l'instrument, et de corriger sa trajectoire vers la cible visée.

Face aux limitations des systèmes existants de navigation mentionnées dans le paragraphe ci-dessus, l'objectif final consiste principalement à développer un instrument ergonomique bon marché et précis, qui permet au clinicien de connaître la position exacte de l'instrument déformé (multiples courbures potentielles suivant le type d'instrument) en temps réel durant son insertion, en fonction de la répartition de la déformation sur l'instrument. Cet instrument

doit être peu encombrant pour réduire son invasivité dans les tissus mous. A long terme, il est envisageable d'intégrer des éléments actifs sur l'instrument afin de corriger sa trajectoire d'insertion.

Nous allons présenter dans ce manuscrit la possibilité d'intégrer des microcapteurs (type microjauges) de déformation dans le corps d'un instrument cylindrique, afin de pouvoir connaître en temps réel sa déformation durant son insertion dans les tissus. La précision de la position de l'extrémité du cylindre visée est de 0,5 mm. Ce choix est un compromis entre les besoins médicaux, la compatibilité avec les systèmes de navigation et la facilité de réalisation.

Une première étude a été effectuée pour démontrer la faisabilité de déterminer la déformée d'une aiguille à partir de mesures par jauges de déformation. Un modèle de jauges de déformation métalliques du commerce a été collé en surface de l'aiguille pour mesurer sa déformation en déplaçant son extrémité. Une imprécision du résultat de cette mesure a été mise en évidence. Cette imprécision est partiellement due au collage manuel des jauges sur l'aiguille, dont l'approximation est incontournable, et partiellement due à l'instabilité du système électronique d'instrumentation.

Ce travail de thèse se décompose en quatre parties principales :

- la recherche bibliographique,
- l'analyse et la modélisation de l'instrument,
- la réalisation de la microjauge par microfabrication en salle blanche,
- des expérimentations sur un premier prototype.

Dans ces travaux, nous nous focaliserons sur le développement de la microjauge de déformation. Cette microjauge de déformation sera développée sur des substrats métalliques cylindriques, en tenant compte de la compatibilité des procédés de fabrication, et de la faisabilité de production en masse avec les moyens existants dans l'industrie. Précisément, le développement de la microjauge comprend essentiellement les étapes suivantes : le choix du mode de mesure, la modélisation et le dimensionnement du microcapteur, sa réalisation par microfabrication et la caractérisation de ses propriétés géométriques et physiques.

Dans le chapitre I, nous faisons un tour d'horizon des technologies existantes destinées à la détection de la déformation des instruments médicaux invasifs en temps réel, et le guidage de l'instrument dans le corps humain. Ces analyses sont basées sur une recherche bibliographique. Une grande partie de ce chapitre s'intéresse aux différents principes de mesure des déformations et aux technologies de réalisation des microcapteurs. Les avantages et les contraintes d'application de ces technologies sont énumérés afin d'affiner et de déterminer la technologie que nous utiliserons pour la fabrication des microcapteurs de déformation.

Après avoir déterminé la technologie de fabrication du microcapteur, nous vérifions d'abord la faisabilité de notre conception. Dans le chapitre II, un modèle analytique et un modèle éléments finis sont établis de manière comparative pour analyser le comportement mécanique d'un cylindre en flexion. Les informations acquises servent de référence pour suivre l'évolution de la déformation locale sur le cylindre en fonction de son déplacement. Ces informations seront comparées avec les résultats de test sur un prototype d'aiguille instrumentée.

Nous présentons au chapitre III le banc de test et le contexte des expérimentations sur un premier prototype d'aiguille instrumentée. Une extrémité de l'aiguille instrumentée est guidée par une table XY pour suivre des trajectoires prédéfinies, et les déformations sont enregistrées à l'aide des cartes d'instrumentation. Ensuite, les résultats obtenus lors des expérimentations sont présentés, analysés, et comparés avec les résultats de la modélisation et de la simulation, puis discutés.

Dans le chapitre IV, nous présentons le procédé de fabrication des microjauges de déformation réalisées en salle blanche. Nous précisons dans un premier temps la spécificité

d'un cylindre métallique qui sert du substrat pour la microfabrication. A cet effet, diverses mesures d'adaptation sont effectuées en tenant compte de la faisabilité de chaque procédé et de la disponibilité des équipements. Ensuite, le procédé entier de microfabrication est présenté de manière détaillée, et le résultat de fabrication est présenté par les images sous microscope. Nous analysons aussi les contraintes et les imperfections du procédé actuel et les améliorations éventuelles qui pourront être apportées. Nous définissons enfin un nouveau procédé afin d'aboutir à un prototype plus satisfaisant.

Ce manuscrit se termine par une conclusion et des perspectives à court, moyen et long terme.

CHAPITRE I

ÉTAT DE L'ART DES DOMAINES CONCERNES

Sommaire

CHAPITRE I	Etat de l'art des domaines concernés.....	7
I.1.	Introduction	10
I.2.	Contexte.....	10
I.3.	Etat de l'art des méthodes de localisation dans le domaine médical.....	12
I.3.1.	Méthodes de localisation existantes pour les instruments médicaux	12
I.3.2.	Brevets et conceptions concernant la localisation et le guidage des outils médicaux	14
I.4.	Généralités sur les différents principes de mesure de déformation.....	16
I.4.1.	Mesure de déformation par méthodes électriques.....	16
I.4.1.1.	Jauge de déformation à effet résistif et piézorésistif.....	16
I.4.1.2.	Jauge de déformation à effet capacitif.....	16
I.4.1.3.	Jauge de déformation à effet piézoélectrique.....	17
I.4.1.4.	Jauge de déformation à effet magnétostrictif (ou magnétoélastique)	17
I.4.2.	Mesure de déformation par structures résonantes.....	17
I.4.3.	Mesure de déformation par méthodes optiques	17
I.4.4.	Conclusion.....	18
I.5.	Etat de l'art des jauges de déformation	18
I.5.1.	Jauge de déformation à effet résistif et piézorésistif.....	19
I.5.1.1.	Classification par matériau résistif.....	20
I.5.1.2.	Classification par technologie de fabrication.....	38
I.5.2.	Jauge de déformation à effet capacitif	41
I.5.3.	Jauge de déformation à effet piézoélectrique.....	44
I.5.4.	Jauge de déformation à effet magnétostrictif.....	46
I.5.5.	Conclusions	47
I.6.	Travaux récents consacrés à la mesure de déformation des instruments invasifs	49
I.7.	Conclusion.....	51
	Références bibliographiques du Chapitre I	52

Résumé du chapitre

Dans ce chapitre, nous faisons un état de l'art sur les méthodes existantes pour le guidage des outils médicaux et pour la mesure de déformation d'un instrument médical. Dans la recherche bibliographique, différents principes de mesure de déformation sont analysés au niveau de la sensibilité et de la compatibilité avec notre application. En comparant les avantages et les inconvénients de ces principes de mesure, nous choisirons la méthode optimale selon laquelle nous réaliserons le microsysteme pour la mesure de déformation du cylindre. En général, l'intérêt de mettre en œuvre ce nouveau microsysteme est d'équiper l'instrument de façon à détecter sa déformée en temps réel avec une résolution suffisante, en surmontant les défis sécuritaires induits par la spécificité de l'application médicale. Nous montrons à la fin de ce chapitre des projets similaires qui se déroulent actuellement dans la recherche afin de mettre en évidence les spécificités technologiques de notre conception.

I.1. Introduction

Actuellement, les instruments médicaux utilisés dans les interventions chirurgicales suivent une tendance de miniaturisation, afin de réduire au minimum la lésion corporelle et le désagrément engendré par l'intervention. Des instruments chirurgicaux sont développés à cet effet qui peuvent atteindre leur cible d'opération par une simple ponction. De ce fait, ces instruments, tels que des sondes, des cathéters et des aiguilles, sont plus susceptibles de se déformer à la suite de leurs interactions avec les tissus humains, ce qui donne la nécessité de surveiller en temps réel leur positionnement au sein du corps humain.

Dans l'intérêt de surveiller en temps réel la position et le déplacement de ces instruments dans le corps humain, le développement d'instruments 'intelligents' attire des attentions considérables dans la recherche mais aussi dans l'industrie médicale. Le terme 'intelligent' se réfère aux instruments médicaux équipés de composants transducteurs comme le capteur et l'actionneur, qui servent à guider le fonctionnement d'instruments sous l'intervention du praticien. Il est donc important de concevoir, en tenant compte de la condition d'application de l'instrument médical, le système de détection et d'actionnement compatible en dimension avec les nouveaux instruments. Le développement des instruments intelligents va énormément contribuer à améliorer la précision et le taux de réussite des gestes chirurgicaux. C'est l'objectif des Gestes Médicaux et Chirurgicaux Assistés par Ordinateur (GMCAO), qui visent au développement de robots d'intervention qui ont fait leur apparition dans les hôpitaux il y a quelques décennies déjà.

Nous allons présenter dans ce chapitre un panorama des méthodes existantes pour la localisation des instruments médicaux, et plus particulièrement, les structures équipées d'un composant transducteur, comme le capteur de déformation. Nous allons comparer l'avantage et la limitation de chaque principe de mesure, surtout en tenant compte de leur compatibilité avec l'application de notre projet. A partir de cette comparaison, nous pouvons déterminer le plan optimal pour la réalisation de l'instrument 'intelligent' pour mesurer sa déformée en cas de déflexion. Nous faisons aussi une introduction de l'état d'avancement des travaux récents qui se focalisent sur un sujet similaire.

I.2. Contexte

Parmi différents types d'instruments médicaux mentionnés dans l'introduction, nous nous intéressons en premier lieu au cas d'une aiguille médicale. En général, ces aiguilles cylindriques ont des géométries longues et fines (comme affiché dans la Fig. I-1), et peuvent être pleines ou creuses (souvent équipées d'un pieu dans ce cas), en fonction de leur application visée.

Il existe un grand nombre de variétés d'aiguilles selon la nature spécifique de chaque intervention. La longueur minimale de l'aiguille est celle de l'aiguille de mésothérapie, qui mesure de 4 mm à 6 mm [2]. En fonction de la profondeur de la cible, la longueur pourrait atteindre 20 cm voire plus. Les gammes de dimension de l'aiguille médicale s'étendent de 7G* (diamètre 4,5 mm) à 33G (diamètre 0,2 mm). Chaque gamme d'aiguille est repérée par sa propre géométrie et son propre matériau.

* Le Gauge (G) est l'unité de mesure pour caractériser le diamètre des aiguilles et des cathéters.

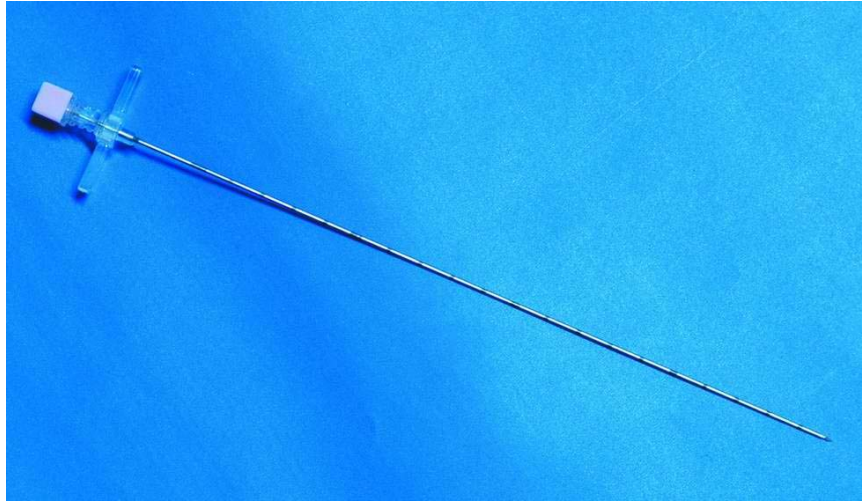


Fig. I-1 Une aiguille de biopsie (Kangda Medical Products Co. Ltd)

La géométrie des aiguilles les rendent susceptibles de se déformer en s'insérant dans les tissus humains très inhomogènes, surtout pour les aiguilles biseautées [1]. Lorsque le biseau de l'aiguille a une forme asymétrique, l'interaction entre les tissus humains et l'aiguille n'étant pas uniforme dans tous les sens sur le plan perpendiculaire à l'axe neutre de l'aiguille, la possibilité d'une déflexion de l'aiguille par rapport à la trajectoire envisagée est encore augmentée, comme montré Fig. I-2. Cette déviation du parcours d'insertion par rapport à la trajectoire envisagée agrandit le risque d'échec de l'intervention chirurgicale.

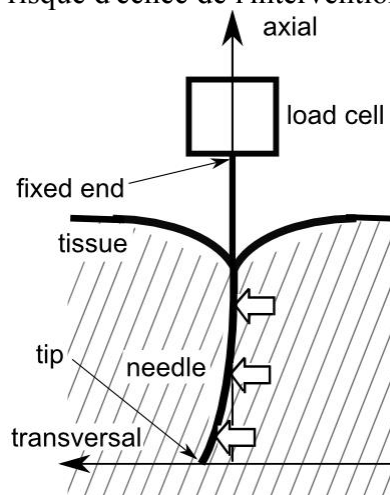


Fig. I-2 La déformée d'une aiguille biseautée s'insérant dans les tissus humains

Afin d'éviter un éventuel échec de l'intervention à cause de la déviation de l'extrémité de l'aiguille par rapport à la cible visée, il est essentiel de surveiller en temps réel la déformée de l'aiguille, et de corriger sa trajectoire vers la cible visée. Idéalement, le système développé à cet effet doit permettre aux praticiens de surveiller la position de son extrémité au cours de son insertion, et éventuellement la déformée de l'aiguille, avec une précision suffisante. Le système de surveillance est souhaité de se trouver en dehors du corps humain pour réduire au minimum l'invasivité. Il est aussi nécessaire que ce système soit bio-compatible, avec son volume réduit au minimum. A plus long terme, les informations saisies par ce système de surveillance pourraient servir au praticien pour corriger le parcours d'insertion de l'aiguille à l'aide d'actionneurs.

I.3. Etat de l'art des méthodes de localisation dans le domaine médical

Pour faciliter le guidage des instruments médicaux dans les tissus humains, des outils de localisation et de navigation ont été développés permettant de visualiser, en temps réel et dans un environnement virtuel représentatif de la réalité, la cible visée, la position du modèle de l'instrument ainsi que sa trajectoire prévisionnelle. L'aide apportée au clinicien par ces nouveaux outils lui permet de guider l'instrument vers la cible de manière plus précise avec une diminution de la morbidité.

Néanmoins, les outils de localisation et de navigation actuels font l'hypothèse de l'indéformabilité de l'instrument utilisé, hypothèse souvent non vérifiée dans la pratique courante du fait des interactions de l'instrument avec le tissu humain. En effet, l'interaction de l'instrument déformable avec le tissu humain (tissu mou, obstacle dur osseux, ou autre) est à l'origine de déformations de l'instrument qui peuvent entraîner l'échec de la procédure médicale interventionnelle.

Face à ces difficultés, il apparaît donc nécessaire d'enrichir les environnements virtuels de navigation et représentatifs de la réalité, en leur conférant la capacité à suivre la position exacte de l'ensemble de l'instrument déformable et déformé afin de pouvoir préciser, en temps réel, les positions relatives de l'instrument, de son extrémité et de la cible visée.

Il serait également souhaitable de pouvoir contraindre localement l'instrument déformable pour corriger sa trajectoire en vue d'atteindre la cible visée et d'améliorer la qualité de la procédure médicale.

I.3.1. Méthodes de localisation existantes pour les instruments médicaux

Dans la pratique des interventions chirurgicales, différents moyens d'imagerie sont utilisés pour détecter la déformation de l'outil médical inséré dans le corps humain. Les méthodes les plus souvent utilisées sont l'échographie, l'imagerie par résonance magnétique (IRM) et la fluoroscopie.

L'échographie est une technique d'imagerie employant des ultrasons. L'élément de base de l'échographie est une céramique piézoélectrique (PZT), situé dans la sonde, qui, soumis à des impulsions électriques, vibre générant des ultrasons. Les échos sont captés par cette même céramique, qui joue alors le rôle de récepteur ultrasonore. Les ultrasons sont envoyés dans un périmètre délimité (souvent trapézoïdal), et les échos enregistrés sont des signatures des obstacles qu'ils ont rencontrés. Le transducteur ultrasonore enregistre le délai de cette réflexion et l'amplitude d'écho, afin de localiser la position de l'obstacle et de le visualiser sur un écran [13].

L'avantage de l'échographie est le fait que c'est une technique quasiment sans danger et indolore pour le patient. De plus, c'est une des seules techniques d'imagerie en temps réel, avec laquelle on peut toujours tracer le mouvement synchrone des outils médicaux et interroger en temps réel l'état des organes. Les inconvénients principaux comprennent d'abord le manque de netteté de l'image, à cause de la limite en profondeur que les ondes ultrasonores peuvent atteindre. De plus, les mesures et la qualité des images dépendent beaucoup de la position de la sonde, et donc, de l'habileté et de la compétence du praticien.

Contrairement à la technologie classique de détection par échographie en 2D, Aboofazeli et al. [13] proposent un nouvel algorithme qui permet de localiser l'aiguille en 3D, au sein d'un tissu artificiel substituant les tissus humains. Grâce à l'algorithme Ray Casting, la position 3D de l'aiguille peut être calculée en fonction de l'image 2D prise par l'ultrason, basé sur le niveau de gris et la luminance de cette image. Cette image 2D est considérée comme une projection de l'aiguille sur le plan de visualisation. La Fig. I-3 montre que la position de l'aiguille est détectée avec une précision satisfaisante, mais l'image prise par l'ultrason reste relativement floue, ce qui correspond à la limite existante en profondeur de détection pour la méthode d'échographie.



Fig. I-3 Image 3D d'une aiguille insérée dans le tissu artificiel détectée par ultrason

L'imagerie par résonance magnétique nucléaire (IRM) est une technique d'imagerie médicale permettant d'avoir une vue 2D ou 3D d'une partie du corps, notamment du cerveau. Elle est basée sur le principe de la résonance magnétique nucléaire (RMN) : en appliquant une combinaison d'ondes électromagnétiques à haute fréquence sur une partie du corps et en mesurant le signal réémis par certains atomes (comme l'hydrogène), il est possible de déterminer la composition chimique et donc la nature des tissus biologiques en chaque point du volume imagé.

En conséquence, l'imagerie IRM est plus efficace pour déterminer la position de la cible de l'intervention chirurgicale, par rapport à la position de l'instrument. Dans les travaux récents du guidage de l'aiguille médicale assisté par l'imagerie IRM, la position de l'extrémité de l'aiguille est toujours détectée par une caméra à infrarouge. Viard et al. [14] proposent la reconstruction de la déflexion de l'aiguille à partir des coordonnées du point d'insertion et de l'extrémité distale de l'aiguille, comme illustré Fig. I-4. Ces deux positions sont localisées par méthode optique. En synthétisant la position de la cible fournie par l'IRM, le chirurgien est constamment informé du décalage entre l'extrémité de l'aiguille et la cible d'intervention.

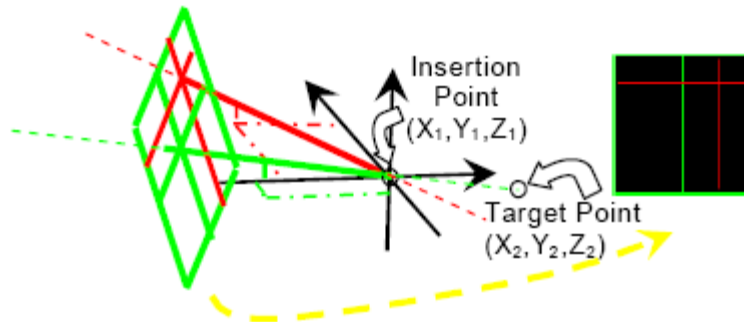


Fig. I-4 Modélisation en 3D de la trajectoire d'insertion d'une aiguille médicale [14]

Le mécanisme de fonctionnement est presque identique pour le modèle proposé par Kesavadas et George [15]. La trajectoire d'insertion de l'aiguille est préalablement calculée en fonction de la position de la cible détectée par l'imagerie IRM. Au cours de l'insertion de l'aiguille, son extrémité étant détectée par une caméra à rayonnement infrarouge, la déviation de l'aiguille par rapport à la trajectoire présumée peut être calculée par le système qui ajuste simultanément la direction du déplacement pour mieux aligner l'aiguille à l'itinéraire présumé. Contrairement au système précédent, il n'y a pas de caméra optique surveillant le point d'insertion dans ce cas. Le point d'insertion et la cible sont tous considérés fixes durant la manipulation.

Une contrainte sur l'application de l'IRM est liée au problème de compatibilité. Deux champs magnétiques de natures différentes sont simultanément appliquées lors de l'utilisation

de l'IRM : le champs magnétique statique et le champ magnétique 'en gradient'. Ce premier risque d'entraîner le déplacement inattendu de l'outil médical contenant des matériaux ferromagnétiques. De plus, le fonctionnement des implants chirurgicaux, tels que le pacemaker et la prothèse auditive, pourrait être abîmé par le champ magnétique appliqué. D'un autre côté, le champ magnétique en gradient pourrait engendrer des stimulations au système neurologique et acoustique du patient. Du fait de l'amplitude du champ magnétique appliqué, l'utilisation de l'IRM pour la détection de l'outil médical doit donc être très prudente pour éviter tout effet parasite sur d'autres dispositifs biomédicaux.

La fluoroscopie est une forme de radiologie diagnostique pratiquée avec de l'équipement spécial qui permet au radiologue de visualiser sur un moniteur de télévision, l'organe avec l'aide de substance de contraste. Ruijters et al. [16] ont proposé une méthode pour surveiller l'insertion d'une aiguille dans le crâne humain, assistée par la fluoroscopie rayon X. Une base de données décrivant la morphologie des tissus humains, préalablement obtenue par un scanner CT(computer X-ray tomography) à rayon X, permet d'établir un itinéraire optimal d'insertion de l'aiguille qui se visualise sur le même moniteur de fluoroscopie. Au cours de son insertion, la position de l'aiguille est détectée par la fluoroscopie, et le sens de déplacement de l'aiguille doit coïncider avec l'itinéraire pré-établi. A l'issue des expérimentations, la déviation maximale par rapport à l'itinéraire prévu est de 5 mm. L'introduction de rayon X en tant que source de radiation apporte des risques éventuels pour la santé du patient. En terme de qualité d'imagerie, l'existence d'effets parasites, comme l'effet Lubberts, rend l'image visualisée moins nette, surtout pour les objets mobiles.

En bref, ces méthodes d'imagerie donnent aux cliniciens une perception claire et directe de la déformation de l'instrument médical dans le corps humain. Cependant, l'application de ces méthodes est gênée par certains défauts existants au niveau de la précision et de la compatibilité, y compris:

- Pour l'échographie et les méthodes similaires, la netteté d'image est compromise par l'incapacité de l'ultrason d'atteindre la profondeur au sein du corps humain.
- La perturbation du champ magnétique engendrée par le déplacement de l'instrument médical peut aussi endommager la clarté de l'image sur l'écran.
- La plupart des imageries affichent la forme 2D de l'instrument, qui ne reflète pas la réalité de sa déformation. Un modèle analytique servant à reconstruire la déformation en 3D n'est pas toujours disponible.
- L'irradiation par rayon X porterait un risque potentiel à la santé du patient.
- Le délai de formation d'une image est parfois trop long pour la visualisation simultanée de l'aiguille et de la cible, base sur laquelle le clinicien pourrait ajuster en temps réel son geste chirurgical.

I.3.2. Brevets et conceptions concernant la localisation et le guidage des outils médicaux

Dans ce paragraphe, nous allons lister les travaux passés ou en cours concernant la localisation et le guidage des outils médicaux.

Peterson [3] décrit dans un brevet en 2005 le positionnement de jauges de contraintes sur la partie encastrée d'un instrument flexible, en vue de détecter la déflexion de l'instrument. La valeur de cette déflexion est prise en compte par le système de navigation pour indiquer la position de l'extrémité de l'instrument. Toutefois, le type de dispositif décrit ne permet de rendre compte que d'une déformation simple (déflexion) et non des déformations complexes (multiples courbures), pourtant plus représentatives de la réalité, en raison de l'inhomogénéité des forces appliquées le long de l'instrument. En outre, déterminer la position de l'extrémité de l'instrument à partir de données de déformation proximale sous-entend une certaine « régularité » de déformation de l'instrument, pouvant, en particulier, être incompatible avec la

nature même de l'instrument (multiples courbures). Enfin, le dispositif proposé est passif, c'est-à-dire qu'il ne permet pas de modifier la trajectoire de l'outil.

Vesely prévoit d'entourer l'outil d'une gaine élastomérique ou rigide en vue de suivre sa position en temps réel [4]. La gaine contient des éléments piézoélectriques fournissant un signal de détection de la position de l'instrument par un système de localisation échographique ou électromagnétique. Toutefois, les déformations de l'instrument ne sont pas déterminées de manière intrinsèque à l'instrument mais de manière extrinsèque : la gaine, élément externe à l'instrument, doit en effet être visible en temps réel par le système de localisation pour pouvoir identifier ses déformations, à partir desquelles sont déduites celles de l'instrument contenu dans la gaine. La nécessité de la visibilité de la gaine au sein du tissu humain constitue une limitation importante du dispositif présenté. En outre, la qualité de la jonction entre la gaine et l'instrument apparaît comme essentielle pour pouvoir déduire la position de l'instrument à partir de la position de la gaine.

Couvillon [5] propose l'utilisation d'un guide de cathéter comprenant une pluralité d'actionneurs disposés sur sa longueur et une unité de contrôle de ces actionneurs recevant des informations, par exemple, de jauges de contraintes. Dans le dispositif proposé, le guide de cathéter est introduit dans une structure anatomique creuse et a pour objet de se déformer afin de permettre au cathéter de se diriger dans la direction souhaitée. Une fois mis en position, il peut être « ancré » par modification de sa rigidité. Très utile pour la mise en place de cathéter, ce dispositif nécessite le contrôle d'une imagerie directe de la partie au sein de l'organisme. En outre, il ne permet qu'un guidage indirect, par l'intermédiaire du guide, de l'instrument (le cathéter), et non la navigation directe de l'instrument inséré dans le guide.

Webster III et al. [6] présentent un dispositif robotisé permettant de guider une aiguille biseautée vers une cible par la combinaison de mouvements de translation et rotation de cette dernière. Cette technique nécessite la modélisation des propriétés mécaniques tissulaires ainsi que la détection de l'aiguille et de son extrémité sur une imagerie acquise de manière périodique. L'utilisation d'un modèle cinématique non holonomique associée à une combinaison judicieuse des paramètres de translation et de rotation de l'aiguille permet de corriger la trajectoire de l'aiguille. Toutefois, la mise en oeuvre de cette méthode nécessite d'être capable de détecter l'aiguille et son extrémité, processus aisé pour des imageries rayons X (images fluoroscopiques) mais pouvant être beaucoup plus difficile pour des dispositifs d'imagerie ultrasonore, par exemple (l'identification de l'extrémité d'une aiguille constitue d'ailleurs une des difficultés des ponctions guidées sous imagerie échographique). En outre, pour une imagerie échographique 2D, cela implique d'avoir un positionnement de l'aiguille dans le plan d'acquisition de l'image.

Yan et al. [7] s'intéressent à la connaissance de la déflexion d'une aiguille et de sa mobilisation par l'utilisation d'actionneurs piézoélectriques. Dans l'approche présentée, la détection de l'extrémité de l'aiguille est réalisée par l'utilisation d'un capteur électromagnétique disposé à l'extrémité de l'aiguille. L'actionnement de l'aiguille est effectué par les actionneurs piézoélectriques en PZT montés en surface de l'aiguille. Dans ce cas, il est toutefois nécessaire de disposer d'une visualisation directe de l'aiguille pour agir de manière appropriée. Par ailleurs, le capteur électromagnétique risque d'interférer avec les actionneurs piézoélectriques.

A partir des brevets et articles cités ci-dessus, on pourrait conclure que ces méthodes proposées donnent diverses approches pour la détection de la position de l'aiguille (dans [3],[4],[5],[7]) et pour l'actionnement (dans [5],[6],[7]). Néanmoins, ces approches présentent aussi leurs limites dans les applications médicales. Les méthodes utilisées dans [3] et [7] sont basées sur l'hypothèse de flexion simple, qui ne représente pas toujours la forme de l'aiguille en réalité. Les méthodes présentées dans [4], [5] et [6] nécessitent chacune un système de localisation par imagerie, dont les limites sont évoquées ci-dessus.

Comme le montre ce bref état de l'art, très peu de travaux se sont intéressés au problème de localisation de l'extrémité d'une aiguille médicale. Certains sont basés sur la modélisation de l'aiguille et/ou des tissus, dans laquelle les tissus humains sont supposés homogènes et que l'aiguille indéformable. Dans la réalité, l'inhomogénéité des tissus humains et la déflexion de l'aiguille sont souvent observées dans les interventions chirurgicales, ce qui apporte inévitablement de l'imprécision à la modélisation. D'autres sont basés sur l'imagerie pour déterminer la position de l'extrémité de l'aiguille par rapport à la cible. L'effet de l'imagerie est souvent compromis par l'incompatibilité avec le champ magnétique, la limite en profondeur de détection et le risque d'irradiation.

L'objectif de ce travail est de réaliser des méthodes de détection et de guidage plus précises, en vue d'améliorer la sûreté du geste chirurgical. Nous proposons ainsi une nouvelle méthode pour reconstruire la déformée de l'aiguille en fonction de la répartition de déformation le long de l'aiguille. Son principe sera expliqué dans le chapitre II.

Nous présenterons à la fin de ce chapitre (paragraphe I.6) des travaux s'approchant technologiquement de nos travaux pour bien positionner les spécificités de ceux-ci dans l'état de l'art international.

I.4. Généralités sur les différents principes de mesure de déformation

La déformation de l'aiguille est une grandeur mécanique de très faible amplitude, qui ne peut pas être directement mesurée. La mesure de déformation s'effectue souvent par une conversion de la déformation en une grandeur électrique, optique, ou en fréquence de résonance. Ces signaux seront ensuite mesurés et reconvertis pour évaluer la déformation. Les paragraphes suivants sont consacrés à classer les méthodes de mesure de déformation selon les principes de conversion, et plus concrètement, selon le phénomène physique à l'origine duquel la transduction des grandeurs physiques a lieu.

Ce paragraphe a pour objectif de justifier notre choix du principe de mesure des déformations d'une aiguille.

I.4.1. Mesure de déformation par méthodes électriques

La jauge de déformation est souvent appelée 'transducteur de déformation', parce que la déformation du support est traduite en une variation de grandeur électrique, qui sera ensuite traité par des circuits d'instrumentation. Plusieurs méthodes ont été développées depuis les années 50, et une large gamme de jauges de déformation a été développée et commercialisée. Des caractéristiques plus précises seront discutées en détail dans la section I.5. D'après les principes de transduction, il y a globalement 4 types de jauges de déformation les plus souvent utilisées, qui sont énumérés ci-dessous.

I.4.1.1. Jauge de déformation à effet résistif et piézorésistif

C'est la méthode la plus largement utilisée dans le domaine des capteurs de déformation. La déformation entraîne une variation proportionnelle de la résistance de la jauge, qui est ensuite traduite en signal par le circuit électronique. Les jauges de déformation sont constituées de différents matériaux comme : les métaux, les semi-conducteurs, mais aussi les oxydes, et les polymères conducteurs. Ces dernières années, de nouveaux matériaux ont été utilisés pour mesurer la déformation avec une sensibilité largement plus élevée, comme les nanotubes de carbone et les fibres de carbone.

I.4.1.2. Jauge de déformation à effet capacitif

La jauge capacitive est normalement constituée de deux électrodes isolées par un diélectrique, chacune composée de plusieurs 'doigts' pour élargir la surface en regard. La déformation du substrat modifie la distance entre les bornes, et entraîne ainsi une variation

proportionnelle de la capacité. Ensuite, cette variation de capacité est elle-même traduite sous forme de tension ou de fréquence de résonance, ceci implique qu'un circuit de transformation est indispensable pour ce type de jauge.

I.4.1.3. Jauge de déformation à effet piézoélectrique

La jauge piézoélectrique de déformation est souvent sous forme de condensateur à plaques parallèles (parallel plate capacitor). Le changement de polarisation sous l'effet de la contrainte mécanique associée à la déformation mène à la production de charges sur les électrodes. Un défaut important de ce genre des jauge est la dispersion immédiate de charges dès qu'elles sont stimulées sous l'effet d'une force extérieure, la jauge piézoélectrique ne convient donc pas à des mesures statiques ou à très basse fréquence.

I.4.1.4. Jauge de déformation à effet magnétostrictif (ou magnétoélastique)

La magnétostriction désigne la propriété que possèdent les matériaux ferromagnétiques de se déformer sous l'effet d'un champ magnétique. Les matériaux ferromagnétiques exhibent aussi un effet magnétostrictif inverse, qui se caractérise par la modification de la susceptibilité magnétique en présence de contraintes mécaniques dans le matériau. Les applications typiques des capteurs magnétiques sont plutôt basées sur l'effet magnétostrictif inverse. En outre, certains instruments médicaux en métal ne sont pas compatibles avec l'application d'un champ magnétique.

I.4.2. Mesure de déformation par structures résonantes

A part ces quatre types de jauges, une autre approche est basée sur la méthode de conversion de la déformation en une fréquence de résonance. Le signal stimulant le résonateur est toujours une variation de tension ou de courant, suite à une déformation traduite par effet piézorésistif ou capacitif. La variation de fréquence de résonance pourrait être détectée par une antenne à proximité [8-11]. Par rapport aux jauges piézorésistives traditionnelles, la structure résonante offre une meilleure sensibilité [11], une bonne résolution [10], et la bonne adaptation pour le traitement numérique du signal. En fonction de la dimension et d'autres paramètres du résonateur, la fréquence de résonance se trouve entre quelques centaines de kHz et quelques MHz.

Le plus grand inconvénient de la structure résonante, est que pour avoir une bonne sensibilité de jauge de déformation, il faut que la tension de polarisation du résonateur soit très élevée, à environ quelques dizaines de volts [10]. Dans notre application, une tension aussi élevée met en danger le corps humain en contact avec l'aiguille. Il faut aussi prendre en compte le fait que la capacité parasite va fortement influencer la fréquence de résonance, ce qui impose des exigences strictes en cours de fabrication.

I.4.3. Mesure de déformation par méthodes optiques

Dans plusieurs articles, la détection de la déformation est réalisée par une méthode optique. Les méthodes les plus souvent utilisées incluent la jauge à fibre optique, la jauge photoélastique de déformation, l'interférométrie Moiré et l'interférométrie holographique.

Les jauges de déformation à fibre optique sont des interféromètres miniaturisés. La plupart d'entre eux sont basées sur le principe de l'interféromètre de Fabry-Pérot, qui mesure le changement de dimension d'une cavité intégrée dans le corps d'épreuve. Le capteur Fabry-Pérot comprend une source de type laser, la fibre optique monomode, un coupleur, la cavité et un photodétecteur. La longueur de la cavité, modifiable par la déformation du corps d'épreuve, influe sur le déphasage entre le faisceau émis et le faisceau réfléchi, donc la déformation du corps d'épreuve est traduite par l'interférence des deux faisceaux. La dimension du capteur, de l'ordre de quelques millimètres, reste relativement grande pour notre application [12].

La jauge photoélastique emploie le matériau photoélastique, comme le Plexiglas (PMMA). Le matériau est soumis à une déformation et est illuminé par la lumière polarisée. La lumière traverse le matériau, et le motif observé est influencé par la contrainte subie par le matériau photoélastique. Il faut noter que l'analyse quantitative nécessite l'observation de la lumière en sortie à l'aide d'un polariscope.

L'interféromètre Moiré et l'interférométrie holographique détectent plutôt le déplacement de la surface au lieu de la déformation, ce qui nécessite une source optique à l'extérieur de la jauge, incompatible avec notre application. De plus, l'extrapolation et la dérivation seront nécessaires pour déduire la déformation à partir du déplacement de l'objet détecté.

A cause de plusieurs facteurs incompatibles avec la nature de notre application dans le corps humain, comme le transfert de signal optique, intégration de la fibre optique au sein d'une aiguille, la dimension des composants, etc., ces méthodes ne seront pas détaillées ici puisqu'elles ne peuvent pas s'appliquer à notre cas, le corps humain étant un obstacle.

I.4.4. Conclusion

Nous avons présenté dans cette section les trois approches principales pour mesurer la déformation d'une aiguille médicale. Selon différents principes de transduction, la déformation pourrait être traduite en résistance, en tension, en fréquence de résonance, etc. La jauge de déformation donne le plus de possibilités sur le moyen de réalisation. En tenant compte de deux critères de choix : l'invasivité du système dans les tissus humains et la biocompatibilité, la jauge de déformation s'avère la mieux adaptée à notre objectif. La structure résonante nécessite une tension de polarisation très élevée, tandis que le système optique s'avère très encombrant par rapport à la dimension de l'aiguille. Nous allons nous focaliser dans la section suivante sur les différents types de jauge de déformation, pour choisir la structure qui convient le mieux pour mesurer la déformation avec une bonne précision.

I.5. Etat de l'art des jauges de déformation

Le choix d'une jauge de déformation doit prendre en compte et éventuellement trouver un compromis parmi les critères suivants :

- Sensibilité à la déformation (facteur de jauge)
- Plage de déformation mesurable
- Résolution
- Linéarité, stabilité temporelle du signal
- Hystérésis, mesurabilité
- Stabilité du signal à la variation de température
- Dimension de la jauge
- Conservabilité à long terme
- Compatibilité environnementale
- Procédé de fabrication
- Coût de fabrication
- Nombre de cycle que peut subir la jauge

Définitions de base caractérisant les jauges de déformation:

Le facteur de jauge (Gauge Factor, GF) est le rapport entre la variation relative de résistance et la déformation. $GF = \frac{dR/R}{\varepsilon}$ (1.1)

où la déformation ε ($\varepsilon = \frac{\Delta L}{L}$) décrit la variation relative de la dimension d'un objet. L'unité de la déformation s'exprime en pourcentage (%) mais aussi en μ strain (un sur million).

Coefficient en température de la résistance (Temperature Coefficient of Resistance, TCR) : La variation relative (part par million) de résistance par rapport à la température. Il s'exprime en ppm/°C. $TCR = \frac{dR/R}{dT}$ (1.2)

Coefficient en température du facteur de jauge (TCGF) : variation relative du GF par rapport à la température. $TCGF = \frac{dGF/GF}{dT}$ (1.3)

I.5.1. Jauge de déformation à effet résistif et piézorésistif

L'effet résistif est le changement de résistance d'un matériau dû à une contrainte mécanique. Un segment de longueur initiale L et de résistivité initiale ρ_0 s'allonge sous l'effet de la force de traction, et la variation normalisée de sa résistance est énoncée comme :

$$\frac{\Delta R}{R} = \varepsilon \left(1 + 2\nu + \frac{\Delta \rho}{\rho_0 \varepsilon} \right) \quad (1.4)$$

Ici ν est le coefficient de Poisson

Le facteur de jauge est défini comme :

$$GF = \frac{\Delta R}{R \varepsilon} = 1 + 2\nu + \pi E \quad (1.5)$$

Ici E représente le module de Young du matériau piézorésistif, et π est appelé coefficient piézorésistif du matériau.

Pour la jauge de déformation métallique, le 3^{ème} terme est proche de 0, donc la variation de sa résistance dépend principalement de son changement de géométrie. Ainsi, le facteur de jauge des trames métalliques est normalement au-dessous de 2, sauf pour certains alliages.

Par contre, dans le cas de jauge semiconductrice, les deux premiers termes deviennent négligeables devant le dernier terme, ce qui indique que sa piézorésistivité dépend principalement de la variation de résistivité sous contrainte. Pour des jauges en silicium, leur facteur de jauge pourrait être bien au-dessus de 100. C'est le même principe pour des jauges en oxyde ou en carbone, même si leurs facteurs de jauge sont très différents.

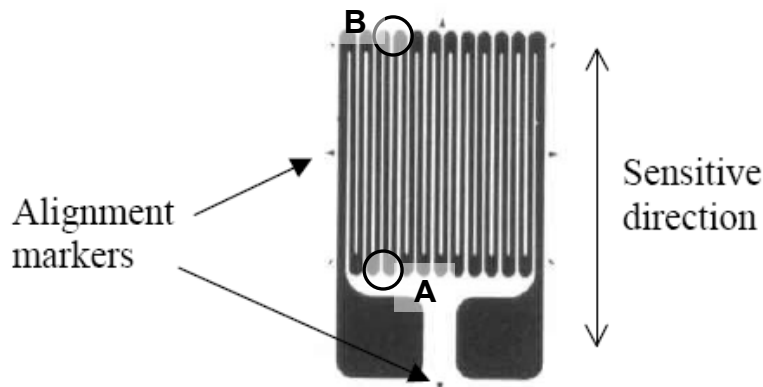


Fig. I-5 Jauge de déformation à trame métallique

La Fig. I-5 montre la structure typique d'une jauge métallique de déformation. La jauge est composée d'une trame en serpent, afin de favoriser la sensibilité dans le sens de la contrainte, et de diminuer l'influence de la contrainte transverse. Des repères d'alignement facilitent le collage de la jauge sur le corps d'épreuve. On peut remarquer que la largeur de la trame aux points tournants (A, B) est intentionnellement augmentée, en vue de réduire la résistance dans le sens transverse. La trame est déposée sur un support souple, qui sera ensuite collé sur le corps d'épreuve.

Composition d'une cellule de mesure à base de jauge métallique

Une cellule de mesure de déformation à base de jauge métallique est constituée de quatre parties principales:

- Le corps d'épreuve qui est la partie qui subit les déformations. Dans notre application, le corps d'épreuve est l'aiguille.
- La trame métallique, qui traduit la déformation du corps d'épreuve par une variation relative de sa résistance. Elle doit être résistante à la fatigue pour réaliser des mesures répétitives.
- Le support isolant, souvent papier ou plastique, fait le lien entre la trame déformée et le corps d'épreuve. Il facilite l'installation de la jauge en surface du corps d'épreuve, et fournit une isolation électrique entre la jauge et le substrat. Actuellement, des résines époxy et des polyimides sont les plus souvent utilisées pour former le support. Il faut aussi noter que la combinaison de la trame métallique et du support n'est pas arbitraire. Il existe déjà des normes à respecter pour choisir méticuleusement la combinaison du matériau de la jauge et du matériau du support.
- La colle réalise la liaison entre le support de la jauge et le corps d'épreuve. Selon l'environnement d'application, on choisit respectivement 3 types de colle :
 - La colle cyanoacrylate, pour une application immédiate après bonding (10 minutes), mais sa durée de vie est limitée à quelques mois au plus.
 - La colle époxy, qui nécessite une forte pression de 350 kPa pendant le collage et 35-140 kPa pendant le recuit, et une température de 120°C pendant des heures de polymérisation [18].
 - La colle céramique, qui s'adapte mieux aux hautes températures environnementales.

1.5.1.1. Classification par matériau résistif

1.5.1.1(a) Jauge de déformation à trame métallique

Ce type de jauge de déformation est le plus connu parmi toutes les solutions proposées, et il existe déjà une large gamme de jauges commercialisées à trame métallique. Comme expliqué précédemment, la variation de sa résistance est due à la variation de sa forme géométrique, c'est-à-dire, la probabilité de diffusion des électrons libres est fonction de la distance inter-atomique du métal [17].

Caractéristiques de la jauge à trame métallique

La Fig. I-5 illustre un modèle typique de jauge à trame métallique. Parmi tous les modèles commercialisés, sa longueur varie entre 0,2 mm et 100 mm, mais il est vérifié que sa performance se dégrade pour une longueur inférieure à 3 mm, et il est souhaitable de limiter sa longueur entre 3 mm et 6 mm [19]. La largeur de la jauge se trouve entre quelques centaines de microns et quelques millimètres, et l'épaisseur de la jauge est normalement de quelques microns.

Selon le matériau, la limite élastique (au-delà de laquelle la jauge serait en déformation plastique) pourrait varier entre 0,5 % et 20 %. En cas de déformation plastique, le coefficient de Poisson est égal à 0,5, et le facteur de jauge GF est très proche de 2. Pour les matériaux dont le facteur de jauge s'écarte de la valeur 2, cette variation du GF doit être prise en compte lorsque le corps d'épreuve subit d'une déformation importante, qui s'avère sous forme de non-continuité de facteur de jauge en fonction de la déformation [17].

Les avantages des jauges à trame métallique sont liés à leur bonne flexibilité et à leur facilité de fabrication. Ces jauges sont généralement réalisées selon les procédés de circuits imprimés (par lithographie ou par attaque chimique). Par contre, leur facteur de jauge reste assez limité (Tableau I-1), ce qui limite considérablement leur performance en cas de déformation faible.

Tableau I-1 Caractéristiques piézorésistives de métaux et alliages métalliques [18][20][21]

Matériau	Composition	Facteur de jauge GF
Cuivre	Cu 100 %	2,9
Aluminium	Al 100 %	3,1--3,8
Platine	Pt 100 %	6,1
Platine-Tungstène	Pt 92 %, W 8 %	4
Isoelastic	Fe 55,5 %, Ni 36 %, Cr 8 %, Mn 0,5 %	3,6
Constantan	Ni 45 %, Cu 55 %	2,1
Nichrome V	Ni 80 %, Cr 20 %	2,5
Karma	Ni 74 %, Cr 20 %, Al 3 %, Fe 3 %	2
Armour D	Fe 70 % Cr 20 %, Al 10 %	2
Monel	Ni 67 %, Cu 33 %	1,9
Manganin	Cu 84 %, Mn 12 %, Ni 4 %	0,47
Nickel	Ni 100 %	-11

Influence de la température et compensation thermique

La température ambiante autour du corps d'épreuve influe aussi sur la résistance de la jauge métallique. La variation thermique de sa résistance est attribuée à trois facteurs : la variation de résistivité du métal (ou alliage), la dilatation thermique (longitudinale et transverse) de la trame, et la déformation différentielle imposée à la jauge, issue de l'écart entre le coefficient de dilatation thermique λ du substrat et celui de la jauge. En conséquence, on met l'accent sur la cohérence de dilatation thermique entre le matériau du substrat et celui de la jauge. Ce principe doit être respecté par tous les genres de jauges résistives et piézorésistives, surtout dans le cas où la variation de la température ambiante est importante. Afin de réduire l'imprécision thermique des jauges de déformation, l'impact de la température du corps d'épreuve doit être minimisé [17].

Il y a principalement deux approches pour compenser la variation thermique de la résistance : soit on utilise les matériaux résistifs réalisant l'auto-compensation, soit on intègre une résistance de référence dans un montage différentiel, par exemple, le pont de Wheatstone. Concernant la première solution, on pourrait choisir les procédés à basse température (cold working), tels que la trame formée a une déformation thermique minimale (selected-melt gauge). Il est aussi suggéré d'utiliser un alliage composé de 2 éléments avec des propriétés thermiques inverses, qui neutralisent l'influence de la température sur l'alliage [17].

Pour la deuxième solution, on intègre une résistance de référence dans le pont de Wheatstone, qui est soumis à la même température que la jauge mais ne subit pas de déformation, afin de relativiser l'influence de la température sur la résistivité des jauges. La Fig. I-6 illustre un demi-pont de Wheatstone, où les deux jauges à gauche subissent respectivement une contrainte longitudinale et une contrainte transverse. Si le coefficient de sensibilité transverse est assez petit, on peut considérer que la résistance de la jauge du bas, qui ne subit qu'une contrainte transverse, est indépendante de la déformation.

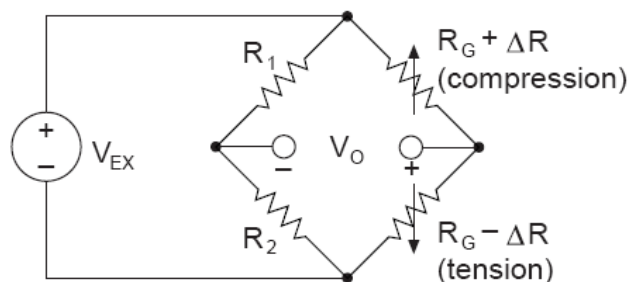


Fig. I-6 Structure en demi-pont de Wheatstone

Sensibilité transverse :

La sensibilité transverse d'une jauge se réfère au comportement de la jauge à répondre à la déformation perpendiculaire à l'axe principal de la détection. Idéalement, il serait préférable que les jauges de déformation soient totalement insensibles à la déformation transverse. Dans la pratique, la plupart des jauges ont un certain degré de sensibilité transverse, mais son effet est habituellement assez faible pour les jauges métalliques, de l'ordre de 1 % à 2 % de la sensibilité longitudinale.

En général, une jauge de contrainte est dotée de deux facteurs de jauge, GF_L et GF_T , qui désignent respectivement le facteur de jauge dans le sens longitudinal et transverse. La variation de la résistance de la jauge est :

$$\frac{\Delta R}{R} = GF_L \varepsilon_L + GF_T \varepsilon_T, \tag{1.6}$$

Ici ε_L et ε_T correspondent aux déformations longitudinales et transverses. Si l'on définit le coefficient de sensibilité transverse $K_t = \frac{GF_T}{GF_L}$, et le coefficient de Poisson $\nu = -\frac{\varepsilon_T}{\varepsilon_L}$,

l'équation ci-dessus se transforme en $\frac{\Delta R}{R} = GF_L \varepsilon_L (1 - \nu K_t)$, (1.7)

et l'on observe clairement l'erreur relative du facteur de jauge due à la sensibilité transverse. Au cas où la déformation et l'axe sensible (longitudinal) s'alignent parfaitement, ν et K_t sont toujours inférieurs à 1, donc la sensibilité transverse a une influence négligeable sur GF . Mais dans les situations suivantes, ce phénomène doit être pris en compte [22] :

- 1) la déformation et l'axe sensible ne sont pas alignés, où la valeur de K_t pourrait être bien supérieure à 1 ;
- 2) la jauge est installée sur un substrat avec un coefficient de Poisson largement différent, donc l'influence du substrat sur le GF n'est plus négligeable.

Dans ces situations, certains algorithmes de corrections sont disponibles pour réduire l'influence de la sensibilité transverse.

Exemples d'application

Se basant sur la théorie des jauges métalliques de déformation, Tung et al. [23] ont développé des jauges métalliques avec des géométries différentes (Fig. I-7), subissant un pré-allongement de 300 μm . La variation de la résistance en fonction de l'élongation de la jauge à l'issue des 10 cycles de mesure est présentée par la Fig. I-8:

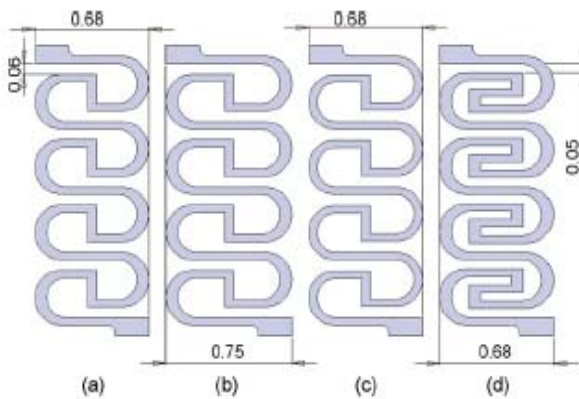


Fig. I-7 Différentes géométries des jauges

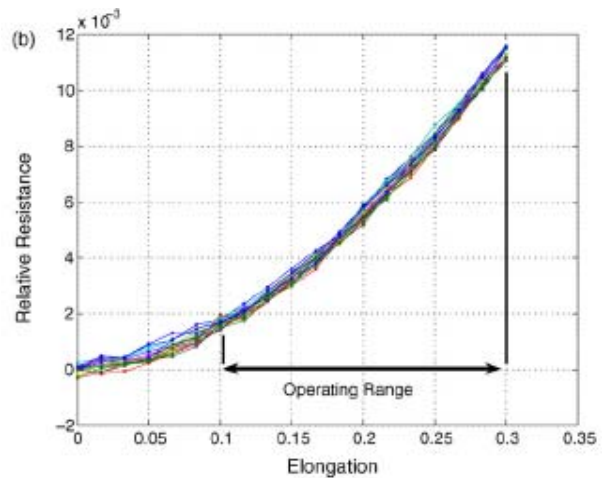


Fig. I-8 Variation de résistance en fonction de la déformation pour la jauge pré-allongée

Yang et al. [24][25] présentent la conception d'une jauge de déformation noyée dans du polydiméthylsiloxane (PDMS), qui s'applique à détecter la déformation des os dans le corps humain. La couche résistive se compose d'or et de chrome. Le PDMS est déposé sur le substrat silicium par enduction (spin coating) avec une épaisseur de 50 μm . Une couche de Au à 100 nm, suivi par une couche de Cr à 30 nm, sont successivement déposées par évaporation par faisceau d'électrons. Les étapes suivantes consistent à former les trames par photolithographie, et à séparer la jauge du substrat.

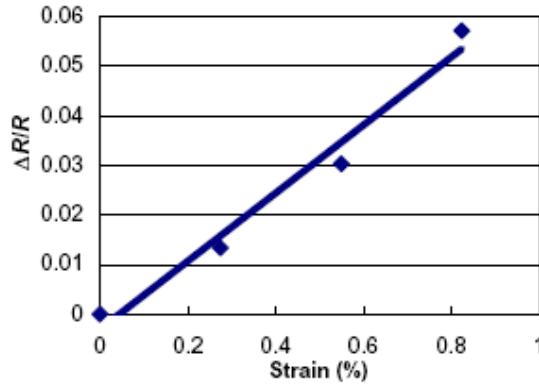


Fig. I-9 Sensibilité de la jauge moulée dans du PDMS [25]

Grâce à la flexibilité du polymère PDMS, la jauge peut détecter linéairement une grande déformation jusqu'à 5000 μstrain (Fig. I-9). Les résultats sont obtenus sur un prototype d'essai imitant la structure de l'os. Il est vérifié par simulation par éléments finis que la déformation est parfaitement transmise entre le PDMS et la jauge métallique. Le facteur de jauge est déterminé à 6,86, bien plus élevé que celui des jauges métalliques traditionnelles. La longueur de la jauge est d'environ 1mm, et la largeur dépend principalement du nombre de spires, en tenant compte d'un compromis entre le rapport signal/bruit et la résolution de la jauge. Si le nombre de tours est grand, une plus grande variation de résistance entraîne une meilleure résolution, mais aussi une augmentation du bruit blanc.

Choi et al. [26] ont réalisé des jauges de contrainte à couche mince sur substrat métallique (acier inoxydable). Les capteurs croissent sur une structure multicouche isolante déposée sur le substrat métallique. Après le dépôt du matériau résistif, une couche protectrice est à nouveau déposée sur le capteur, afin de le protéger et de l'isoler complètement du substrat métallique. Fig. I-10 illustre les étapes de dépôt d'une jauge.

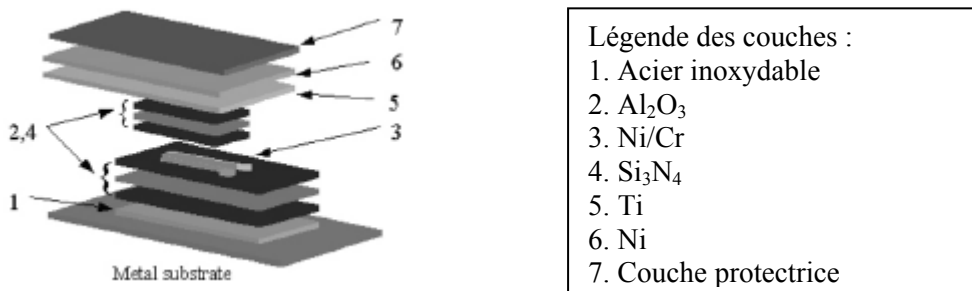


Fig. I-10 Procédure de fabrication et d'encapsulation d'une jauge métallique à couche mince [26]

Au sujet du choix de matériau pour ces différentes couches, plusieurs facteurs sont pris en compte, y compris la stabilité thermique, l'adhérence, le comportement aux déformations, etc. Les couches isolantes sont cruciales pour la qualité des capteurs. Deux paramètres sont fondamentaux pour le choix du matériau de la couche isolante : le coefficient de dilatation thermique et la rigidité diélectrique. Les éventuels candidats pour la couche isolante comprennent Al_2O_3 , TiO_2 , SiO_2 et Si_3N_4 . Dans cet article, trois couches Al_2O_3 - Si_3N_4 - Al_2O_3 sont déposées par évaporation à faisceau d'électrons. Une couche mince (~ 50 nm) de Ti est

déposée pour promouvoir l'adhérence entre la couche isolante et le substrat métallique. Le matériau piézorésistif est l'alliage de Ni/Cr déposé par pulvérisation cathodique magnétron (magnetron sputtering). Ensuite, les mêmes couches isolantes $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-Si}_3\text{N}_4\text{-Al}_2\text{O}_3$ sont déposées sur la jauge, et une couche épaisse protectrice en Nickel est finalement déposée par galvanoplastie (electroplating) pour protéger les couches contre la corrosion ou le frottement.

Sa fonctionnalité est testée en comparaison avec une jauge commercialisée. On constate que le facteur de jauge est 1,948 avec un écart type de 0,018. La bonne linéarité peut être obtenue jusqu'à 1400 μstrain à température ambiante. Surtout, la variation de la résistance de la jauge avant et après l'incorporation dans le métal est moins de 1 %, ce qui démontre bien la faisabilité de cette démarche.

Visant à augmenter la sensibilité de la jauge métallique de déformation, Kuo et al. [27] propose une solution qui multiplie le facteur de jauge par 1,32, en ouvrant un trou sous la jauge sur la base du capteur (Fig. I-11). Théoriquement, la partie mécaniquement souple génère une déformation plus importante, et la déformation de la jauge est 1,32 fois celle du substrat, sachant que le déplacement total du substrat et du capteur est toujours identique. En revanche, la taille du capteur est relativement grande par rapport à notre application (3 mm \times 9 mm), et le trou dans la base du capteur pourrait engendrer l'inhomogénéité de la densité du corps d'épreuve, et la rendra plus susceptible de se déformer.

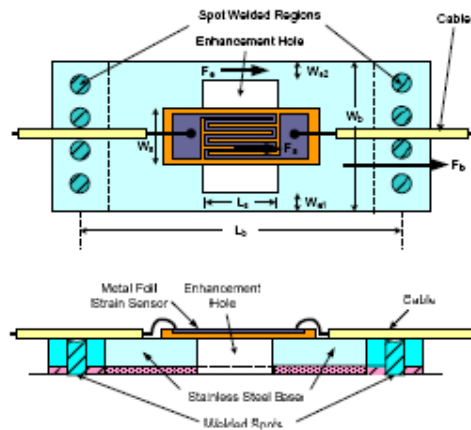


Fig. I-11 Schéma de la structure à renforcement de la sensibilité [27]

Conclusion

Les jauges métalliques sont aujourd'hui largement adoptées pour la mesure de déformation, grâce au faible coût de fabrication et à la facilité de fixation au corps d'épreuve. La jauge métallique est flexible, compatible à la grande déformation, et peu sensible à la variation de la température. Néanmoins, cette gamme de jauge ne s'adapte pas à la mesure de faible déformation avec une bonne précision. Le défaut principal de ce type de jauge est son facteur de jauge très limité. Sa valeur maximale s'élève seulement à 6,5, ce qui apparaît loin d'être suffisant pour la mesure de faibles déformations. En outre, la taille de la jauge métallique, de l'ordre millimétrique, s'avère très grande par rapport à la dimension de l'aiguille. Tous ces défauts nous orientent à chercher d'autres matériaux piézorésistifs, avec un GF jusqu'à 30 fois plus élevé, pour réaliser la jauge de déformation.

I.5.1.1(b) Jauge de déformation à base de semi-conducteurs

Par rapport aux jauges à trame métallique, les jauges semi-conductrices offrent une sensibilité bien plus élevée, aux dépens d'une forte variation de GF selon la température, et un rétrécissement de la plage de déformation mesurable. Tant que la plage de déformation mesurable par la jauge métallique atteint 0,3 % (3000 μ strain), la déformation qu'une jauge semi-conductrice pourrait supporter est souvent limitée au-dessous de 1000 μ strain.

Jauge de déformation en germanium

Khakifirooz et al. [28] réalisent une jauge en germanium déposée par évaporation sur un substrat en mica. La couche de Ge avec une épaisseur de 1 μ m est déposée par évaporation thermique sous très basse pression (10^{-6} torr). Ensuite les résistances sont structurées par photolithographie. Une bi-couche Cu-Al est successivement déposée pour réaliser une soudure plus résistante à la déformation. Si l'espace était suffisant, on pourrait intégrer deux résistances perpendiculaires en demi-pont de Wheatstone, ce qui réduirait la sensibilité thermique du capteur par un facteur de 20 à 30.

L'auteur a aussi discuté des facteurs d'influence au niveau du procédé de dépôt. La température du substrat pendant l'évaporation influe sur la structure cristalline de la couche de germanium, et aussi sur la qualité d'adhérence. Il faut bien déterminer la température optimale pour obtenir une résistance par carré* plus raisonnable (25 k Ω). D'ailleurs, la protection contre la contamination de tungstène par évaporation et le pré-dépôt d'une couche fine d'Al avant métallisation améliorent aussi la performance thermique et à long terme du capteur. Le capteur fabriqué dispose d'un GF de 10, d'une bonne stabilité à long terme et d'une plage de linéarité jusqu'à 1000 μ strain (Fig. I-12).

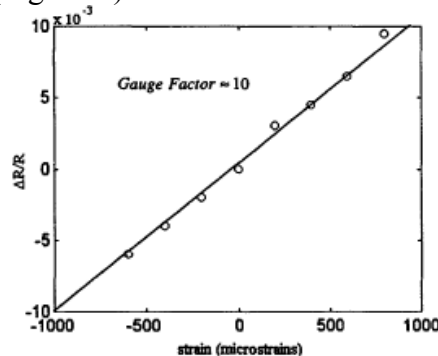


Fig. I-12 Sensibilité de la jauge à couche mince en germanium [28]

Jauge de déformation en silicium dopé

Les matériaux les plus souvent utilisés sont le silicium et le polysilicium. Pour le silicium dopé, sa sensibilité à la déformation est principalement déterminée par son niveau de dopage et par son orientation cristalline [20]. Le facteur de jauge du silicium dopé peut atteindre 100 voire plus. La température ambiante a aussi une influence importante sur le GF.

Parmi des modèles déjà commercialisés, le modèle LN-100 de la société BFGoodrich (Fig. I-13) est représentatif de l'état de l'art. Il s'agit d'un brin de silicium dopé type P dont les dimensions sont 500 \times 50 μ m. La jauge est attachée à un support polyimide avec une épaisseur totale inférieure à 25 μ m, et sa performance est résumée dans le tableau ci-dessous [29] :

* Résistance par carré : pour une résistance tri-dimensionnelle, sa résistance est définie

comme: $R = \rho \frac{L}{wt} = \frac{\rho}{t} \frac{L}{w} = R_{\text{carré}} \frac{L}{w}$, $R_{\text{carré}}$ pourrait être considéré comme la résistance au cas où la longueur L et la largeur w seraient égales. L'unité de la résistance par carré est l'ohm.

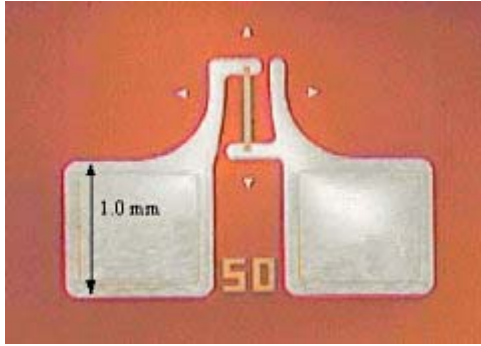


Fig. I-13 Photo de la jauge LN-100 [29]

TABLE 1

Performance Summary	
Nominal R	Factory settable, typ. 1-4 k Ω
Gauge factor	80-90, room temp. adhesive 105-112, hi-temp. adhesive
Apparent strain due to temp.	37 $\mu\epsilon/^\circ\text{C}$ typ.
Apparent drift due to creep	0.2 %/hr. (4 hr.)
Fatigue life	>1 million at 1200 $\mu\epsilon$
Cross-axis sensitivity	-15 %
Bending radius	0.06 in.

Selon le tableau Table 1, ce modèle affiche une grande sensibilité à la déformation (GF 80-110 selon la colle utilisée et la température de cuisson), avec une résistivité grande et ajustable. La déformation apparente est 37 $\mu\epsilon/^\circ\text{C}$, ce qui est relativement important si la variation de température est grande. Une compensation de dérive thermique est envisagée pour améliorer la stabilité thermique de la jauge. Le coefficient de sensibilité transverse est d'environ 0,15.

Dans [29], les auteurs ont collé la jauge avec deux colles différentes et cuites à différentes températures. Le résultat montré par la Fig. I-14 indique que quand la colle est cuite à haute température (200 $^\circ\text{C}$), le facteur de jauge se trouve proche de 110, tandis que si elle est cuite à température ambiante, le facteur de jauge est environ 88. Ceci implique que le procédé de collage influe aussi sur la piézorésistivité de la jauge.

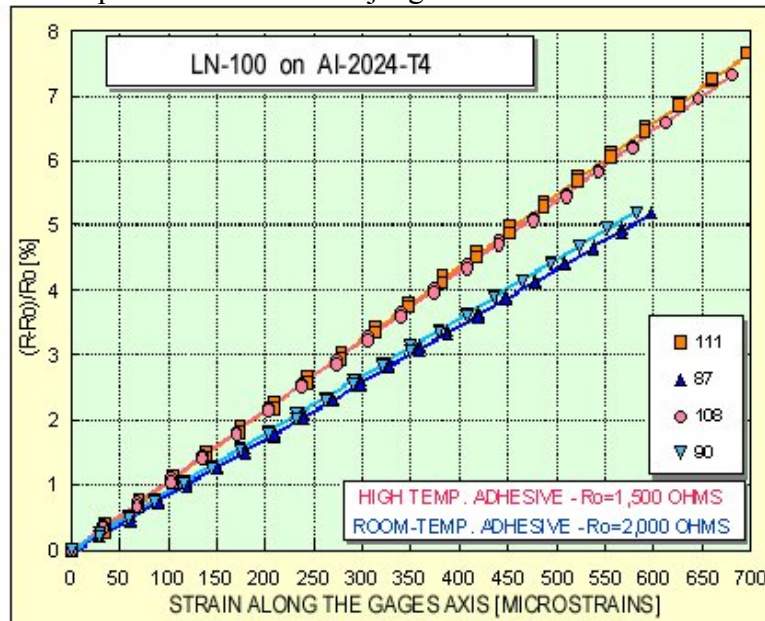


Fig. I-14 Influence de l'adhérence sur la sensibilité de la jauge [29]

Concernant la jauge diffusée, Mohammed et al. [11][30] ont développé un capteur de déformation en intégrant trois ponts-complets de jauge en silicium (dopé P) en rosette sur un substrat silicium type N (Fig. I-15). Concernant la facilité de fabrication, la jauge est orientée en [110], pour obtenir une meilleure sensibilité. La structure pont-complet permet d'annuler l'influence de la dilatation thermique, à l'aide du signal différentiel en sortie. De plus, des rainures sont gravées sur les surfaces supérieure et inférieure autour des ponts-complets, afin de compenser la perte de déformation en transmission entre les couches.

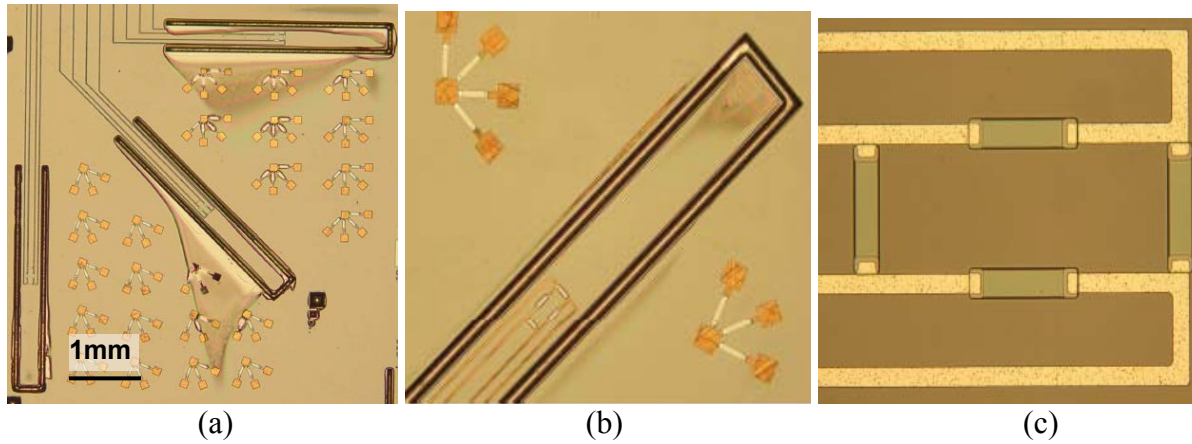


Fig. I-15 La structure de (a) la puce ; (b) l'unité ; (c) le pont-complet

Le capteur est conçu de manière à avoir une haute impédance de $15\text{ k}\Omega$, un facteur de jauge de 140 et une bonne linéarité jusqu'à $4000\ \mu\text{strain}$ (valeurs théoriques obtenues par simulation). En outre, il est constaté que si le niveau de dopage était supérieur à 10^{19} cm^{-3} , la sensibilité du capteur serait bien réduite (par 65-75 %), mais la stabilité du signal par rapport à la température serait bien améliorée. Le niveau de dopage supérieur à 10^{19} cm^{-3} permettrait une résolution plus précise ($\sim 1\ \mu\text{strain}$) et plus indépendante de la température, et un plus grand rapport signal/bruit (Fig. I-16). Compte tenu de tous ces facteurs, l'auteur a choisi le niveau de dopage à $5 \times 10^{19}\text{ cm}^{-3}$.

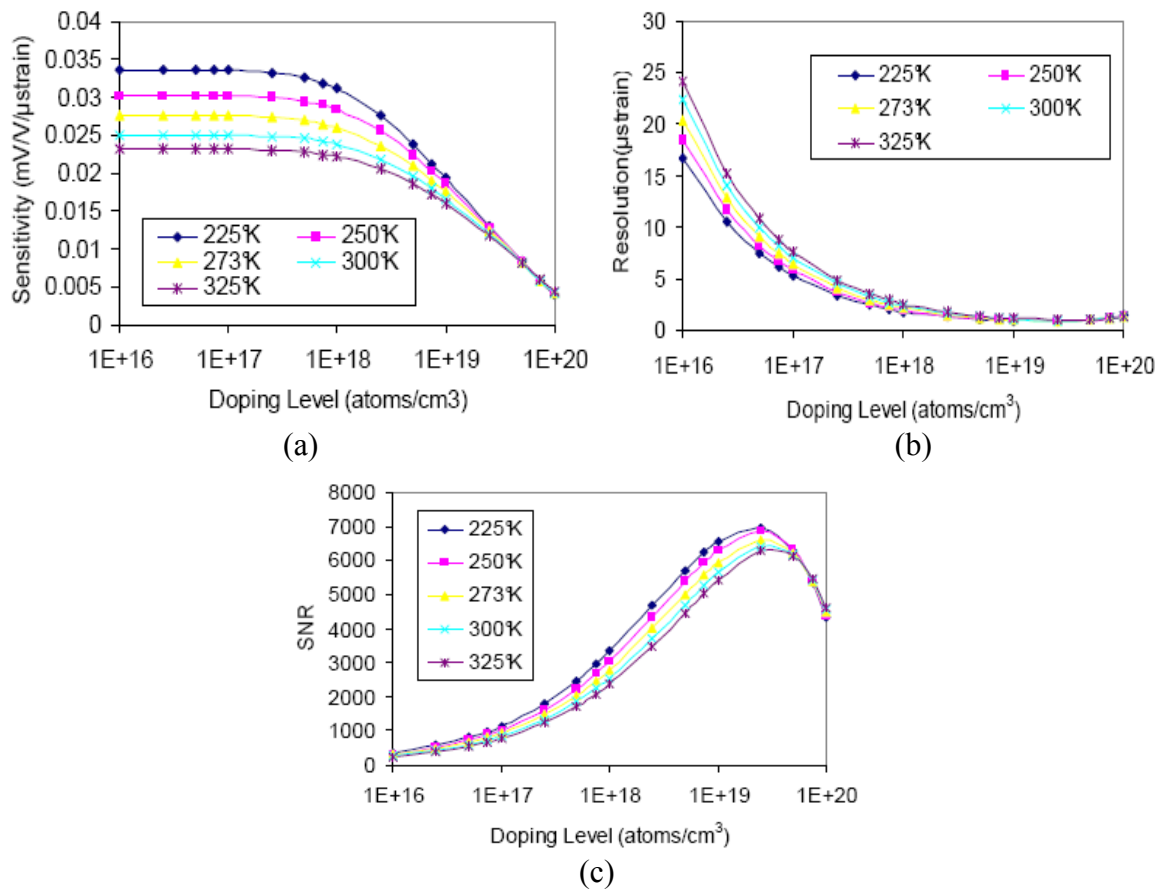


Fig. I-16 Influence du dopage sur (a) la sensibilité ; (b) la résolution ; (c) le rapport signal/bruit à différentes températures [30]

Kuo et al. [31] présentent les performances d'un capteur de déformation sous forme d'un pont de Wheatstone constitué de jauges en silicium dopé au bore. Les résultats obtenus sont

en bon accord avec l'article cité ci-dessus. La comparaison entre deux capteurs dopés à $2 \times 10^{18} \text{ cm}^{-3}$ et 10^{20} cm^{-3} montre que le GF est plus petit pour le capteur fortement dopé, mais sa stabilité en température est bien meilleure (Fig. I-17). L'autre sujet abordé est la dérive temporelle du capteur subissant une déformation continue pendant quelques minutes. Brièvement, il faut réduire l'épaisseur de la couche sensible de $500 \mu\text{m}$ à $30 \mu\text{m}$ (substrat obtenu directement par structure SOI avec couche Si supérieure à $30 \mu\text{m}$), on réduit la dérive temporelle de 7,6 % à 2 %. Ce capteur peut mesurer une déformation jusqu'à $1000 \mu\text{strain}$ avec une résolution de $0,1 \mu\text{strain}$.

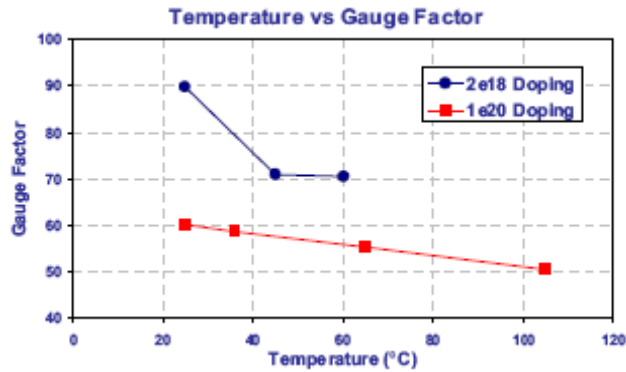


Fig. I-17 Comparaison des influences de la température sur GF pour différents dopages

Jauge de déformation en polysilicium

Pour les jauges en polysilicium, les procédés de fabrication ont une influence plus importante sur le comportement piézorésistif du matériau. Un procédé souvent utilisé est le LPCVD (Low-pressure chemical vapor deposition).

French [32] a démontré que la température ambiante au cours du dépôt par LPCVD influence fortement le facteur de jauge du polysilicium (Fig. I-18). Le niveau de dopage influe aussi sur ses comportements piézorésistifs, comme la résistivité et la stabilité en température.

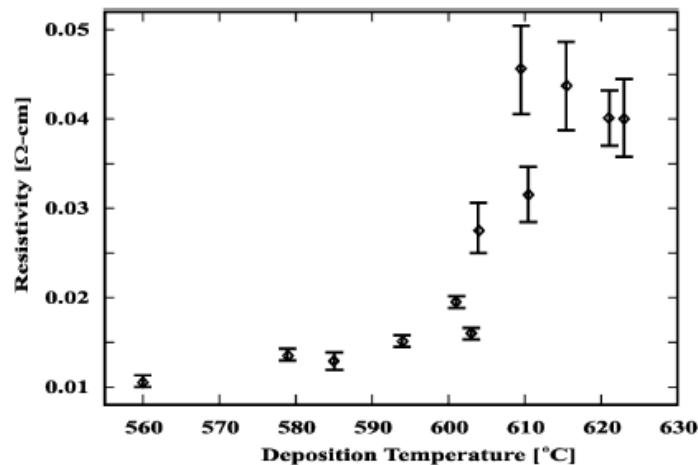


Fig. I-18 Résistivité du polysilicium en fonction de la température de dépôt [32]

Fig. I-18 montre la résistivité du polysilicium en fonction de la température de dépôt. On constate clairement deux différents régimes de dépôt séparés par une température de transition ($590\text{--}600^\circ\text{C}$). Sous cette température, la couche déposée n'est pas le 'vrai' polysilicium, mais du silicium amorphe contenant des grains monocristallins. En augmentant la température de dépôt, les frontières entre grains s'arrangent progressivement, et la dimension du grain augmente aussi. Au-dessus de la température de transition, le 'vrai' polysilicium est formé, on remarque une augmentation immédiate de sa résistivité, mais il est plus vulnérable à la variation de dopage ou à la température.

En comparaison avec le Silicium, le facteur de jauge du polysilicium est plus modeste (GF entre 10 et 60), mais il est indépendant de l'orientation cristalline, puisque le polysilicium est un matériau mélangé de grains de silicium cristallin avec des orientations variables.

Gridchin et al. [33] proposent une méthode de calcul analytique des facteurs de jauge (longitudinal et transverse), en calculant séparément les facteurs de jauge des orientations [100], [110] et [111] et en les intégrant selon la proportion des grains alignés à chaque orientation.

Compensation de l'influence de la température

Basé sur la grande variation de piézorésistivité entre différentes orientations de silicium, Goericke et al. [34] proposent une compensation à la dérive thermique de la piézorésistance. Pour le silicium type P, le coefficient de piézorésistivité en orientation [110] est beaucoup plus grand que celui en orientation [100]. Deux piézorésistances de dimensions identiques, respectivement alignées en [110] et en [100], se trouvent à proximité et constituent un demi-pont de Wheatstone (Fig. I-19). L'influence de la température étant éliminée, l'écart de résistance, et la tension différentielle en conséquence est due seulement à l'effet piézorésistif. Cette idée proposée offre une amélioration éventuelle de la stabilité thermique pour la jauge, tandis que sa structure nécessite plus d'espace. Néanmoins, dans le cas où la variation de la température opérationnelle est inférieure à 20°C, cette compensation de la dérive thermique n'est pas forcément nécessaire.

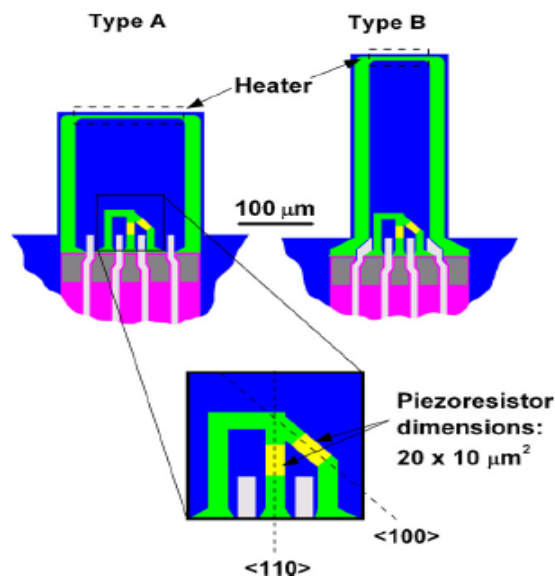


Fig. I-19 Deux types de jauge piézorésistive avec compensation de température

Conclusions

Finalement, les avantages des jauges semiconductrices comprennent :

- Une bonne sensibilité à la déformation (GF élevé) ;
- Une basse consommation ;
- Des dimensions minimisées, dont la largeur est souvent de quelques dizaines de microns ;
- Une faible hystérésis ;
- Une bonne intégration monolithique avec un circuit périphérique.

Par ailleurs, les inconvénients des matériaux semiconducteurs en tant que le matériau pour la jauge piézorésistive sont :

- Par rapport au métal, le semiconducteur est souvent plus fragile, ainsi sa plage de déformation est plus étroite. Néanmoins, Klink et al. [35] démontrent que si l'épaisseur

de la couche piézorésistive était inférieure à 30 μm , la jauge semiconductrice deviendrait plus souple et plus tolérante aux larges déformations. Compte tenu de notre application, il est aussi souhaitable de réduire l'épaisseur de la couche sensible à bien moins de 30 μm .

- Le facteur de jauge est plus sensible à la variation de température ambiante. Le TCGF de la jauge semiconductrice est plus élevé (vers 2000 ppm/ $^{\circ}\text{C}$), ceci indique que le GF varie de 2 % pour une variation de la température de 10 $^{\circ}\text{C}$.
- La linéarité de la piézorésistivité est moins bonne par rapport aux jauges métalliques.
- La connectique par fil est plus exigeante, dû à la fragilité du matériau semiconducteur.

I.5.1.1(c) Jauge de déformation en oxyde

Selon différentes compositions d'oxydes, il est possible de réaliser de l'oxyde avec des comportements électriques largement différents, y compris métallique, semiconducteur et diélectrique.

Arshak et al. [36] utilisent l'oxyde comme matériau piézorésistif dans la jauge à couche mince. Précisément, le V_2O_5 (oxyde de vanadium) est choisi pour sa bonne sensibilité piézorésistive, mais sa stabilité est mauvaise due à la variance des valences des ions de vanadium. En conséquence, un second matériau (Bi_2O_3 : oxyde de bismuth), est rajouté pour offrir une meilleure stabilité sans trop réduire le facteur de jauge. Par rapport à V_2O_5 , Bi_2O_3 est moins vulnérable à l'oxydation, et cela entraîne une meilleure stabilité au cours du temps.

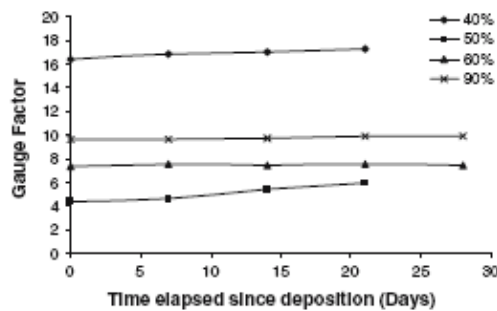


Fig. I-20 GF vs temps pour les films avec proportions de Bi_2O_3 différentes [36]

Comme illustré Fig. I-20, pour les jauges avec respectivement 40 % et 50 % de Bi_2O_3 , leur GF varient jusqu'à 40 % au cours d'une vingtaine de jours. Cependant, pour les jauges avec une proportion de Bi_2O_3 élevée, la stabilité temporelle de GF est bien améliorée, aux dépens d'une perte de sensibilité. A part la proportion de Bi_2O_3 , les auteurs de cet article ont mis en évidence deux autres facteurs qui influent sur la piézorésistivité de la couche $\text{V}_2\text{O}_5\text{-Bi}_2\text{O}_3$: la vitesse du dépôt par évaporation et la pression d'oxygène pendant le dépôt par évaporation de la couche $\text{V}_2\text{O}_5\text{-Bi}_2\text{O}_3$.

Dans le brevet déposé par Yamadera et al. [37], la résistance à couche mince est constituée de 60 % à 98 % de Cr, 2 % à 30 % d'oxygène, et 0 à 10 % d'un métal ou semiconducteur. La jauge est déposée sur le substrat en verre (Corning 0313 glass). En pratique, afin d'obtenir une structure homogène de Cr, oxygène et métal ou semiconducteur, le film mince est chauffé entre 200 $^{\circ}\text{C}$ et 500 $^{\circ}\text{C}$ pendant 1~2 heures. La pulvérisation et l'évaporation sont les technologies de dépôt privilégiées. Il est aussi prouvé que la teneur optimale d'oxygène se trouve entre 15 % et 25 %. Les métaux et semiconducteurs convenables comprennent Al, Ti, Ta, Zr, In, Si, Ge, B. L'introduction d'oxygène est achevée soit par l'injection d'oxygène dans l'atmosphère du procédé, soit par la pulvérisation de certains oxydes, par exemple, Al_2O_3 ou TiO_2 . L'épaisseur du film est d'environ 0,2 μm (voir Tableau I-2). Sur les modèles réalisés, du Cr et du $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{SiO}_2$ sont successivement déposés sur le substrat par pulvérisation,

et une comparaison de performance piézorésistive est faite en faisant varier la proportion des éléments. Les résultats sont affichés à côté du Tableau I-2 :

TABLE
(Results of evaluation)

Sample No.	Composition	Film thickness (µm)	Gauge factor	TCR (ppm/°C.)	TCS (ppm/°C.)	Fractional change in resistance after left at high temp. (%)
Examples						
1	Cr, 21 at % O, 4 at % Al	0.20	7.3	-83	14	0.08
2	Cr, 17 at % O, 7 at % Al	0.22	5.3	56	—	0.06
3	Cr, 17 at % O, 9 at % Al	0.22	7.1	-36	86	0.06
4	Cr, 16 at % O	0.20	7.4	84	42	0.09
5	Cr, 23 at % O	0.21	7.0	-47	—	0.08
6	Cr, 10 at % O	0.20	8.8	75	—	0.10
7	Cr, 24 at % O, 4 at % Si	0.17	9.5	-73	—	0.03
8	Cr, 8 at % O, 1 at % Si	0.20	8.4	8	—	0.06
9	Cr, 19 at % O, 1 at % Si	0.20	8.4	8	-45	0.06
10	Cr, 15 at % O, 4 at % Si	0.17	9.4	-98	70	0.03
Comparative Examples						
11	Cr, 18 at % O, 13 at % Al	0.20	7.5	-614	-196	—
12	Cr, 26 at % O, 11 at % Al	0.20	6.8	-417	—	—
13	Cr, 26 at % O, 12 at % Si	0.20	4.6	-125	—	—
14	Cr, 15 at % O, 13 at % Si	0.20	2.5	-78	-1030	—
15	Ni, 20 at % Cr	0.20	1.7	20	5	0.04
16	Si	0.30	42.0	-850	450	1.40

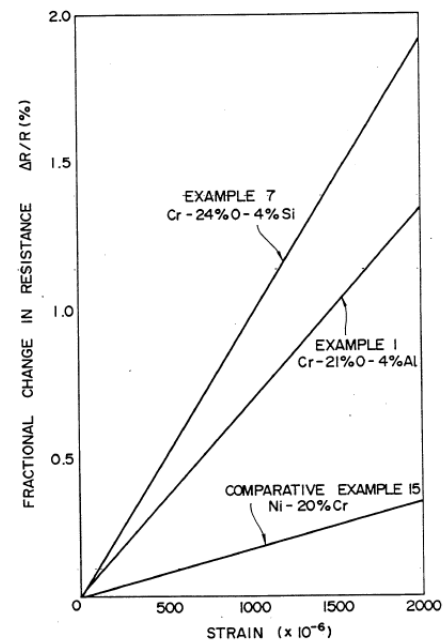


Tableau I-2 Propriétés des couches minces en fonction de la composition

A partir des résultats obtenus, on arrive à la conclusion qu'avec sa propre composition, ce genre de jauge à couche mince acquiert un GF entre 8 et 10, avec une très bonne immunité à la variation de température, et une bonne linéarité pour la déformation entre 0 et 2000 µstrain. Nous remarquons qu'après avoir été laissée longtemps dans une ambiance à 120°C, la jauge présente une variation relative de résistivité négligeable.

Certains matériaux ont une tendance à l'oxydation à long terme, ce qui posera des exigences supplémentaires de conservation pour la jauge en oxyde. La solution la plus commune est l'utilisation d'une couche protectrice en couverture. Il est aussi possible d'améliorer la stabilité à long terme par une amélioration de la composition des éléments.

I.5.1.1(d) Jauge de déformation réalisée avec de nouveaux matériaux

Nanotube de carbone

Le nanotube de carbone (Carbon NanoTube: CNT) est un matériau intensivement étudié ces dernières années. Le CNT est une forme allotropique du carbone appartenant à la famille des fullerènes [38]. Le CNT offre des caractéristiques électriques et mécaniques uniques, et s'adapte bien à la miniaturisation du capteur. Son diamètre est de l'ordre de quelques nanomètres, et sa longueur s'élève jusqu'à quelques dizaines de microns. Il existe deux types

de CNT: le nanotube de carbone monofeuillet (Single-Walled Carbon Nanotube, SWNT) et le nanotube de carbone multifeuillet (Multi-Walled Carbon Nanotube, MWNT) (Fig. I-21). Selon le genre de symétrie structurale, nommé respectivement par «zigzag», «chaise» et «chiral*», le SWNT montre des comportements métalliques ou bien semiconducteurs. Concernant ses propriétés mécaniques, le CNT est le matériau le plus rigide parmi tous les matériaux connus à notre époque. Il reste toujours dans la plage de déformation élastique avec le module de Young à environ 1TPa en traction [39]. La plage de déformation élastique s'étend à 5 %, c'est-à-dire, 50000 μ strain. Par contre, du fait de sa géométrie, le CNT n'est plus tellement rigide en compression.

Le CNT a une piézorésistivité impressionnante, marqué par son facteur de jauge entre 600 et 1000, valeur théorique pour le SWNT. Pour le MWNT, le GF serait moins élevé puisque les propriétés électriques du MWNT sont influencées par les interactions entre différentes couches de graphène, et le GF se trouve théoriquement entre 200 et 250 [40].

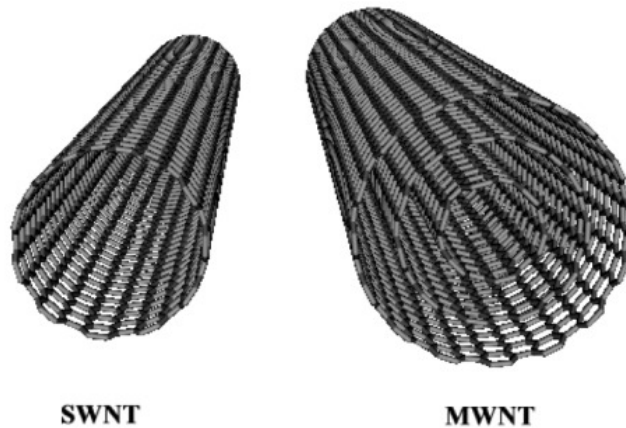


Fig. I-21 Nanotube de carbone monofeuillet et multifeuillet

Il existe plusieurs méthodes de synthèse de CNT. On peut citer deux grandes familles : les synthèses à haute température, et les synthèses à température moyenne, ou CVD (Chemical Vapour Deposition). Cette première comprend principalement l'ablation par arc électrique et l'ablation par laser, ce qui permet de réaliser le CNT pur sous très haute température (de 1200°C à 6000°C) [38]. Néanmoins, il est difficile de contrôler la forme et la longueur du CNT. Le CVD permet une intégration bien contrôlée en surface du substrat, à l'aide du catalyseur (Fe ou Ni) préalablement formaté pour localiser et faciliter l'emplacement de CNT [39]. Le CNT est synthétisé à partir d'une source de carbone liquide ou gazeuse, dans un four chauffé entre 750°C et 900°C. Une re-cuisson après le dépôt est nécessaire pour éliminer les impuretés, et des SWNTs ou MWNTs sont récupérés bien alignés si un champ électrique ou un plasma ont été appliqués au cours du dépôt.

Application du CNT aux jauges piézorésistives

Dans l'article de Stampfer et al. [41], le SWNT est suspendu et encastré aux deux extrémités au-dessus d'une cavité. Le dépôt du SWNT et la gravure de la cavité sont réalisés par les procédés de micro-usinage en surface. Une poutre perpendiculaire au SWNT sert à encastrer le SWNT et à imposer la force pour déformer le SWNT (Fig. I-22). Les résultats d'expérimentation montrent qu'il existe une variation non-linéaire du GF en fonction de la déformation du SWNT, et le GF pourrait atteindre environ 2900 en cas de grande déformation

* Un objet ou un système est appelé chiral s'il constitue l'image miroir d'un autre objet ou système avec lequel il ne se confond pas.

(~1600 μ strain). Ils récapitulent aussi des résultats expérimentaux dans différents articles, illustrés Fig. I-23:

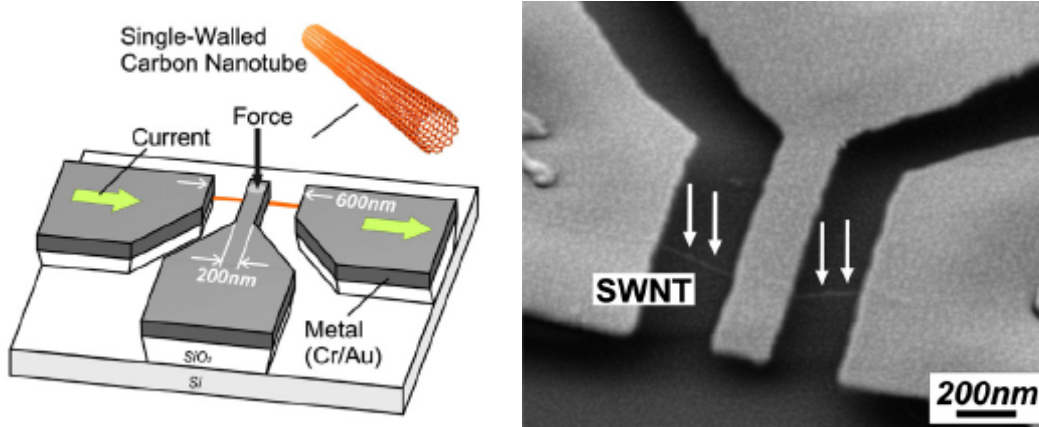


Fig. I-22 Schéma d'un capteur basé sur SWNT [41]

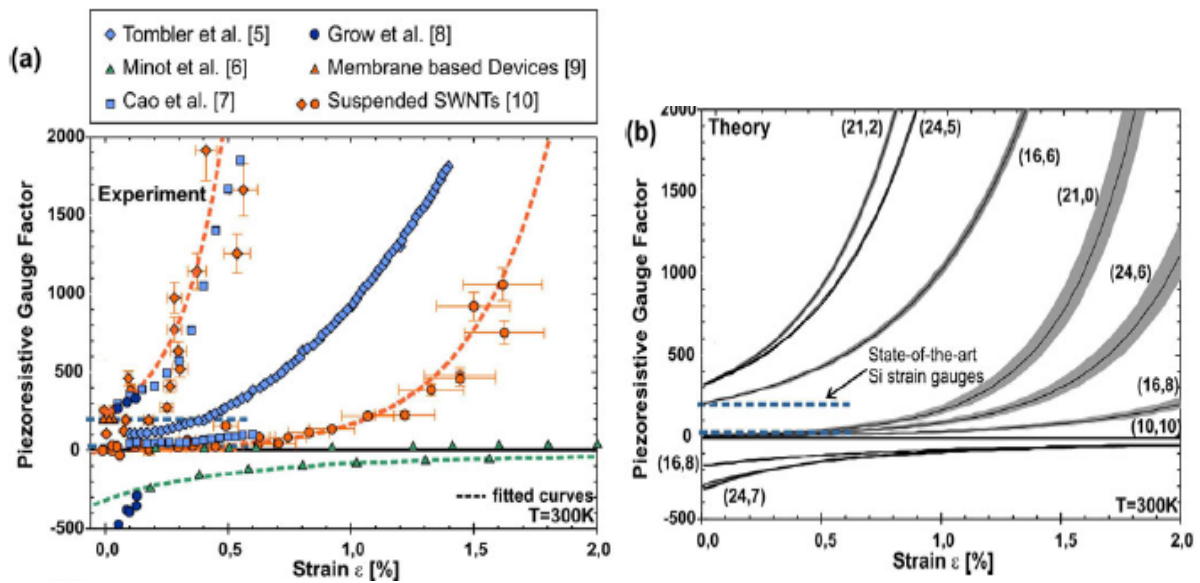


Fig. I-23 GF en fonction de la déformation, comparaison des résultats disponibles [41]

A partir de la Fig. I-23, on remarque différentes évolutions de GF en fonction de la déformation. Les GFs pourront être positifs ou bien négatifs. On observe aussi la déviation évidente entre plusieurs répétitions de la mesure. Théoriquement, la sensibilité piézorésistive du CNT est fonction de son bandgap, et ainsi de la déformation subie par la jauge de CNT [41]. En conséquence, on n'arrive pas à acquérir une sensibilité constante ou quasi-constante en fonction de la déformation, ce qui est une condition nécessaire pour la jauge de déformation. De plus, on voit peu de pertinence entre différents résultats, ce qui implique que le facteur de jauge du SWNT est influencé par plusieurs facteurs, y compris la résistance de contact, la déformation, l'indice chiral, la structure et la géométrie du SWNT, etc. Tous ces facteurs nous démontrent que le nanotube de carbone est toujours un matériau immature pour l'application dans le domaine industriel pour les jauges de déformation.

Tong et al. [40] utilisent le nanotube de carbone multifeuillet (MWNT) comme élément sensible à la déformation. Le MWNT est assemblé entre deux électrodes par l'électrophorèse (Fig. I-24). Les électrodes Au/Cr sont ensuite incorporées dans une poutre de SU-8. On impose une force perpendiculaire à la poutre pour la déformer. D'après différentes géométries d'électrodes (Fig. I-25), le facteur de jauge du MWNT varie entre 78,84 et 134,40, avec une déviation importante jusqu'à 27,7 %. Cette valeur de GF est bien inférieure à sa valeur

théorique, une explication possible est due à l'effet d'encapsulation dans le polymère. Quand aux techniques d'assemblage, la plupart des procédés s'adaptent bien aux méthodes traditionnelles de microfabrication, mais l'électrophorèse est conduite d'une manière manuelle.

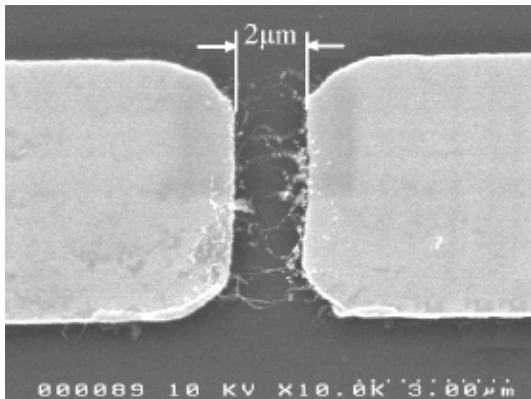


Fig. I-24 Image SEM d'une paire d'électrodes reliées par MWNT assemblé par électrophorèse



Fig. I-25 Différentes configurations des électrodes en carbone amorphe [40]

Peiner et al. [42] ont examiné la possibilité d'utiliser le carbone amorphe comme matériau piézorésistif. Le carbone amorphe est un mélange de différents types de liaisons entre atomes de carbone, comme le diamant ou le graphite. Le carbone amorphe s'avère convenable comme matériau piézorésistif, puisqu'il combine d'excellentes propriétés mécaniques, comme l'adhérence, la robustesse et la résistivité à la corrosion, avec une bonne sensibilité piézorésistive ($GF \sim 45$) [42]. Dans cet article, une couche de carbone amorphe avec une épaisseur de $0,5 \mu\text{m}$ est déposée sur le substrat silicium ou $\text{SiO}_2/\text{Silicium}$ par pulvérisation cathodique magnétron en RF (RF magnetron sputtering). La température du substrat pendant le dépôt est limitée à 150°C , donc ce procédé est bien compatible avec des substrats ayant des températures de fusion basses, comme le polymère et le métal. Un pont de trois jauges en type Π est déposé sur l'extrémité encastée d'une poutre, comme montré Fig. I-26 :

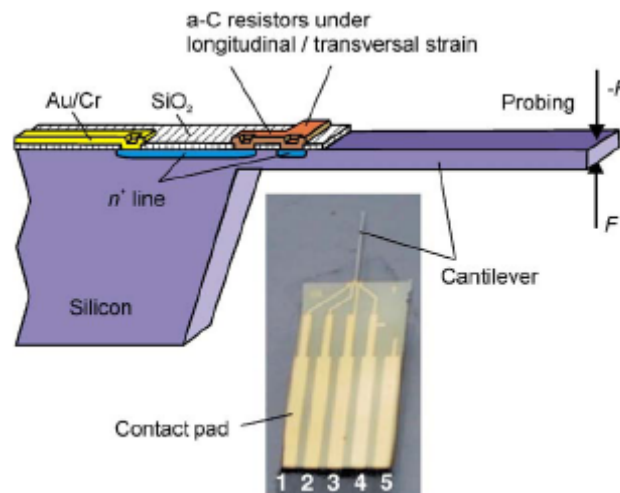


Fig. I-26 Montage de test avec la jauge déposée sur la poutre (ici seulement 2 jauges sont présentes) [42]

Ici les jauges perpendiculaires servent à déterminer la sensibilité à la déformation dans les sens longitudinal et transverse, respectivement. Leur structuration est réalisée par la méthode lift-off. Elles sont électriquement reliées par les lignes dopées N^+ au dessous de la couche isolante SiO_2 . La dimension des jauges est limitée à moins de $100 \mu\text{m}$. Des tests répétitifs (40

* Ici N^+ signifie un dopage fort (supérieur à 10^{18}cm^{-3}) de type N.

fois) sur trois poutres avec rigidités et dimensions différentes confirment que le facteur de jauge longitudinal se trouve entre 42,2 et 46,2, avec le TCR entre $6,5 \times 10^{-3}$ et $8,1 \times 10^{-3} \text{ K}^{-1}$.

Fibre de carbone

Dans l'article [43], Kim et al. emploient la fibre de carbone pour mesurer la déformation du substrat Si. Une fibre de carbone (CF) se compose de quelques milliers de filaments de carbone. Une CF a normalement un diamètre entre $10 \mu\text{m}$ et $14 \mu\text{m}$, et sa longueur est de quelques centimètres. La CF est obtenue par l'oxydation et la pyrolyse thermique du polyacrylonitrile (PAN). L'installation de CF entre deux électrodes d'aluminium est réalisée par la diélectrophorèse (Fig. I-27). Le facteur de jauge observé pendant l'expérimentation se trouve entre 100 et 400.

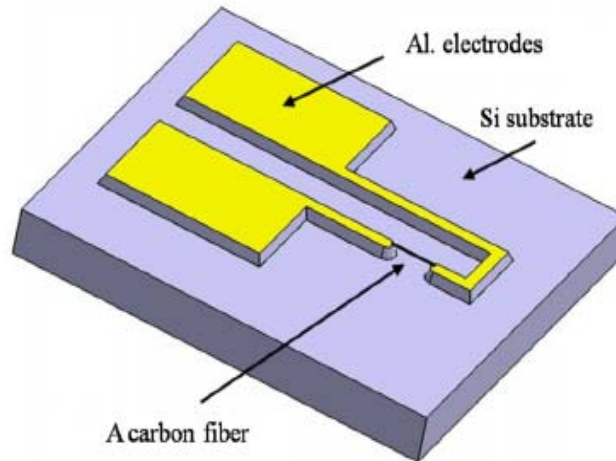


Fig. I-27 Schéma d'une fibre de carbone et d'un capteur réalisé [43]

D'autres nouveaux matériaux

Certains types de céramiques ont elles aussi des propriétés piézorésistives. Ici on relève un exemple de la céramique dérivée du polymère (Polymer Derived Ceramics, PDC) [44]. Du carbonitride de silicium (SiCN) est obtenu par la décomposition thermique du polymère PUMS, et reformé en un carré de $5 \text{ mm} \times 5 \text{ mm}$ avec une épaisseur de 3 mm . Le résultat des tests montre que son facteur de jauge s'élève entre 1000 et 4000, mais il diminue, d'une manière logarithmique, en fonction de l'accroissement de la contrainte (Fig. I-28). Ce phénomène pourrait être expliqué par un modèle de type tunneling percolation, dans lequel le GF est une fonction logarithmique de la contrainte appliquée. Malgré cette instabilité du GF qui l'empêche d'être utilisé en tant que jauge de déformation, le PDC affiche une très bonne stabilité thermique et aussi une bonne résistance à l'oxydation/corrosion.

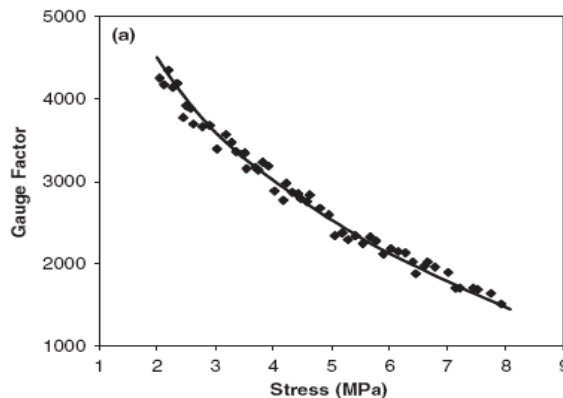


Fig. I-28 Facteur de jauge du SiCN en fonction de la contrainte

Wang et al. [45] choisissent le film mince de diamant polycristallin dopé comme jauge de déformation. Une couche fine (épaisseur 5~8 μm) de diamant est déposée sur le substrat Si par dépôt chimique MWCVD (Microwave plasma assisted chemical vapor deposition). Le film de diamant est dopé de type P par du bore. Ensuite, le substrat Si est enlevé par gravure HF, ainsi une couche fine de quelques microns d'épaisseur est formée. La couche de diamant est collée par l'époxy sur l'acier inoxydable épais de 50 μm , qui est ensuite courbé pour tester la propriété piézorésistive de la jauge (la méthode de collage n'est pas précisée dans l'article). Les résultats de différentes mesures, en faisant varier les paramètres comme le dopage, la température et l'épaisseur de substrat Si (supposons qu'il ne soit pas enlevé), sont illustrés Fig. I-29 :

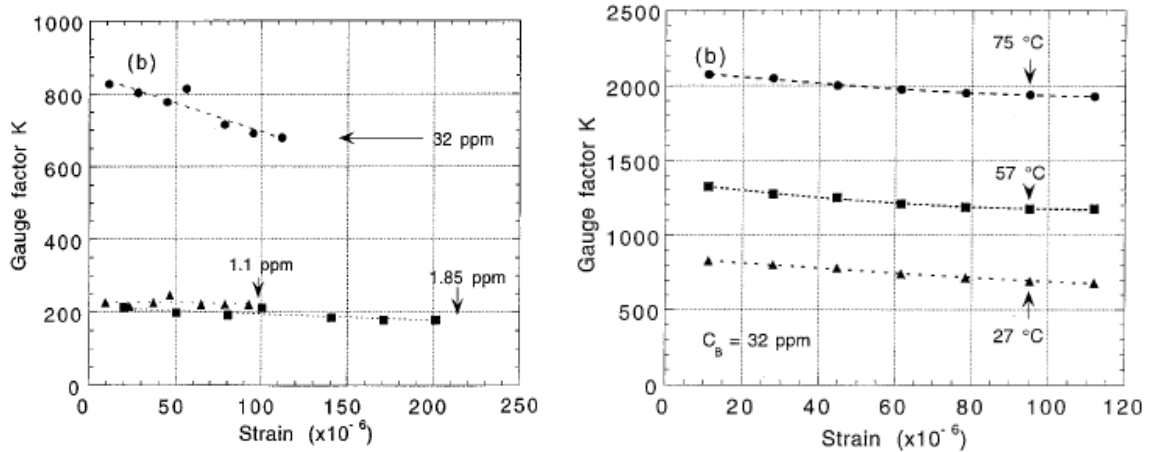


Fig. I-29 GF en fonction de la déformation, en variant le dopage et la température

Il faut noter que son facteur de jauge est multiplié par environ 3, de 750 à 2000 (valeur approximative), pour la température montant de 27°C à 75°C. Cette instabilité en température est énorme par rapport aux autres matériaux. Le facteur de jauge dépend aussi du niveau de dopage. Comme indiqué Fig. I-29, le GF de la jauge fortement dopé (32 ppm) est plus susceptible à la déformation, en décroissant de 17 % pour la déformation de 10 à 110 μstrain . La plage de déformation testée ici est limitée à 200ppm, donc il risquerait d'avoir une plus grande non-linéarité de GF pour une plus grande déformation. Néanmoins, le facteur de jauge du diamant polycristallin est très élevé par rapport aux jauges en semiconducteur, cela préserve sa potentialité d'être utilisé comme matériau piézorésistif.

I.5.1.1(e) Jauge de déformation en polymère

Certains polymères conducteurs ont récemment montré un grand intérêt dans la recherche. Lillemose et al. [46] étudient leur potentialité pour les jauges piézorésistives. Du polyaniline est déposé par enduction sur le substrat Si. La puce fabriquée passe ensuite par les mesures sous courbure à deux points et à quatre points. On remarque un facteur de jauge négatif dans ces deux cas. Sous mesure à deux points, le GF est -4,9* tandis que sous mesure à quatre points, le GF est -2,1. Le GF négatif peut être expliqué par l'augmentation de la conduction interchaîne au sein du polymère en subissant une traction. L'avantage principal de la jauge en polymère est le fait qu'elle pourrait supporter une déformation beaucoup plus grande. Par contre, son application est restreinte par l'hystérésis très importante et par la dérive temporelle. Comme illustré dans Fig. I-30, on obtient 3 GFs différents sur 3 cycles consécutifs, respectivement à -2,1, -1,9 et -1,8.

* Ici le facteur de jauge négatif signifie que la résistance du matériau piézorésistif augmente en cas de compression et diminue en cas de traction, contrairement à la tendance générale.

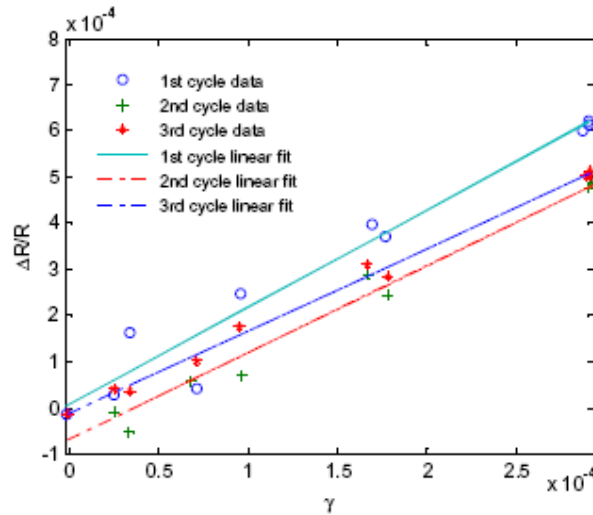


Fig. I-30 Variation de résistance en fonction de la déformation sur trois cycles

La couche épaisse en polymère s'avère aussi une option pour la jauge piézorésistive de déformation. L'avantage majeur d'une couche en polymère est lié à la température de traitement très basse, à moins de 200°C, ce qui permettra l'application des jauges à couche épaisse sur des substrats thermiquement sensibles. Son facteur de jauge est autour de 10 [47], et le phénomène d'hystérésis reste toujours le défaut inévitable pour la jauge en polymère.

I.5.1.1(f) Résumé et conclusion pour les matériaux résistifs

Plusieurs types de matériau résistif ou piézorésistif ont été énumérés ci-dessus pour leurs applications dans les jauges de déformation. Les avantages et les inconvénients de chaque type de matériau sont résumés dans le Tableau I-3:

Tableau I-3 Comparaison des matériaux résistifs et piézorésistifs

	Avantages	Inconvénients
Métal	<ul style="list-style-type: none"> • Bonne flexibilité • Compatible à la grande déformation • Peu sensible à la température 	<ul style="list-style-type: none"> • Facteur de jauge limité • Taille relativement grande
Semi-conducteur	<ul style="list-style-type: none"> • Facteur de jauge élevé et ajustable • Dimension de la jauge minimisée • Réalisable par la microfabrication 	<ul style="list-style-type: none"> • Plus fragile, plage de déformation étroite • Plus sensible à la température
Oxyde	<ul style="list-style-type: none"> • Facteur de jauge supérieur au métal mais inférieur au semiconducteur 	<ul style="list-style-type: none"> • Risque d'oxydation à long terme
Allotropies du carbone	<ul style="list-style-type: none"> • Facteur de jauge très élevé (jusqu'à 1000) • Plage de déformation élastique étendue 	<ul style="list-style-type: none"> • Procédés de dépôt moins contrôlables • Dispersion des GFs importantes (plus de 20 %)
Polymère	<ul style="list-style-type: none"> • Facilité de dépôt • Compatible à très grande déformation 	<ul style="list-style-type: none"> • Facteur de jauge limité • L'hystérésis existe toujours

A partir du Tableau I-3, on peut conclure que le métal et le polymère sont insuffisants au niveau de la sensibilité piézorésistive, et la propriété piézorésistive du CNT et de la fibre carbone ne peut pas être précisément contrôlée. Entre le semiconducteur et l'oxyde, c'est le semiconducteur qui a une meilleure sensibilité piézorésistive, et s'adaptera mieux à la réalisation des microjaugeurs sur un cylindre fin. Le facteur de jauge pour la jauge en semiconducteur varie de 20 à 100, soit 10 à 50 fois plus que la jauge métallique commerciale. Ceci confirme la jauge piézorésistive en semiconducteur en tant qu'un excellent choix pour détecter la déformation d'un cylindre.

I.5.1.2. Classification par technologie de fabrication

D'après différentes approches de réalisation, il existe de nos jours quatre types de jauges de déformation les plus courantes :

- la jauge à trame métallique ;
- la jauge en semiconducteur ;
- la jauge à couche mince (thin film) ;
- la jauge à couche épaisse (thick film).

La jauge à trame métallique a été déjà présentée dans le paragraphe I.5.1.1(a).

I.5.1.2(a) Jauge en semiconducteur

Il y a aussi 2 présentations différentes des jauges semiconductrices distinguées par leur mode de fabrication : les jauges découpées et les jauges diffusées.

Les jauges découpées sont formées d'un brin unique découpé mécaniquement ou photochimiquement dans un cristal semiconducteur. L'ordre de grandeur de la dimension du brin est :

- longueur : de 100 μm à quelques mm
- largeur : de quelques dizaines de micron à 100 μm
- épaisseur : quelques dizaines de micron

En découpant le brin, il faut bien coordonner le sens de coupure et l'orientation du cristal du semiconducteur. L'orientation cristalline la plus sensible à la déformation n'est pas la même dans le semiconducteur type P et N, cela sera montré dans les paragraphes ci-dessous. Le brin est ensuite collé sur un support, puis sur le corps d'épreuve.

Les jauges diffusées sont réalisées par diffusion d'impuretés dans une zone du substrat semiconducteur, qui est préalablement dopé, pour former une jonction PN (Fig. I-31). Il est donc possible de configurer un montage de plusieurs jauges et résistances sur le même substrat, ce qui augmente la facilité d'intégration du composant capteur et du circuit électronique sur la même puce. Ce mode de réalisation assure un excellent contact mécanique et thermique entre la jauge et le corps d'épreuve (substrat en silicium). Le procédé entier de fabrication est compatible avec la technologie couramment utilisée dans l'industrie microélectronique.

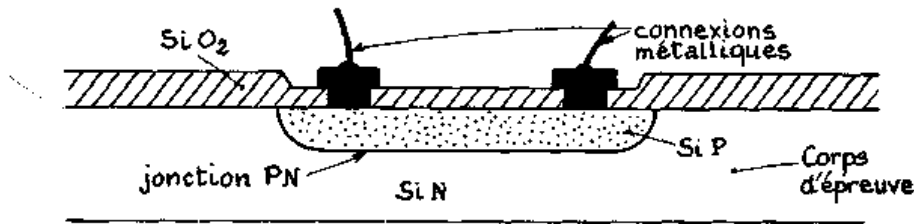


Fig. I-31 Un modèle de jauge semiconductrice diffusée

La jonction PN entre la jauge et le substrat forme une diode. Il faut toujours assurer la polarisation inverse de cette diode, pour isoler électriquement la jauge de déformation.

I.5.1.2(b) Jauge à couche mince (thin film)

La jauge de déformation à couche mince est dotée d'une bonne sensibilité, d'une bonne flexibilité et son coût de fabrication est relativement bas [28]. Une couche mince de matériau sensible (métal, polysilicium, oxyde, etc) est déposée directement sur le corps d'épreuve. Les techniques de dépôt souvent utilisées sont la pulvérisation (sputtering), l'évaporation et la CVD. Grâce à une épaisseur inférieure à quelques microns, les jauges à couche mince affichent une très bonne souplesse, donc un meilleur transfert de déformation avec le corps d'épreuve, et la jauge ne nécessite pas de colles ou d'adhésifs. Le phénomène de fluage est aussi réduit voire éliminé par le contact direct entre la jauge et le corps d'épreuve.

Parmi les jauges réalisées par des méthodes différentes, la jauge à couche mince est favorisée grâce à ses avantages uniques. Selon les résultats de différents articles [36][37], la jauge à couche mince dispose d'une bonne sensibilité à la déformation (GF 6~60 selon le matériau) [36], une plage de détection étendue (jusqu'à 2000 μ strain), et d'un rapport de sensibilité longitudinal/transverse entre 0,01 et 0,4 (selon la géométrie).

Cependant, la résistivité de la piézorésistance en couche mince est fortement influencée par la température ambiante, indiqué par son TCR qui pourrait atteindre 2000 ppm/°C. La jauge à couche mince a aussi une tendance à se dégrader légèrement après une longue exposition à l'environnement extérieur (en stockage). Il est bien connu qu'une couche de revêtement contribue considérablement à la stabilisation de la jauge.

I.5.1.2(c) Jauge à couche épaisse (thick film)

La jauge de déformation à couche épaisse se distingue par sa méthode de dépôt des couches sensibles : la sérigraphie (screen printing), qui consiste à former des encres visqueuses piézorésistives sur le substrat à l'aide de moules pré-formatés, et à les sécher au four traditionnel ou au four à infrarouge, et finalement à les cuire à haute température (~850°C). Le solvant organique est enlevé au fur et à mesure du séchage, et la température de cuisson influe largement sur le comportement électrique de la jauge formée [48].

L'encre est constituée de liant, de solvant organique et d'éléments actifs (métaux, oxydes, céramique, etc). Le comportement piézorésistif de la jauge dépend principalement de la composition de l'encre. Trois catégories d'encres existent : l'encre conductrice, l'encre résistive et l'encre diélectrique, dont la première permet de réaliser le contact et la soudure.

Les substrats utilisés sont généralement la céramique (Al_2O_3 , AlN, BeO_2 , ZrO_2), le verre, l'époxy, les métaux émaillés. Les couches épaisses à traiter sont déterminées par la nature de l'encre, couvrant les étendues comme métaux, céramiques (SiO_2 , cermet) ou des dépôts organiques (polymères, composés organométalliques). Le choix du substrat est aussi très important concernant la fonctionnalité de la jauge, puisqu'il est montré que le facteur de jauge est fonction du coefficient de Poisson du substrat [47].

Précisément, pour le substrat en acier inoxydable, une bonne soudure à l'interface acier/diélectrique exige les comportements suivants de l'acier inoxydable :

- (1) Basse teneur en carbone
- (2) Faible coefficient de dilatation thermique (TCE), comparable avec celui de l'encre
- (3) Bonne stabilité de surface en haute température.

L'apport géométrique de la couche épaisse influe aussi sur le facteur de jauge. Selon l'analyse de Song et al. [49], quatre résistances avec une largeur uniforme de 0,65 mm et une longueur de respectivement 1,3 mm, 2,6 mm, 3,9 mm et 5,2 mm, correspondant aux rapports d'aspect 1:2, 1:4, 1:6 et 1:8 (Fig. I-32), sont déposées sur un substrat céramique (Alumine). Deux séries d'encre sont testées : DuPont 1400 BIROX et ESL-3414. DuPont PdAg-9107 est employé pour réaliser le contact.

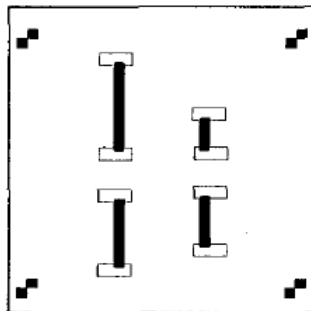


Fig. I-32 Quatre géométries de la jauge pour le test

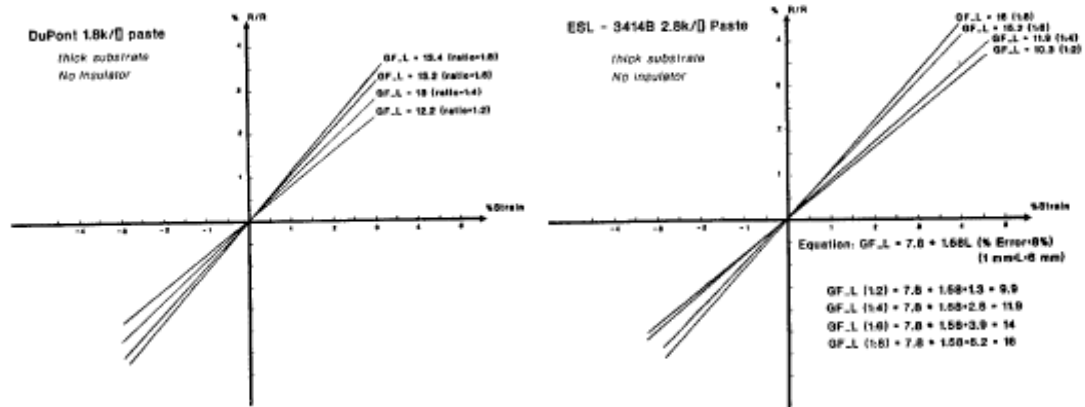


Fig. I-33 Influence de la géométrie sur la sensibilité des jauges [49]

Le résultat peut être illustré Fig. I-33 : pour les résistances de la série DuPont ayant une résistance par carré de 1,8kΩ, la jauge la plus longue (1:8) a le GF le plus élevé (13,4), et les GFs ont une variation croissante (de 12,2 à 13,4) selon l'augmentation de longueur de la jauge de 1,3 mm à 5,2 mm. Concernant l'encre ESL avec une résistance par carré à 2,8 kΩ, la tendance reste la même, mais la variation des GFs entre 10,3 et 16 est plus importante. Même si l'explication de ce phénomène n'est pas dévoilée, cette observation favorise l'utilisation des jauges ayant un fort rapport d'aspect.

En conclusion, par sérigraphie, on arrive à fabriquer des microstructures avec une résolution minimale de 80 μm et une épaisseur entre 10 μm et 40 μm (valeurs typiques). Son facteur de jauge, qui dépend principalement de sa résistivité, se trouve normalement entre 10 et 12, mais il existe déjà certains modèles dotés d'un facteur de jauge jusqu'à 30. Son TCR se trouve normalement entre 50 et 300 ppm/°C, ce qui est bien amélioré par rapport aux jauges à semiconducteur et aux jauges à couche mince. La variation de GF selon la température, représenté par TCGF, est entre 200 et 500 ppm/°C. D'autres avantages de cette technologie comprennent la haute précision en forme structurée, la rapidité et la simplicité des procédures et le faible coût de fabrication [36]. De plus, la jauge à couche épaisse est normalement plus robuste et résistante à la perturbation extérieure.

Quant aux limitations de son application, il s'agit d'abord de la plage de déformation mesurable. Pour satisfaire l'exigence de précision, la jauge à couche épaisse est principalement utilisée pour mesurer une déformation inférieure à 1000μstrain. Au-delà de cette plage, l'influence de l'hystérésis devient assez importante. De plus, une couche protectrice est conseillée pour éviter l'oxydation de la jauge et la dérive temporelle ainsi engendrée.

I.5.1.2(d) Comparaisons et conclusions

Le récapitulatif des propriétés des jauges classées par la méthode de fabrication est présenté dans le Tableau I-4 [36]:

Ce tableau montre que la jauge de contrainte à trame métallique possède la meilleure stabilité temporelle et thermique. En revanche, son facteur de jauge est limité entre 2 et 6, ce qui l'empêche d'être utilisée pour la détection en haute précision. La jauge à semi-conducteur offre la meilleure sensibilité, mais sa résistivité et son GF sont plus sensibles à la variation de température. La jauge à couche épaisse offre un bon compromis, avec tous ses paramètres situés au milieu de la fourchette. A l'égard de la conservabilité, il faut faire attention à la dérive de performances pour les jauges semiconductrices et les jauges à couche mince, car conservées à long terme, leur résistivité pourrait varier du fait des changements au sein du matériaux, comme l'oxydation ou la passivation .

Tableau I-4 Comparaison des jauges piézorésistives [36]

Jauges piézorésistives – Classification par technologie de fabrication						
	GF	TCR (ppm/°C)	TCGF (ppm/°C)	Stabilité temporelle	Technologie de fabrication	Avantages/ inconvénients
Métallique	2~6	20	20~100	excellente	lithographie	* susceptible à la température ambiante * faible résistance
Semi- conducteur	20~100	400~ 2000	2000	moyenne	CVD/Epitaxie +découpe	* fragile, installation difficile * linéarité modeste
couche mince	10~60	2000	1000 ~2000	moyenne	Evaporation Pulvérisation CVD	* contact direct entre la jauge et corps d'épreuve * compatible avec la microfabrication
couche épaisse	2~30	50~ 300	200 ~500	bonne	Sérigraphie	* résolution plus précise * meilleure robustesse

Etant donné que la jauge découpée est fragile face à de grandes contraintes, on s'orientera vers la réalisation de jauges en semiconducteur en couche mince (ou couche épaisse). Dans tous les cas, le matériau piézorésistif est directement déposé sur le substrat (une couche d'isolation électrique est nécessaire), en évitant l'utilisation d'adhésif qui engendre une perte de déformation en transmission. La jauge à couche mince a une meilleure sensibilité, elle est aussi moins fragile lors d'une grande déformation. Par ailleurs, les dépôts de couches minces réalisés par évaporation ou pulvérisation sont bien compatibles avec les caractéristiques des cylindres fins. Par conséquent, la jauge à couche mince sera celle que nous retiendrons parmi toutes les technologies de fabrication.

I.5.2. Jauge de déformation à effet capacitif

Structures classiques

La capacité typique d'un condensateur plan, $C = \frac{\varepsilon A}{l}$, est déterminée par la permittivité du diélectrique ε , la surface en regard A , et la distance entre les armatures l . Comme la permittivité ε n'a pas une relation proportionnelle avec la déformation, il nous reste deux voies pour représenter la déformation du corps d'épreuve : soit par la variation de surface en regard, soit par la variation de distance entre armatures. Cette dernière méthode entraîne souvent la non-linéarité importante qui a été observée pendant la mesure [50].

Néanmoins, la variation de surface en regard est linéairement traduite en variation de la capacité. Basé sur cette relation, Suster et al. [50] ont développé une jauge capacitive de déformation, sous forme de peignes interdigités, avec une bonne sensibilité (GF~600) et une résolution de déformation (en fonction de la densité spectrale de bruit) de $0,9n\varepsilon/\sqrt{Hz}$. La plage de déformation mesurable se trouve entre 0 et 1000 μ strain. Les avantages principaux du capteur capacitif sont : la bonne sensibilité, la faible dépendance de la température, le faible bruit, une réponse rapide, et une meilleure intégration avec le circuit électronique de traitement du signal.

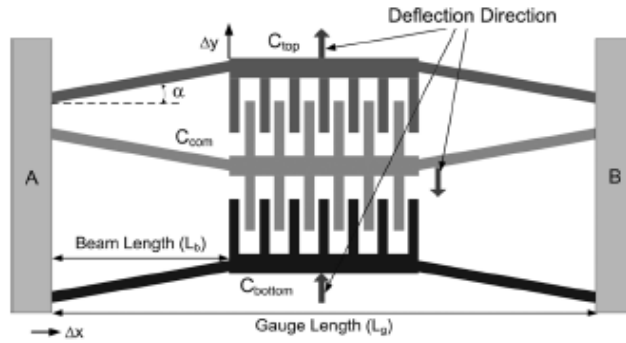


Fig. I-34 Capteur capacitif de déformation [50]

Fig. I-34 illustre la structure élémentaire de ce capteur. La déformation du corps d'épreuve est transformée en déplacement horizontal des masses A et B, ce déplacement est ensuite transféré par les poutres pour générer un déplacement vertical des doigts, et la variation relative de la capacité entre poutres. Le montage de la Fig. I-34 représente une paire différentielle de capacités, car l'augmentation de la capacité entre deux poutres en haut engendre la diminution de la capacité en bas, et vice versa. Supposons que l'angle α soit petit, cette structure permet de réaliser une amplification mécanique, ce qui améliore la sensibilité du capteur [50] :

$$A_{mech} = \frac{\Delta y}{\Delta x} \cong \frac{1}{\tan \alpha} \left(1 - \frac{1}{\tan^2 \alpha} \frac{\Delta x}{L_b} \right) \quad (1.8)$$

Dans cet article on choisit α égal à $5,7^\circ$, correspondant à un gain mécanique de 10, mais cette amplification dégrade la linéarité de la mesure puisque Δx et Δy ne sont pas linéairement proportionnels.

Chu et al. [51] proposent une structure de capteur différentiel de déformation à effet capacitif, pour diminuer l'influence d'effets parasites. Son objectif est de détecter la déformation résiduelle, mais le montage s'adapte bien à mesurer tous les genres de déformation. Comme illustré dans la Fig. I-35, la géométrie des poutres est méticuleusement arrangée, selon le même principe que dans [50], les variations de C_{AC} et C_{AB} sont toujours inverses. Cette structure élimine largement l'influence d'effets parasites comme la capacité de bord, mais le problème de non-linéarité existe toujours.

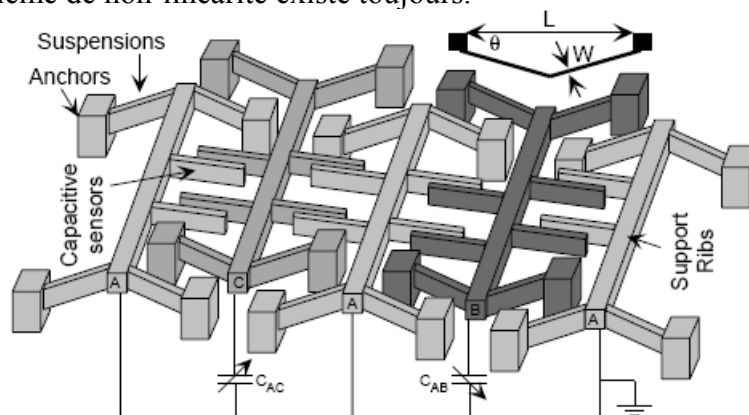


Fig. I-35 Capteur différentiel de déformation [51]

Guo et al. [52] démontrent qu'en rajoutant un amplificateur quadratique (square-law amplifier) fonctionnant comme une compensation de 2^{ème} ordre, comme illustré dans la Fig. I-36, la non linéarité du système est réduite de 6 % à 0,22 %. Avec la même structure que dans [50], le capteur réalisé est collé par époxy sur l'acier inoxydable. La dimension de la

jaugue est environ 1 mm x 0,2 mm, et on obtient une sensibilité de 210 aF/ μ strain dans la plage de déformation de -1000 à 1000 μ strain. La résolution peut atteindre 0,1 μ strain. Le résultat de test sur un modèle fabriqué est en bonne cohérence avec le calcul analytique et la simulation sous ANSYS[®] (Fig. I-37).

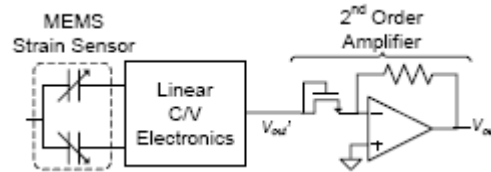


Fig. I-36 Architecture de compensation de la non-linéarité [52]

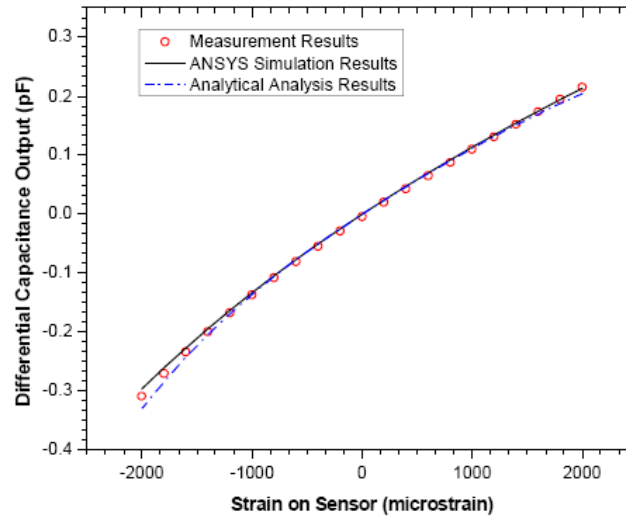


Fig. I-37 Comparaison des performances du capteur entre le calcul analytique, la simulation par éléments finis et le test d'un modèle fabriqué [52]

Arshak et al. [53] appliquent la technologie couche épaisse (thick film) à la fabrication de jauges 'piézocapacitives'. La configuration de la jauge est basée sur la structure multicouche en sandwich (métal-diélectrique-métal) (Fig. I-38). Deux matériaux piézoélectriques sont respectivement préparés sous forme d'encre pour la sérigraphie, le PZT et le PVDF. La jauge est directement développée par sérigraphie sur le substrat d'alumine, qui est ensuite déformé sous tension ou compression. Sous l'effet de la déformation, la variation de la capacité s'exprime par :

$$\frac{dC}{C} = \frac{dk}{k} + \frac{dS}{S} - \frac{dl}{l} = \frac{dk}{k} - \varepsilon \quad (1.9)$$

Ici k représente la permittivité diélectrique du matériau, S est la surface entre deux électrodes, l est l'épaisseur de la couche diélectrique, et ε représente la déformation du substrat. Donc la sensibilité de la jauge capacitive est déterminée par la variation de sa permittivité diélectrique sous déformation, qui est partiellement liée à la piézoélectricité du matériau.

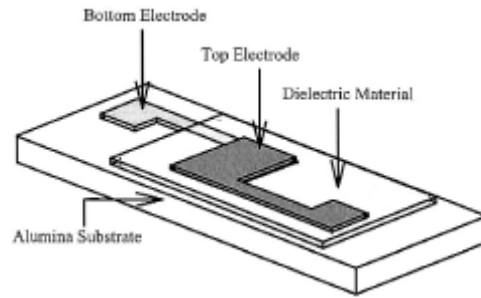


Fig. I-38 Structure d'un capteur capacitif à couche épaisse [53]

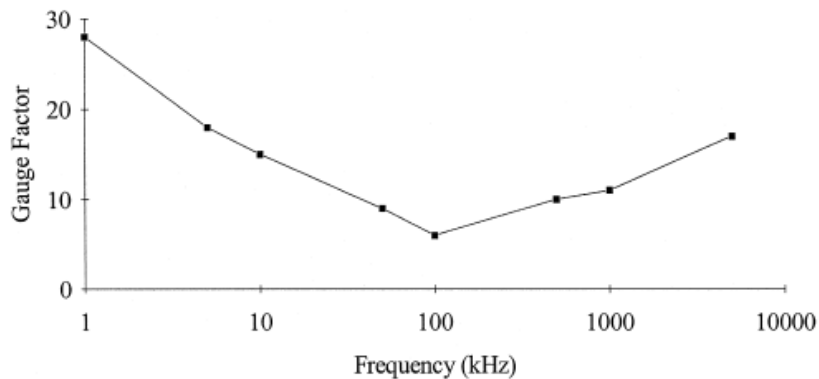


Fig. I-39 Variation du GF selon la fréquence [53]

Les résultats obtenus sur les jauges fabriquées montrent les GFs pour les jauges en PZT et en PVDF sont respectivement de 6 et 3,5. Pour les deux matériaux, la non-linéarité est inférieure à 5 % et l'hystérésis est d'environ 6 %. Comme la permittivité est influencée par la température, la capacité de la jauge varie en fonction de la température. Le coefficient en température de la capacité (TCC) se trouve entre 800 et 2500 ppm/°C. Surtout, comme illustré dans la Fig. I-39, le facteur de jauge est dépendant de la fréquence, et sa valeur est plus grande pour les basses ou les très hautes fréquences. Un autre défaut de cette configuration est lié à la taille du condensateur fabriqué, ici 10 mm x 10 mm.

Conclusion

En conclusion, les avantages de la jauge capacitive comprennent sa bonne sensibilité, la dépendance minimale en température, le faible bruit généré, et une bonne intégration avec un circuit CMOS monolithique. En revanche, les restrictions de son application sont liées à la non-linéarité, à la dimension et à l'effet de bord du condensateur. Pour avoir une bonne sensibilité à la déformation, il est souhaitable que le nombre de doigts et la dimension de la jauge soient les plus grands possibles, mais l'augmentation de la taille du capteur entraîne aussi l'imprécision de la mesure, car la répartition de la déformation reste inhomogène sur la surface. Une largeur trop grande entraîne une perte de précision, si l'on présume que l'axe central de la jauge est aligné sur la génératrice où la déformation est maximale. Par conséquent, il faut trouver un compromis entre la sensibilité et la dimension (surtout la largeur) de la jauge.

I.5.3. Jauge de déformation à effet piézoélectrique

La piézoélectricité est la propriété des matériaux qui se polarisent électriquement lors d'une contrainte mécanique. Réciproquement, ces matériaux sont susceptibles de se déformer sous l'action d'un champ électrique. Ceci est appelé l'effet inverse de la piézoélectricité. Les matériaux piézoélectriques sont déjà utilisés dans plusieurs capteurs et actionneurs comme éléments sensibles ou matériaux actifs. Les matériaux typiques piézoélectriques comprennent

le quartz, les céramiques piézoélectriques comme le Titano-Zirconate de Plomb (PZT) et AlN, et les polymères piézoélectriques, comme le PVDF (polyfluorure de vinylidène).

La jauge piézoélectrique de déformation est souvent sous forme de condensateur à plaques parallèles. Le changement de polarisation mène à la production des charges accumulées sur les électrodes. Fig. I-40 montre une structure typique de la jauge piézoélectrique. Une couche de diélectrique piézoélectrique (ici on utilise le PVDF) est insérée entre deux électrodes.

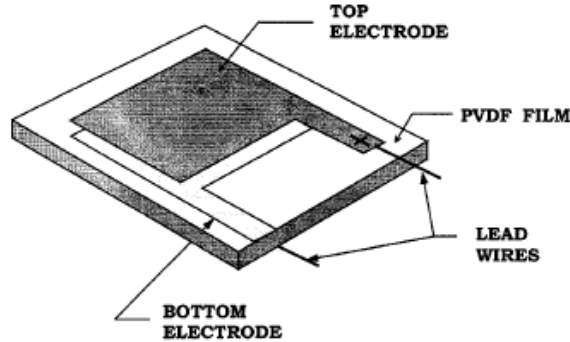


Fig. I-40 Configuration typique d'une jauge piézoélectrique

L'inconvénient principal de la jauge piézoélectrique est son incapacité à réaliser des mesures en statique, due à une dispersion rapide de charges au sein du matériau sensible [54]. Une amélioration éventuelle consiste à utiliser un amplificateur opérationnel (AOP) avec l'étage d'entrée en FET, afin d'augmenter largement l'impédance d'entrée de l'AOP et ainsi de retarder la dispersion de charges [12].

Sirohi et al. [55] ont effectué une comparaison des performances entre une jauge piézoélectrique et une jauge à trame métallique (Fig. I-41), dans la plage de fréquence entre 5 et 500 Hz. Il est démontré que les deux jauges ont une meilleure cohérence autour de 25Hz. Deux matériaux piézoélectriques testés sont le PZT et le PVDF. En comparaison, le coefficient piézoélectrique du PVDF est seulement 1/10 de celui du PZT, et le module de Young du PVDF est 1/12 de celui du PZT. L'effet piézoélectrique du PVDF est fortement dépendant de la température, car le PVDF est aussi un matériau pyroélectrique. Du fait, pour le substrat métallique dont le module de Young est proche de celui de céramique, c'est le PZT qui a une meilleure propriété piézoélectrique.

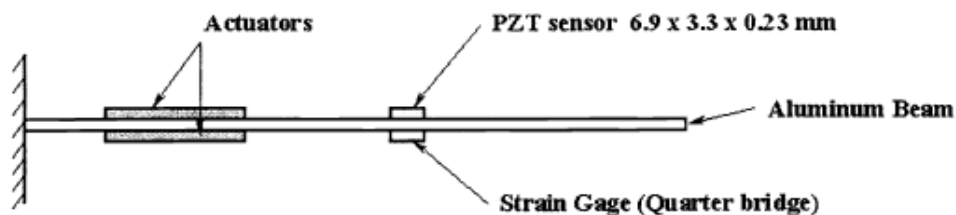


Fig. I-41 Montage du capteur piézoélectrique en comparaison avec jauge métallique [55]

Dans les articles [56] et [57], d'autres caractéristiques du matériau piézoélectrique sont discutées. La plage de fréquence convenant aux matériaux piézoélectriques se trouve entre quelques Hz et quelques milliers de Hz, mais Tressler indique que cette plage pourrait être élargie entre 1 Hz et quelques MHz [58]. La sensibilité transverse n'est pas négligeable par rapport à la sensibilité longitudinale, ce qui pourrait influencer la précision de la détection. Finalement, tous les matériaux piézoélectriques sont très sensibles à la variation de température, un changement drastique de température ambiante pourrait même causer l'inversement de polarisation [55].

L'avantage majeur de la jauge piézoélectrique est sa bonne sensibilité à la déformation (1000 fois plus élevée que la jauge piézorésistive), et un meilleur rapport signal/bruit, ce qui

lui permettra de mesurer la petite déformation avec une meilleure résolution. De plus, la jauge piézoélectrique ne nécessite aucune source d'alimentation supplémentaire. Cependant, il est déconseillé d'utiliser le capteur piézoélectrique pour mesurer la déformation au-delà de 150 μ strain, car le phénomène de non-linéarité devient trop important au-delà de cette limite [55].

I.5.4. Jauge de déformation à effet magnétostrictif

La magnétostriction désigne la propriété que possèdent les matériaux ferromagnétiques à se déformer sous l'effet d'un champ magnétique. Les matériaux ferromagnétiques possèdent aussi un effet magnétostrictif inverse, qui se caractérise par la modification de la perméabilité magnétique en présence de contraintes mécaniques dans le matériau. Ce phénomène s'appelle aussi l'effet magnétoélastique ou l'effet Villari. Les applications typiques des capteurs magnétiques sont plutôt basées sur l'effet magnétostrictif inverse, et l'effet magnétostrictif s'applique notamment dans le domaine des actionneurs.

Un exemple typique de la jauge magnétostrictive est proposé par Ben Amor [59]. Un microtransducteur planaire est constitué de deux bobines planaires, un noyau magnétique (softmagnetic core), et pour réaliser le couplage entre bobines, les connectives et les contacts (Fig. I-42). La partie inférieure du noyau, fabriquée par NiFe (45/55), est déposée directement sur le substrat par pulvérisation. Il relie les deux bobines en couplage. La déformation du noyau engendre la variation proportionnelle de sa perméabilité, et ainsi la tension générée sur la bobine induite. La sensibilité de la jauge magnétostrictive est relativement haute, une valeur représentative de son GF atteint 1400~1600. Mais la sensibilité dépend considérablement de la fréquence d'excitation, et l'influence de la déformation n'est pas linéairement représentée à différentes fréquences, comme illustrée Fig. I-43. De plus, la dimension des bobines est relativement grande. Par exemple, la dimension de ce microcapteur est 500 μ m x 550 μ m.

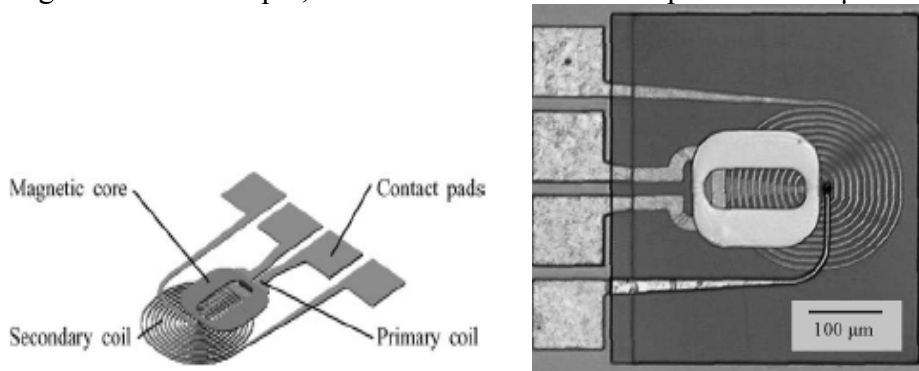


Fig. I-42 Illustrations schématiques d'un capteur magnétoélastique

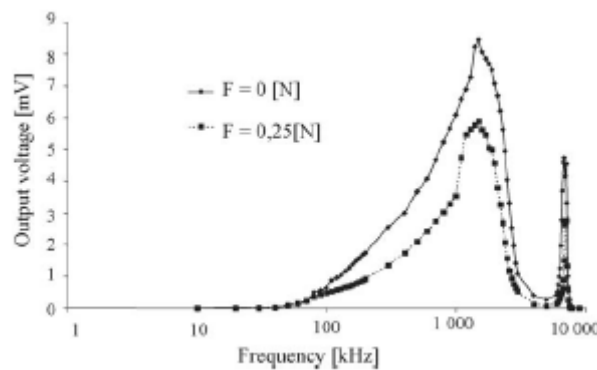


Fig. I-43 Réponse fréquentielle d'un capteur magnétostrictif [59]

Une contrainte incontournable pour tous les matériaux magnétostrictifs est l'hystérésis très forte. Dans le cas mentionné dans [60], le niveau d'anisotropie est influencé par la contrainte

appliquée, comme Fig. I-44. De plus, il faut aussi tenir compte de la perturbation magnétique avec d'autres outils médicaux lors de l'utilisation.

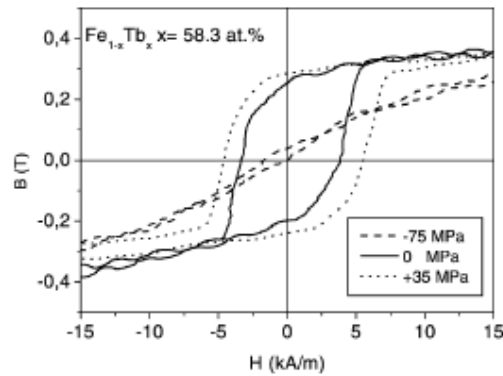


Fig. I-44 Cycles d'hystérésis pour un film amorphe FeTb sous tension et pression [60]

Hansen et al. [61] développent une jauge basée sur le même principe que [59], et l'intègrent dans un extensomètre ou sur une poutre courbée pour mesurer la déformation. La fréquence d'excitation est fixée à 400Hz. A partir des résultats de Fig. I-45, on peut observer que la linéarité de la jauge magnétostrictive n'est pas satisfaisante, malgré un grand signal obtenu à la sortie.

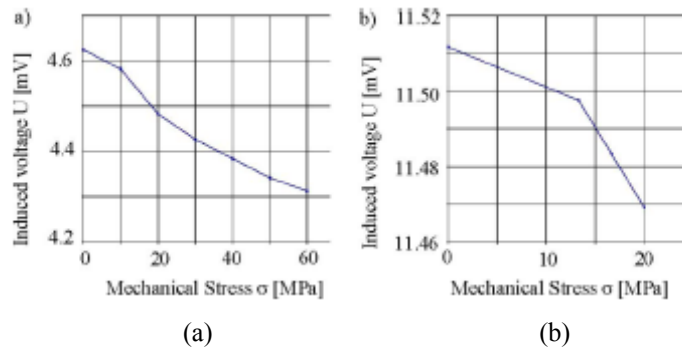


Fig. I-45 Mesure de contrainte d'une jauge intégrée dans un extensomètre pour la fréquence à (a) 400Hz et (b) 1MHz [61]

I.5.5. Conclusions

Les méthodes courantes pour détecter la déformation du corps d'épreuve sont synthétisées dans le Tableau I-5.

D'abord une comparaison des différents principes de détection est faite. Les jauges piézorésistives sont les plus souvent adoptées dans les applications de nos jours, repérées par une large étendue de déformation mesurable et une linéarité assez bonne. Une large gamme de matériaux piézorésistifs disponibles nous offrent aussi de nombreuses potentialités pour développer des jauges adaptées aux besoins variables. La sensibilité de la jauge dépend fortement du matériau piézorésistif et de la technologie de fabrication. Par contre, la dépendance de la résistance et de la sensibilité en fonction de la température est relativement importante, ce qui nécessite souvent la compensation thermique.

Parmi tous les matériaux piézorésistifs, les jauges métalliques sont plus adoptées dans les modèles commerciaux, grâce à la facilité de fabrication et la bonne élasticité au cas de larges déformations, mais sa faible sensibilité la rend insuffisante pour la mesure précise de faibles déformations, ce qui est notre cas. En revanche, les semiconducteurs piézorésistifs, typiquement silicium dopé et polysilicium, s'adaptent mieux à nos besoins. Pour le même niveau de dopage, le silicium monocristallin a un facteur de jauge plus élevé, mais le GF dépend largement de l'orientation cristalline. Le GF du polysilicium est peu dépendant de

l'orientation cristalline. Compte tenu de la facilité de dépôt, on choisit dans un premier temps le polysilicium comme le matériau piézorésistif pour notre jauge de déformation.

La jauge de déformation à effet capacitif pourrait convenir pour notre application, grâce à sa bonne sensibilité, sa basse consommation de puissance et sa bonne immunité à la variation de température. Toutefois, des effets parasites pour les structures capacitives, comme l'effet de bord et la non-linéarité, restent difficiles à éliminer. De plus, afin d'avoir une bonne précision de mesure, on privilège toujours un grand nombre de peignes interdigités pour avoir une grande surface en regard, ce qui est contradictoire aux spécifications de la jauge, où on envisage sa largeur la plus faible possible.

La jauge piézoélectrique fonctionne parfaitement pour les mesures dynamiques, c'est-à-dire dans le domaine de moyenne à haute fréquence. En mesure statique, on observe une dispersion rapide de charge au sein du matériau, donc la jauge piézoélectrique ne convient pas pour notre application. Néanmoins, sa sensibilité à la contrainte est incomparable par rapport aux autres matériaux, malgré la non-linéarité évidente pour ε supérieur à $100 \mu\varepsilon$.

Pareillement, la jauge magnétostrictive fonctionne en moyenne et haute fréquence, avec un GF assez élevé (1400~1600). L'existence d'hystérésis et la haute tension d'alimentation nécessaire empêchent son utilisation dans notre application.

Tableau I-5 Comparaison de différents principes de mesure de déformation

Jauge de déformation: classification par principe de détection					
	Plage détectable	Sensibilité(GF)	Consommation	Linéarité	Dépendance de T
Piézo-résistif	Large (~4000 $\mu\varepsilon$)	Dépend du matériau (2-1000)	élevée	Bonne	Dépend du matériau TCR ~1000 ppm/°C
Capacitif	Moyen (~1000 $\mu\varepsilon$)	Elevée jusqu'à 600	basse	Selon géométrie	Bonne immunité à température ambiante
Piézo-électrique	Etroit (150 $\mu\varepsilon$)	Très Elevée dépend de f	basse	Nonlinéaire si déformation >100 $\mu\varepsilon$	Forte dépendance
Magneto-strictive	Moyen (~1000 $\mu\varepsilon$)	1400~1600 dépend de f	élevée	Hystérésis	non fourni

En conclusion, pour la réalisation de la jauge de contrainte sur un cylindre fin, notre premier choix sera de développer une jauge en semiconducteur en couche mince. Le semiconducteur, silicium ou germanium, peut être dopé de bore (type P) pour avoir une meilleure sensibilité.

I.6. Travaux récents consacrés à la mesure de déformation des instruments invasifs

Actuellement, de nombreux microsystèmes pour mesurer la déformée des instruments invasifs ont été développés en employant différents principes de détection. Parmi eux, deux systèmes sont basés sur la méthode de modélisation en fonction de la distribution de contrainte. Seidl et al. [62] ont développé des microsondes en silicium pour enregistrer les mouvements cérébraux en détectant le déplacement de l'extrémité de la microsonde, qui entraîne en conséquence la variation de la contrainte axiale tout le long de la microsonde. Le composant capteur est sous forme de transistors à effet de champ (FET) de type P, dont la contrainte longitudinale subie par le canal du FET est proportionnellement traduite en tension sous l'effet pseudo-Hall [63]. Une série de transistors FET est intégrée au substrat silicium en forme d'une sonde de 4 mm de long (Fig. I-46). Les FETs connectés en série sont successivement activés par le signal d'horloge contrôlé par un microcontrôleur. Les tensions d'alimentation et le signal sont connectés par des pistes métalliques aux plots de bonding au bout de la microsonde, qui permettent la communication avec la carte d'acquisition à l'extérieur.

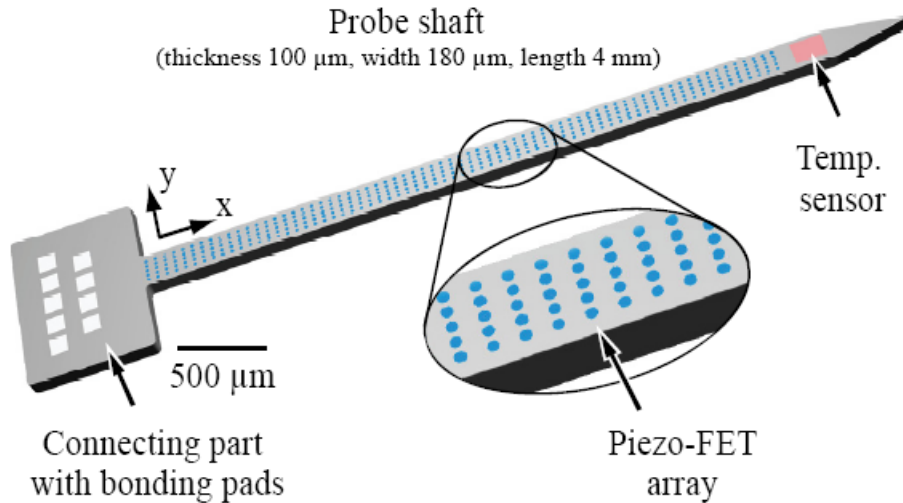


Fig. I-46 Microsonde invasive équipée des FETs piézorésistives

L'avantage de cette structure est lié au nombre des FETs intégrés sur la microsonde (345), qui permet de tracer précisément la distribution de la contrainte et de reconstruire la déformée de la microsonde. La surface de la sonde est très limitée, les FETs doivent être connectés en série afin de pouvoir partager les mêmes fils de connexion. La technologie de fabrication est en 0,6 μm CMOS, qui est fréquemment utilisée dans l'industrie microélectronique.

Cependant, il est évidemment plus difficile de réaliser le même système sur le substrat autre que le silicium, comme le métal et le polymère. La possibilité de reproduire le même procédé de fabrication sur le substrat courbe ou irrégulier n'est pas du même niveau de difficulté. De plus, le silicium est bien plus fragile que le métal et le polymère, ce qui impose des contraintes sur la longueur et la géométrie d'un tel instrument.

Park et al [64] ont intégré les capteurs de déformation constitués d'une fibre en réseau de Bragg (Fiber Bragg Gratings, FBG) dans une aiguille médicale pour mesurer sa déflexion. Les capteurs FBG sont reliés par des fibres optiques installées dans les rainures usinées par électroérosion. La déformation est linéairement proportionnelle au décalage de la longueur d'onde de la lumière réfléctée dans la cellule FBG. Basé sur un model mécanique de flexion simple, la déformation mesurée permet de calculer la déformée de l'aiguille. La structure de cette aiguille équipée est présentée dans la Fig. I-47.

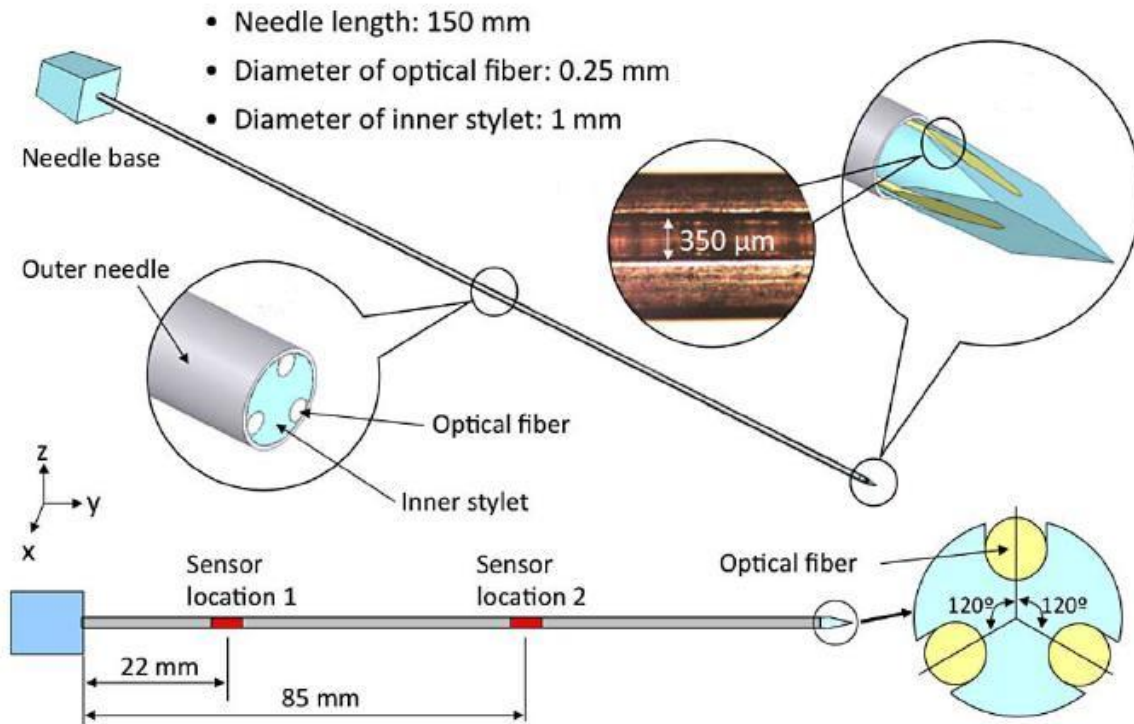


Fig. I-47 Intégration des capteurs de déformation FBG dans une aiguille médicale [64]

En comparaison avec les jauges piézorésistives de déformation, ce composant est meilleur au niveau de l'immunité à la perturbation électromagnétique, comme pendant l'application de l'IRM. Il est aussi très facile de cascader plusieurs capteurs de déformation par une seule fibre optique, par le moyen de multiplexage optique. Les inconvénients de cette conception comprennent d'abord le coût élevé du composant. Le prix du lecteur du signal optique et le coût d'usinage par électroérosion sont beaucoup plus élevés que le coût de microfabrication. Par ailleurs, par rapport à la dimension des jauges piézorésistives à l'échelle micrométrique, la fibre optique est relativement plus encombrante (diamètre 0,25 mm), ce qui empêche son application sur les instruments extrêmement fins.

Il existe en outre d'autres types de capteur de déformation, comme le capteur microfluidique proposé par Wendlandt et al. [65], qui est trop encombrant pour son application sur des cylindres longs et fins. En résumé, ces capteurs de déformations permettent de reconstruire la déformée des instruments médicaux par la répartition de la déformation, en empruntant le modèle mécanique de flexion simple. A notre connaissance, aucun de ces systèmes n'a été réalisé sur le substrat métallique non-conventionnel par le moyen de microfabrication. Nous devons ainsi chercher à optimiser et ajuster le procédé classique de microfabrication pour mieux s'adapter aux spécificités du cylindre métallique en tant que substrat.

I.7. Conclusion

Nous avons précisé au début de ce chapitre le contexte de ce sujet de thèse et les domaines d'application du microsysteme à développer. L'intérêt principal de ce microsysteme est de détecter la déformée *in-situ* des instruments invasifs au cours des interventions chirurgicales, afin de permettre aux cliniciens de localiser l'extrémité de l'instrument et de le guider vers la cible visée.

Les méthodes actuellement utilisées étant insuffisantes au niveau de la précision, nous énumérons toutes les méthodes qui servent à cet effet. En fonction du principe de conversion, trois types de capteurs sont examinés sur leur utilisation dans l'instrument médical. Parmi eux, la jauge de déformation s'avère l'option optimale grâce à sa précision, sa bonne intégrabilité à l'aiguille médicale et son volume limité. Plusieurs travaux ont démontré la faisabilité de reconstruire la déformée de l'aiguille à partir de la répartition de la contrainte/déformation le long de l'aiguille.

Nous avons analysé ensuite l'état de l'art des jauges de déformation. En comparant les avantages et les inconvénients de différents types de jauge, c'est la jauge piézorésistive qui satisfait à tous les critères de sélection, en tenant compte de la spécificité du substrat cylindrique. En comparant les matériaux piézorésistifs et les technologies de fabrication, nous arrivons à déterminer grossièrement le procédé de fabrication de la microjauge piézorésistive en couche mince. Le matériau piézorésistif peut être le polysilicium ou le polygermanium, qui présente une sensibilité piézorésistive suffisamment élevée et ajustable par le dopage. Le dépôt de cette couche fine pourrait se dérouler dans plusieurs équipements, comme l'évaporation, la pulvérisation et le CVD.

Références bibliographiques du Chapitre I

- [1] N.Abolhassani, R.Patel, M.Moallem, Needle insertion into soft tissue: A survey, *Medical Engineering & Physics* 29 (2007) 413-431
- [2] [En ligne] <http://www.vulgaris-medical.com/encyclopedie/aiguille>
- [3] T.H.Petersen. System and method for determining the position of a flexible instrument used in a tracking system, Brevet N° US2005/0059883, 2005
- [4] I.Vesely. Tracking data sheath, Brevet N° US 5830144, 1998
- [5] L.A.Couvillon, Jr. Universal, programmable guide catheter, Brevet N° US 7261686, 2007
- [6] R.J.Webster et al. Distal bevel-tip needle control device and algorithm, Brevet N° US 2007/0016167, 2007
- [7] Yan et al, 'Smart' Needle for Percutaneous Surgery: Influential Factor Investigation, *Proceedings of the 29th Annual international Conference of the IEEE EMBS*, 2007
- [8] D.J.Young, W.H.Ko, Wireless strain sensing microsystem, *Emerging Information Technology Conference*, 2005
- [9] S.Pourkamali, A.Hashimura et al. High-Q single crystal silicon HARPSS capacitive beam resonators with self-aligned sub-100nm transduction gaps, *IEEE Journal of MEMS*, vol.12, No.4, 2003
- [10] K.E.Wojciechowski, B.E.Boser, A.P.Pisano, A MEMS resonant strain sensor operated in air, *17th IEEE International Conference on MEMS*, 2004 Page(s):841 – 845
- [11] A.Mohammed, W.A.Moussa, Design and simulation of one-port resonant piezoresistive strain sensor, *Proceedings of the 2005 international conference on MEMS, NANO and smart systems (ICMENS'05)*
- [12] C.S.Lynch, Strain Measurement, The Measurement, Instrumentation, and Sensors Handbook, CRC Press, 1999
- [13] M. Aboofazeli, P. Abolmaesumi *et al.*, A new scheme for curved needle segmentation in three-dimensional ultrasound images. *Proceedings of ISBI*. 2009, 1067-1070.
- [14] R. Viard, N. Betrouni *et al.*, Needle positioning in interventional MRI procedure: real time optical localisation and accordance with the roadmap, *Conf Proc IEEE EMBS 2007*, 2748-51.
- [15] T. Kesavadas, S. George, Low cost MRI-guided needle biopsy of the spine, MICCAI 2008
- [16] D. Ruijters, D. Babic et al. Frame-less C-arm needle guidance, MICCAI 2008 Workshop
- [17] Les capteurs en instrumentation industrielle, Georges Asch et Coll., 6ème édition, Dunod 2006
- [18] [En ligne] Strain gauge: Sensitivity, engineering fundamentals (efunda)
- [19] Strain gage selection-criteria, procedures, recommendations. Tech note TN-505-4, Vishay Micro-Measurements
- [20] K.Bethe, The scope of the strain gauge principle, IEEE 1989
- [21] Y.Fu, H.Du et al. TiNi-based thin films in MEMS applications: a review, *Sensors & Actuators A* 112(2004) 395-408
- [22] Errors due to transverse sensitivity in strain gauges, Tech note TN-509, Vishay Micro-Measurements
- [23] A.Tung, B.Park et al. Laser-machined shape memory alloy sensors for position feedback in active catheters, *Sensors & Actuators A* 147(2008) 83-92
- [24] G.Y.Yang, V.J.Bailey et al. Design of microfabricated strain gauge array to monitor bone deformation in vitro and in vivo, *Proceedings of the 4th symposium BIBE*, 2004
- [25] G.Y.Yang, V.J.Bailey et al. Fabrication and characterization of microscale sensors for bone surface strain measurement, *IEEE proceedings of sensors*, 2004 vol.3 1355-1358
- [26] H.Choi, A.Datta et al. Microfabrication and characterization of metal-embedded thin-film thermomechanical microsensors for applications in hostile manufacturing environments, *IEEE Journal of MEMS*, vol.15, No.2,2006
- [27] H.Kuo, J.Guo et al. Packaging of micro strain sensors, *IEEE Proceedings of sensors*, vol.2, 546-549, Oct. 2004
- [28] A. Khakifirooz, S.S.Mohajerzadeh, R.Shafiiha, A miniaturized thin-film germanium strain gauge, the 11th international conference on microelectronics, 1999

- [29] M.Nagy, C.Apanius et al. A user-friendly, high-sensitivity strain gauge, 2001
- [30] A.Mohammed, W.A.Moussa, E.Lou, High sensitivity MEMS strain sensor: design and simulation, *Sensors* 2008 8 2642-2661
- [31] H.Kuo, J.Guo, W.H.Ko, High performance piezoresistive micro strain sensors, *Proceedings of the 2nd IEEE international conference on Nano/Micro engineered and molecular systems*, 2007
- [32] P.J.French, Polysilicon: a versatile material for microsystems, *Sensors & Actuators A* 99(2002) 3-12
- [33] V.A.Gridchin, V.M.Lubimsky, M.P.Sarina, Piezoresistive properties of polysilicon films, *Sensors & Actuators A* 49(1995) 67-72
- [34] F.Goericke, J.Lee, W.P.King, Microcantilever hotplates with temperature-compensated piezoresistive strain sensors, *Sensors & Actuators A* 143(2008) 181-190
- [35] G.Klink, M.Feil et al. Innovative packaging concepts for ultra thin integrated circuits, *Proceedings of the 51th electronic components and technology conference*, 2001.
- [36] K.Arshak, D.Morris et al, Development of high sensitivity oxide based strain gauges and pressure sensors, *J. Mater Sci: Mater Electron.* (2006)17 767-778
- [37] Yamadera et al. Thin film resistor for strain gauge, Brevet N°US 5001454, 1991
- [38] [En ligne] http://en.wikipedia.org/wiki/Carbon_nanotube
- [39] C.Hierold, A.Jungen et al. Nano electromechanical sensors based on carbon nanotubes, *Sensors & Actuators A* 136(2007) 51-61
- [40] J.Tong, M.Priebe, Y.Sun, Carbon nanotube-based strain sensing cantilevers, *IEEE 20th international conference on MEMS*, 2007
- [41] C.Stampfer, T.Helbling et al. Piezoresistance of single-walled carbon nanotubes, the 14th international conference on solid-state sensors, actuators and microsystems, 2007
- [42] E.Peiner, A.Tibrewala et al. Micro force sensor with piezoresistive amorphous carbon strain gauge, *Sensors & Actuators A* 130-131 (2006) 75-82
- [43] J.K.Kim, C.S.Park et al. Measurement of the gauge factor of carbon fiber and its application to sensors, *Microelectronic Engineering* 85 (2008) 789-791
- [44] L.Zhang, Y.Wang et al. A silicon carbonitride ceramic with anomalously high piezoresistivity, *J.Am. Ceram. Soc.* 91 [4] 1346-1349 (2008)
- [45] W.L.Wang, X.Jiang et al. Piezoresistivity of polycrystalline p-type diamond films of various doping levels at different temperatures, *J. Appl.Phys.* 82(2), 1997
- [46] M.Lillemoose, M.Spieser et al. Intrinsically conductive polymer thin film piezoresistors, *Microelectronic Engineering* 85 (2008) 969-971
- [47] T.V.Papakostas, N.W.White, Influence of substrate on the gauge factor of polymer thick-film resistors, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 33(2000) L73-L75
- [48] J.E.Brignell, N.M.White, A.W.Cranny, Sensor applications of thick film technology, *IEEE proc. communications, speech and vision*, Vol. 135, Pt 1, No. 4, 1988
- [49] C.Song, D.V.Kerns et al. Evaluation and design optimization of piezoresistive gauge factor of thick-film resistors, *IEEE Proceedings of Southeastcon '91.*, vol. 2 Page(s):1106 - 1109 ,1991
- [50] M.Suster, J.Guo et al. A high-performance MEMS capacitive strain sensing system, *Journal of microelectromechanical systems*, vol. 15, no. 5, october 2006
- [51] L.Chu, L.Que, Y.B.Gianchandani, Measurements of material properties using differential capacitive strain sensors, *Journal of microelectromechanical systems*, vol. 11, No. 5, 2002
- [52] J.Guo, M.Suster et al., High-gain mechanically amplified capacitive strain sensor, *IEEE Sensors*, 2005
- [53] K.I.Arshak, D.McDonagh et M.A.Durcan, Development of new capacitive strain sensors based on thick film polymer and cermet technologies, *Sensors and Actuators* 79(2000) 102-114
- [54] Z.Lu, C.Y.Chen et al. Force sensing and control in micromanipulation, *IEEE Trans. on systems, man and cybernetics*, part C, vol.36, No.6, 2006
- [55] J.Sirohi, I.Chopra, Fundamental understanding of piezoelectric strain sensors, *SPIE Conference on smart structures and integrated systems*, 1999
- [56] C.K.Lee et T.C.O'Sullivan, Piezoelectric strain rate gages, *J.Acoust. Soc. Am.* 90(2), Pt. 1, 1991
- [57] [En ligne] Introduction to piezoelectric sensors, <http://www.piezocryst.com>
- [58] J.F.Tressler, S.Alkoy, R.E.Newnham, Piezoelectric sensors and sensor materials, *Journal of electroceramics* 2:4, 257-272, 1998

- [59] A. Ben Amor, T. Budde, H.H. Gatzert, A magnetoelastic microtransformer-based microstrain gauge, *Sensors and Actuators A* 129(2006) 41-44
- [60] M. Pasquale, Mechanical sensors and actuators, *Sensors and Actuators A* 106(2003) 142-148
- [61] S. Hansen, L. Rissing, H.H. Gatzert, Modularly designed magnetoelastic micro strain gauge, *IEEE Trans. magnetics*, vol.43, No.6, 2007
- [62] K. Seidl, B. Lemke et al., CMOS-based high-density silicon microprobe for stress mapping in intracortical applications, *IEEE 23rd International Conference on Micro Electro Mechanical Systems*, pp. 35-38, 2010
- [63] M. Doelle, J. Held et al., Simultaneous and independent measurement of stress and temperature using a single field-effect transistor structure, *J. MEMS*, vol. 16, no.5, pp.1232-42,2007
- [64] Y. Park, S. Elayaperumal et al., Real-time estimation of 3-D needle shape and deflection for MRI-guided interventions, *IEEE/ASME Transactions on mechatronics*, Volume 15, Issue 6, pp. 906-915, 2010
- [65] M. Wendlandt, F. Umbrecht et al., A wireless implantable passive strain sensor, *Proceedings of the 1st European Symposium on Technical Aids for Rehabilitation (TAR2007)*, 2007.

CHAPITRE II

MODELISATION D'UNE AIGUILLE MEDICALE INSTRUMENTEE

Sommaire

CHAPITRE II Modélisation d'une aiguille médicale instrumentée	55
II.1. Introduction	58
II.2. Analyse mécanique d'un cylindre en flexion	59
II.2.1. Décomposition des contraintes d'une poutre cylindrique.....	60
II.2.2. Modèle analytique mécanique d'une poutre cylindrique.....	64
II.2.3. Calcul mathématique de la déformation du cylindre	66
II.3. Analyse par méthode des éléments finis (FEM) d'un cylindre en flexion	67
II.3.1. Environnement de simulation : ANSYS [®]	67
II.3.2. Configuration des simulations.....	68
II.3.3. Analyses sur les résultats de simulation appliqués au prototype	73
II.4. Détermination des paramètres piézorésistifs nécessaires au dimensionnement des microjauges.....	77
II.4.1. Calcul quantitatif de la piézorésistivité	77
II.4.2. Explication théorique de la piézorésistivité du silicium.....	79
II.4.3. Facteurs d'influence de la piézorésistivité	80
II.5. Dimensionnement des microjauges par simulation FEM.....	84
II.5.1. Longueur de la microjauge.....	86
II.5.2. Largeur des bras	88
II.5.3. Largeur de l'espace entre les bras.....	89
II.5.4. Nombre d'arches.....	91
II.6. Conclusion	93
Références bibliographiques du Chapitre II	94

Résumé du chapitre

Basé sur l'état de l'art que nous avons résumé dans le chapitre précédent sur les jauges de déformation, nous analysons dans ce chapitre le comportement mécanique d'une poutre cylindrique encastree-libre en flexion, sur laquelle des microjauge de déformation seront intégrées. Une analyse théorique est d'abord effectuée pour comprendre globalement la répartition de la contrainte et de la déformation en cas de déflexion d'un cylindre. La relation entre la déformée du cylindre et la contrainte axiale est ainsi révélée. Ensuite, le cas de flexion d'un cylindre est analysé par la méthode des éléments finis, sous l'environnement ANSYS[®]. Suivant une trajectoire prédéfinie qui décrit le parcours du déplacement de l'extrémité libre du cylindre, les résultats obtenus par ces deux méthodes d'analyse sont comparés pour valider notre modèle mécanique. Le principe de la piézorésistivité est ensuite expliqué, qui permet d'évaluer la propriété piézorésistive de la microjauge de déformation, et également de mieux structurer ces microjauge, à l'aide des simulations sous l'environnement ANSYS[®].

II.1.Introduction

L'intérêt principal de nos travaux consiste à vérifier la faisabilité de suivre en temps réel, la déformée d'une aiguille médicale introduite dans les tissus humains, à l'aide de jauges de déformation déposées en surface de l'aiguille.

Il est déjà précisé dans le chapitre précédent que lorsque l'aiguille est introduite dans les tissus humains, du fait de l'inhomogénéité de ces tissus, elle est susceptible de se déformer au cours de l'insertion, sous l'influence d'un obstacle ou d'un tissu rigide. D'un point de vue mécanique, on peut assimiler cet effet à un effort mécanique qui s'impose soit sur un point de l'aiguille, soit de manière continue sur une certaine longueur de l'aiguille, entraînant la déformation de l'aiguille dans chaque cas. L'amplitude de la déformation est directement liée à la force imposée par l'obstacle. Si l'aiguille subissait simultanément plusieurs forces agissant en différents points, elle subirait des flexions multiples, un cas plus compliqué à analyser. En attendant un examen complet de l'état de charge mécanique, nous analysons dans un premier temps le cas de flexion simple d'un cylindre encastré-libre. L'analyse du cas de flexions multiples pourrait se baser sur la théorie de superposition des flexions simples.

Afin de permettre aux praticiens de suivre la trajectoire de l'aiguille, il est essentiel de reconstruire sa forme réelle à partir de la répartition des contraintes. C'est pourquoi on intègre des jauges de déformation pour détecter la variation des contraintes en surface de l'aiguille.

Notre étude sur le comportement mécanique de l'aiguille comprend trois parties :

- Analyse théorique sur le comportement d'un cylindre métallique en flexion
- Simulation d'un cylindre en flexion par la méthode des éléments finis sous ANSYS®
- Les résultats obtenus par l'analyse théorique et par la simulation éléments finis sont comparés pour vérifier la cohérence entre ces deux modèles.

* Travaux réalisés dans le cadre d'une thèse en collaboration entre les laboratoires 3SR et TIMC-IMAG 2010-2013

II.2. Analyse mécanique d'un cylindre en flexion

Nous commençons par l'analyse théorique du comportement mécanique d'un cylindre ayant les mêmes propriétés mécaniques qu'une aiguille médicale. Le modèle analytique peut être appliqué à tous les types de poutre encastré-libre, pour connaître le changement structurel des poutres suite à un effort mécanique imposé. Nous précisons d'abord les définitions élémentaires utilisées pour cette analyse théorique. Les différents types de contrainte sont classés selon l'origine et la nature de la contrainte. Une analyse quantitative sur la poutre cylindrique révèle la relation entre la déformée du cylindre, la répartition de la contrainte et la répartition de la déformation.

Pour établir le modèle mécanique du cylindre applicable à notre premier prototype, nous allons commencer par poser plusieurs hypothèses :

1. Le cylindre subit une flexion simple. C'est-à-dire qu'il n'est sollicité que par une force ou un déplacement. Le cas de flexions multiples ne sera pas discuté pour l'instant.
2. La force ou le déplacement imposé est dans le sens perpendiculaire au cylindre. Autrement dit, le cylindre ne subit pas de force axiale, qui entraîne aussi une déformation constante le long du cylindre en traction ou en compression, mais ne génère aucune déformée dans le plan perpendiculaire au cylindre.
3. La déformation du cylindre reste dans le domaine élastique, le rapport entre la déformation et la contrainte est toujours une constante (le module de Young).
4. Le matériau est considéré mécaniquement isotrope, c'est-à-dire que les constantes élastiques sont les mêmes dans toutes les directions.

Pour commencer, il faut préciser quelques définitions fondamentales de la mécanique* :

Déformation ε : l'allongement relatif d'un matériau par rapport à sa longueur initiale

Contrainte σ : force par unité de surface (se mesure en Pascal)

Si le matériau est en déformation élastique, la contrainte et la déformation sont reliées par la loi de Hooke : $\sigma = E \cdot \varepsilon$, E étant le module de Young du matériau.

Moment quadratique de flexion (moment d'inertie) I : une grandeur qui caractérise la géométrie d'une section par rapport à un axe, dans notre cas ici l'axe neutre. Le moment quadratique se mesure en m^4 . Pour un cylindre creux, son moment quadratique est :

$$I = \frac{\pi(D^4 - d^4)}{64}, \quad (2.1)$$

D et d étant respectivement les diamètres extérieur et intérieur du cylindre.

Pour un cylindre plein, son moment quadratique devient

$$I = \frac{\pi D^4}{64} \quad (2.2)$$

Moment de flexion M : le produit de la force par la distance perpendiculaire

D'autres notations sont utilisées dans ce document (voir Fig. II-1 et Fig. II-6) :

Distance encastrement/déplacement imposé : L_a

Longueur totale du cylindre : L

Numéro de la jauge : i (indice)

Repère jauge i : (z_i, α_i)

Déplacement imposé par rapport à l'axe neutre sur x,y : $\delta x, \delta y$

Déformée du cylindre sur x,y : $u(z), v(z)$

Effort dans la liaison linéaire annulaire sur x,y : F_x, F_y

* Partie réalisée en collaboration avec le laboratoire 3SR

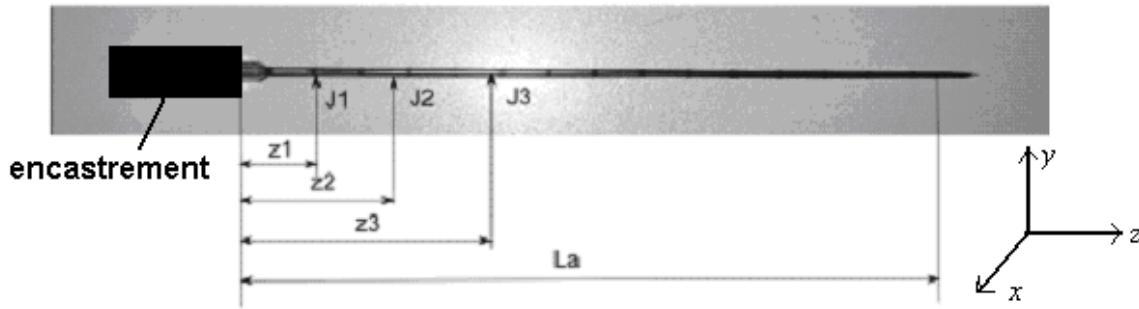


Fig. II-1 Géométrie de l'aiguille et positions des jauges

II.2.1. Décomposition des contraintes d'une poutre cylindrique

Supposons ici que le cylindre est aligné selon l'axe z des coordonnées cartésiennes. Nous présentons d'abord les différentes origines de la contrainte dans le sens parallèle à l'axe z qui peut être mesurée par la jauge de contrainte. Selon les différents mécanismes de formation de la contrainte, l'origine de la contrainte peut être classée en trois catégories. On prend ici le cas de flexion simple d'une poutre cylindrique pour effectuer les analyses quantitatives.

II.2.1.1. Contrainte axiale

On utilise le modèle encastré-libre d'une poutre cylindrique. Afin d'établir l'analogie entre notre modèle analytique et les expérimentations sur un premier prototype, les dimensions du cylindre sont identiques à celles de l'aiguille du prototype, avec une longueur de 17,8 cm, le diamètre extérieur de 1,85 mm et le diamètre intérieur de 1,65 mm. La longueur de l'aiguille est largement supérieure à son diamètre, c'est le même cas pour la plupart des aiguilles médicales.

Deux facteurs peuvent attribuer à l'existence de la contrainte axiale σ_{zz} : la contrainte engendrée par une traction/compression, et la contrainte engendrée par la flexion pure du cylindre. Dans le premier cas, en supposant que le cylindre est uniforme sur toute sa longueur, la contrainte axiale est constante le long du cylindre :

$$\sigma_{zz} = \frac{N}{S}, \quad (2.3)$$

dont N est la force de traction/compression appliquée sur la section, et S est la surface de la section. Comme cette contrainte est uniforme, il suffit d'extraire la partie commune de la contrainte axiale sur différents endroits le long du cylindre pour mesurer cette contrainte.

Dans le cas d'une flexion pure, on suppose que la contrainte axiale σ_{zz} est uniquement engendrée par la flexion de la poutre, comme indiqué sur la Fig. II-2(b). Cette contrainte se présente sous forme de tension ou de compression, selon la position du cylindre par rapport à l'axe neutre. L'amplitude de la contrainte longitudinale est théoriquement symétrique par rapport à l'axe neutre de flexion, tandis que l'état de contrainte, en traction ou en compression, est toujours dans les sens inverses aux deux côtés de l'axe neutre. La contrainte longitudinale peut être calculée comme :

$$\sigma_{zz} = \frac{Mr}{I} \quad (2.4)$$

M : moment de flexion (expliqué plus tard dans II.2.2)

r : distance à l'axe de révolution de l'aiguille

En surface de l'aiguille, où $r = \frac{D}{2}$, la contrainte σ_{zz} atteint sa valeur maximale. En revanche, la contrainte longitudinale dans l'axe neutre vaut zéro. Dans l'analyse suivante, on va toujours supposer que $r = \frac{D}{2}$ et que la contrainte a sa valeur maximale en surface.

Compte tenu de la géométrie longue et fine du cylindre (la longueur du cylindre est plus de 100 fois supérieure à son diamètre), l'hypothèse d'Euler-Bernoulli [66] peut être appliquée pour analyser le comportement mécanique du cylindre en flexion. Selon cette hypothèse, la section du cylindre reste toujours droite et perpendiculaire à l'axe neutre au cours de la flexion. Le cisaillement à cause de l'effet tranchant dans le cas de flexion, qui sera présenté dans le paragraphe suivant, devient aussi négligeable sous cette hypothèse. En conséquence, c'est la contrainte générée par la flexion du cylindre qui constitue principalement la contrainte axiale, et qui sera mesurée à l'aide des jauges piézorésistives en surface du cylindre. Nous présentons dans les sections suivantes d'autres types de cisaillement qui apparaissent éventuellement au cours de la flexion de la poutre.

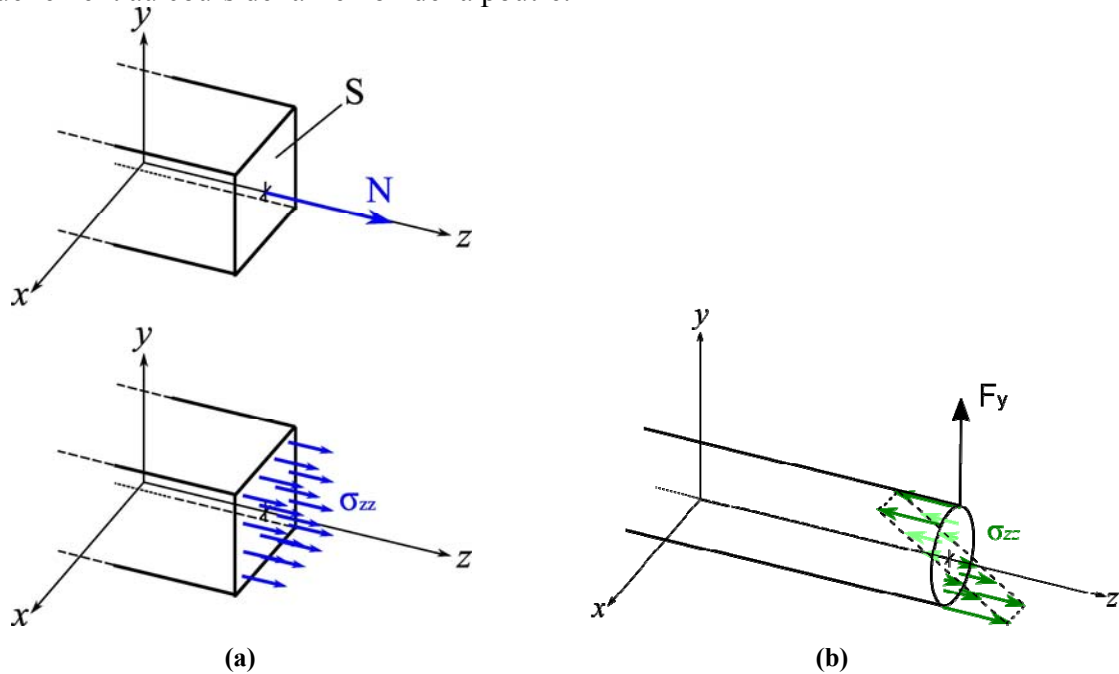


Fig. II-2 Distribution de la contrainte axiale dans le cas de (a) traction; (b) flexion pure.

II.2.1.2. Cisaillement à cause de l'effet tranchant

Toujours basé sur le cas de flexion d'une poutre cylindrique encastree-libre, la contrainte de cisaillement est engendree par des efforts paralleles ou tangentiels par rapport à une section du cylindre, au lieu d'un effort concentre dans le cas de flexion pure. Elle se traduit par une deformation angulaire dont l'angle γ est proportionnel au cisaillement τ , comme illustre dans la Fig. II-3. Leur rapport est decrit par l'equation suivante:

$$\tau = G \cdot \gamma, \quad (2.5)$$

G est le module de cisaillement, autrement dit le module de Coulomb.

En état d'équilibre, les cisaillements horizontal et vertical apparaissent toujours en paire, avec la même amplitude et dans le sens perpendiculaire. On a donc $\tau_1 = \tau_2$, dans la Fig. II-3.

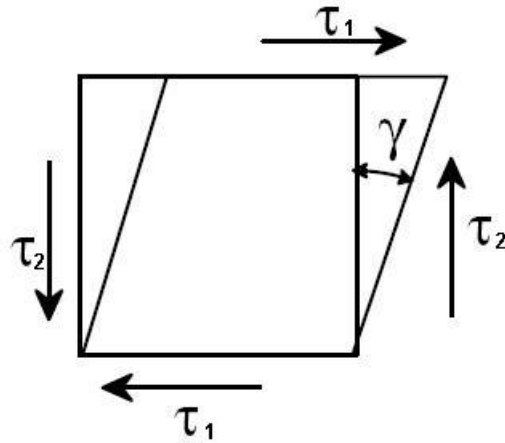


Fig. II-3 Contrainte de cisaillement sur un élément carré en état d'équilibre

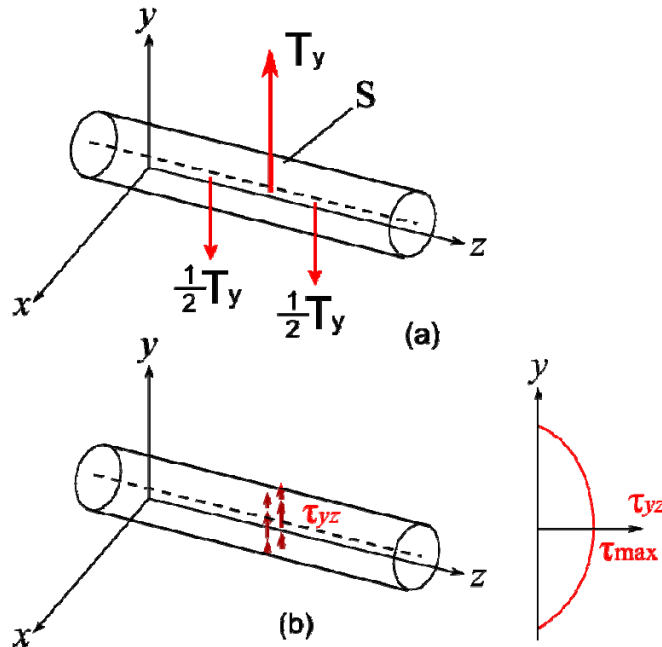


Fig. II-4 Contrainte de cisaillement dans la section d'une poutre en flexion

Dans le cas d'un cylindre en flexion, la contrainte de cisaillement n'est pas uniforme sur la section du cylindre, comme indiqué sur la Fig. II-4 (b). Sa valeur vaut zéro au sommet et en bas du cylindre, et atteint son maximum à la surface neutre du cylindre (le plan où $y=0$). La contrainte de cisaillement est calculée par l'équation suivante :

$$\tau = \frac{TQ}{Ib} \quad (2.6)$$

dans laquelle T signifie la force de cisaillement appliquée, I est le moment quadratique du cylindre, b représente l'épaisseur totale du cylindre (c'est-à-dire le diamètre dans le cas d'un cylindre plein), et Q est le moment statique du cylindre. Si le cylindre est creux, son moment statique s'exprime par:

$$Q = \int ydA = \frac{2}{3}(R^3 - r^3), \quad (2.7)$$

avec R et r représentant respectivement le rayon extérieur et intérieur du cylindre.

Pour rappeler, si le cylindre est suffisamment long, l'hypothèse d'Euler-Bernoulli s'applique, et l'effet de cisaillement peut être négligé par rapport à la contrainte liée à la

flexion de la poutre cylindrique. Toutefois, ce jugement doit être vérifié dans le test chirurgical de l'insertion de l'aiguille médicale dans les tissus humains. Dans le cadre de cette thèse, l'effet de cisaillement à cause de la force tranchante n'est pas pris en compte pour la modélisation et la caractérisation.

II.2.1.3. Cisaillement à cause de la torsion

La contrainte de cisaillement se produit aussi lorsqu'on applique une torsion T à l'extrémité libre d'un cylindre encastré-libre de longueur L . Dans la Fig. II-5, un cylindre est soumis à un moment de torsion M dont la direction est parallèle à l'axe neutre du cylindre. Etant donné que l'extrémité fixe du cylindre ne permet aucun déplacement ni de rotation, le moment de torsion donne lieu à l'angle de torsion θ à l'extrémité libre du cylindre. La déformation en torsion est définie par :

$$\gamma(r) = \frac{r}{L} \theta \quad (2.8),$$

Similaire à la contrainte longitudinale, la contrainte de cisaillement s'exprime aussi sous forme de la loi de Hooke :

$$\tau = G \cdot \gamma(r) = G \frac{r}{L} \theta \quad (2.9)$$

Ici G représente le module de cisaillement. G et L étant fixes, on peut en conclure que la contrainte de cisaillement est linéairement proportionnelle à l'angle de torsion, mais aussi à la distance à l'axe neutre du cylindre en torsion. Cette conclusion s'applique sur les cylindres pleins et creux.

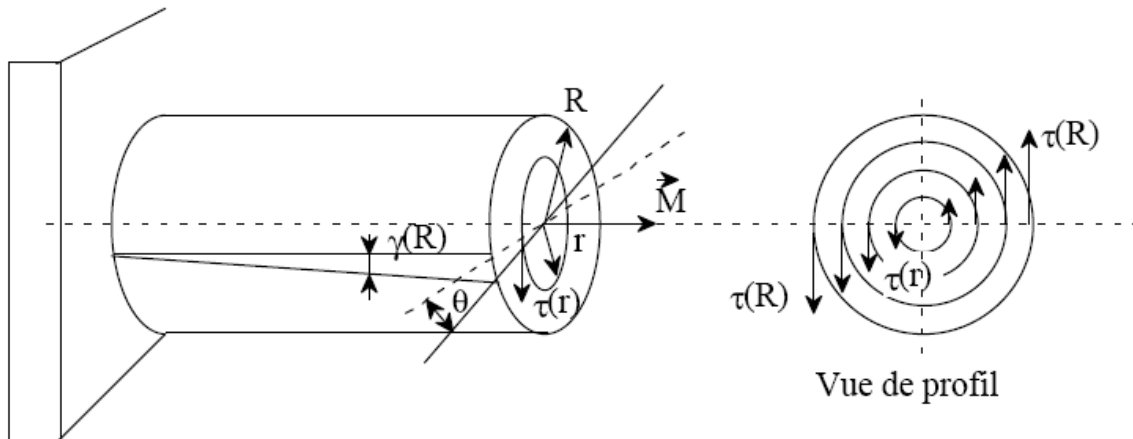


Fig. II-5 Contrainte de cisaillement engendrée par une torsion

Une autre méthode pour calculer le cisaillement en torsion est illustrée par l'équation suivante :

$$\tau = \frac{M_t}{I_G} r, \quad (2.10)$$

où M_t est le moment de torsion, et I_G est le moment quadratique de torsion du cylindre, qui ne dépend que de la géométrie du cylindre. Avec les équations (2.9) et (2.10), nous pouvons déduire la contrainte de cisaillement une fois que la torsion du cylindre est connue. Le moment quadratique de torsion d'un cylindre creux est calculé par l'équation suivante :

$$I_G = \frac{\pi(D^4 - d^4)}{32}, \quad (2.11)$$

D et d étant le diamètre extérieur et intérieur du cylindre.

Nous pouvons aussi constater dans l'équation (2.9) que la contrainte de cisaillement est inversement proportionnelle à la longueur du cylindre. Plus le rapport longueur/rayon est

grand, plus le cisaillement est négligeable. C'est justement le cas pour les aiguilles que nous utilisons en modélisation et en test de prototype. L'influence du cisaillement en torsion devient ainsi négligeable devant la contrainte axiale engendrée par la flexion de la poutre, si le rapport longueur/rayon du cylindre est suffisamment élevé.

II.2.2. Modèle analytique mécanique d'une poutre cylindrique

Dans le modèle encastré-libre d'un cylindre comme indique la Fig. II-6, une des extrémités du cylindre est encastrée, et l'autre est libre de se déplacer dans le plan x-y. Dans notre analyse ci-dessus, l'axe du cylindre est supposé coïncider avec l'axe z des coordonnées cartésiennes. Une force perpendiculaire à l'aiguille est imposée sur l'extrémité libre (à la distance L_a de l'encastrement), entraînant la déformation du cylindre dans l'espace 3D qui induit une déformée. Spécifiquement, nous suivons la déformation aux endroits spécifiques sur le cylindre, qui correspondent aux positions où les jauges de déformation seront collées sur l'aiguille du prototype expérimental. Ces positions sont marquées de 'Jauge1' à 'Jauge3' dans la Fig. II-6.

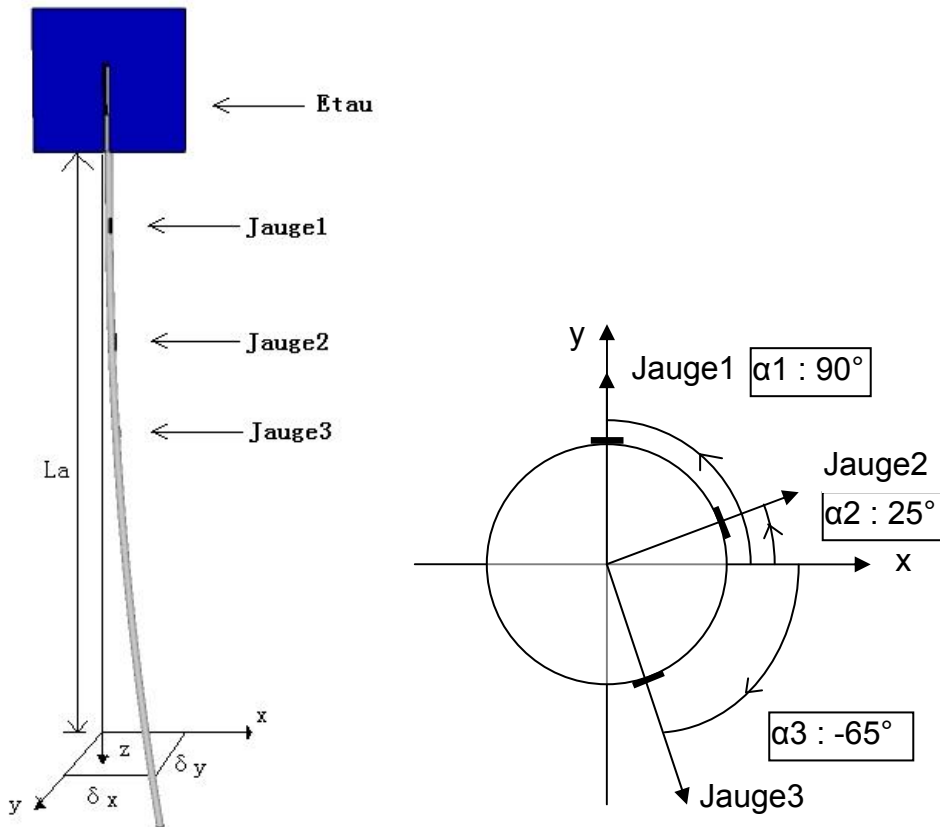


Fig. II-6 Modèle encastré-libre de l'aiguille et placement des jauges (vue sur la section)

Selon les théories canoniques de la mécanique d'une poutre [67], on obtient les équations suivantes :

Dans la zone $z \in [0, L_a]$, où le cylindre est en flexion pure, la relation effort/déplacement est donnée comme suit :

$$EI \frac{d^2 u}{dz^2} = M(z) = F_x (L_a - z) \text{ --intégration--} \rightarrow u(z) = \frac{1}{EI} F_x \left(\frac{L_a \cdot z^2}{2} - \frac{z^3}{6} \right) \quad (2.12)$$

$$EI \frac{d^2 v}{dz^2} = M(z) = F_y (L_a - z) \text{ --intégration--} \rightarrow v(z) = \frac{1}{EI} F_y \left(\frac{L_a \cdot z^2}{2} - \frac{z^3}{6} \right) \quad (2.13)$$

M : moment de flexion

I : moment quadratique de flexion, ici $I = \frac{\pi(D^4 - d^4)}{64}$

E : module de Young

A l'endroit où $z = L_a$, on a

$$\delta x = u(L_a) = \frac{F_x \cdot L_a^3}{3EI} \quad (2.14)$$

$$\delta y = v(L_a) = \frac{F_y \cdot L_a^3}{3EI} \quad (2.15)$$

A l'issue de ces relations, on en déduit la relation déplacement - contrainte :

Le moment de flexion au niveau d'une jauge J_i s'exprime de la manière suivante :

$$M(z_i) = (L_a - z_i)F_x \cdot \cos \alpha_i + (L_a - z_i)F_y \cdot \sin \alpha_i \quad (2.16)$$

En tenant compte des équations (2.14) et (2.15), l'équation (2.16) est transformée en

$$M(z_i) = \frac{3EI}{L_a^3} (L_a - z_i) (\delta x \cdot \cos \alpha_i + \delta y \cdot \sin \alpha_i) \quad (2.17)$$

En utilisant la loi de Hooke et en négligeant les effets dus aux efforts tranchants :

$$\varepsilon_{zz}(z_i) = -\frac{M(z_i)D}{2EI} = -\frac{3D(L_a - z_i)}{2L_a^3} (\delta x \cdot \cos \alpha_i + \delta y \cdot \sin \alpha_i) \quad (2.18)$$

Cette équation détermine la contrainte longitudinale en fonction de la déformée du cylindre. Comme il y a trois variables à déterminer (δx , δy , L_a) pour définir la déformée, il faut un minimum de 3 jauges pour déterminer et reconstruire la déformée du cylindre.

Dans la zone $z \in [L_a, L]$, cette partie du cylindre n'est plus en flexion pure, mais une droite. Dans cette partie le cylindre ne se déforme pas, par contre la position de l'extrémité du cylindre sera déterminée par les pentes $\frac{du(z)}{dz}$ et $\frac{dv(z)}{dz}$:

$$\left. \frac{du(z)}{dz} \right|_{z=L_a} = \frac{3}{2} \cdot \frac{\delta x}{L_a}, \quad (2.19)$$

$$\left. \frac{dv(z)}{dz} \right|_{z=L_a} = \frac{3}{2} \cdot \frac{\delta y}{L_a} \quad (2.20)$$

Sur l'extrémité du cylindre l'équation de la déformée :

$$u(z) = \delta x + \frac{3}{2} \cdot \delta x \cdot \frac{(z - L_a)}{L_a} \quad (2.21)$$

$$v(z) = \delta y + \frac{3}{2} \cdot \delta y \cdot \frac{(z - L_a)}{L_a} \quad (2.22)$$

Pour que la déformation du cylindre reste dans le domaine élastique avec un coefficient de sécurité s , il faudra que $\sigma_{MAX} \leq \frac{Re}{s}$, Re est la limite élastique du matériau du cylindre. La contrainte maximum sera à l'encastrement, où

$$\sigma_{MAX} = \frac{3ED\sqrt{(\delta x^2 + \delta y^2)}}{2L_a^2} \quad (2.23)$$

Les déplacements imposés doivent donc vérifier l'équation suivante :

$$\sqrt{(\delta x^2 + \delta y^2)} \leq \frac{Re}{s} \cdot \frac{2L_a^2}{3ED} \quad (2.24)$$

Cette équation sera ultérieurement utilisée pour déterminer la limite de déplacement de l'extrémité du cylindre en assurant que la déformation reste élastique.

II.2.3. Calcul mathématique de la déformation du cylindre

Dans la partie suivante de notre modélisation, nous analysons la déformation aux endroits spécifiques sur un cylindre encasté-libre en flexion. Les coordonnées de ces endroits sont déterminées à partir du premier prototype d'une aiguille instrumentée réalisé pour notre expérimentation (la réalisation du prototype sera décrite au chapitre suivant). Les positions analysées sur le cylindre correspondent à celles des jauges sur l'aiguille. Pour simplifier l'expression, nous utilisons les jauges 1 à 3 pour désigner ces endroits spécifiques, et les trois jauges seront numérotées de la manière suivante : la jauge la plus proche à l'encastrement est nommée Jauge1, la jauge au milieu est nommée Jauge2, et celle la plus loin de l'encastrement est nommée Jauge3 (voir Fig. II-6).

Au niveau de notre aiguille instrumentée, les jauges sont collées sur les positions suivantes :

Jauge1 : $z_1 = 17 \text{ mm}$, $\alpha_1 = 90^\circ$ (dans les coordonnées cartésiennes)

Jauge2 : $z_2 = 35 \text{ mm}$, $\alpha_2 = 25^\circ$

Jauge3 : $z_3 = 58 \text{ mm}$, $\alpha_3 = 295^\circ$

Le déplacement de l'extrémité de l'aiguille sera appliqué à environ 8 mm de l'extrémité libre de l'aiguille, et la distance entre l'extrémité et l'encastrement est estimée d'être 163 mm, donc $L_a = 163 \text{ mm} - 8 \text{ mm} = 155 \text{ mm}$.

L'aiguille Bard TruGuide C1620A est fabriquée en acier Inox 316L, les caractéristiques mécaniques pour ce type d'acier sont un module de Young : $E = 200 \text{ GPa}$ et une résistance élastique : $Re = 200 \text{ MPa}$. Le coefficient de sécurité est choisi à 1,5 ; cela signifie que la contrainte maximum sur l'aiguille ne doit pas dépasser $\frac{2}{3} Re$.

A partir de l'équation (2.24), le déplacement maximal imposé sur l'aiguille est donné par :

$$R_{MAX} = \sqrt{\delta x^2 + \delta y^2} = \frac{Re}{s} \cdot \frac{2L_a^2}{3ED} = 6,177 \text{ mm} \quad (2.25)$$

Par conséquent, le rayon de la trajectoire circulaire parcourue par l'extrémité libre de l'aiguille doit être inférieur à 6,177 mm.

Si on fixe ce rayon à $R = 6 \text{ mm}$ et on déplace l'extrémité du cylindre suivant cet itinéraire circulaire, la variation de la déformation sur le cylindre, peut être transformée à partir de l'équation (2.18) :

$$\varepsilon_{zz}(z_i) = -\frac{M(z_i)D}{2EI} = -\frac{3D(L_a - z_i)}{2L_a^3} \cdot R \cos(\alpha - \alpha_i) \quad (2.26)$$

En introduisant les valeurs de D , L_a , z_i , R et α_i dans cette équation, on peut tracer la variation des déformations respectivement calculées aux endroits des jauges 1, 2 et 3, pour α variant de 0° à 360° :

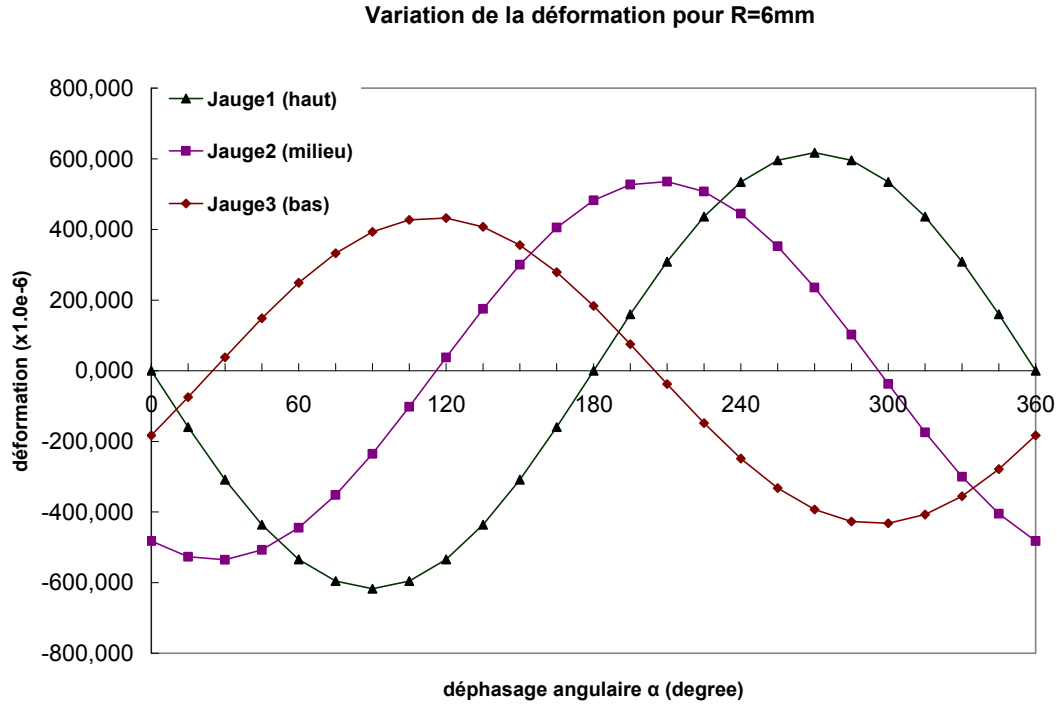


Fig. II-7 Variation de la déformation pour les Jauges 1 à 3, trajectoire circulaire R = 6mm

Selon la Fig. II-7, les contraintes mesurées par les jauges varient d'une manière sinusoïdale. L'amplitude de cette variation est liée à la distance entre la jauge et le point où le déplacement est imposé. Cette figure sera utilisée pour comparer avec les résultats obtenus dans les paragraphes suivants.

II.3. Analyse par méthode des éléments finis (FEM) d'un cylindre en flexion

L'objectif de cette analyse est de simuler et de calculer de manière détaillée le comportement mécanique des structures simples ou complexes. Précisément, cette analyse par méthode des éléments finis (finite element method, FEM) permet d'un côté de vérifier les résultats obtenus lors de l'analyse analytique, et d'un autre côté de calculer localement les grandeurs mécaniques et électriques dans la zone d'intérêt. Spécifiquement dans ces travaux, un modèle simulant un cylindre est construit, ayant la même forme et les mêmes propriétés mécaniques que l'aiguille médicale. Une analyse FEM nous donne l'état de déformation aux endroits spécifiques où la jauge peut être collée. Ces informations sont utilisées plus tard pour simuler le comportement piézorésistif des microjauges intégrées sur le cylindre. Cette analyse FEM permet aussi de chercher l'influence de la géométrie de la jauge sur la déformation du corps d'épreuve, en combinant le modèle de la jauge et celui du cylindre pour une simulation intégrale en statique.

II.3.1. Environnement de simulation : ANSYS[®]

La méthode des éléments finis est largement utilisée de nos jours pour simuler les comportements physiques des structures et des systèmes (mécanique, thermodynamique, acoustique, etc.). En analyse numérique, la méthode des éléments finis est utilisée pour résoudre numériquement des équations aux dérivées partielles. Concrètement, cette méthode permet d'analyser les structures complexes en les décomposant en éléments plus réguliers en forme, qui seront décrits et résolus par des équations aux dérivées partielles linéaires. La précision de la simulation dépend de la densité de maillage (mesh), mais aussi du choix des éléments, qui fonctionne comme la cellule de base pour le calcul.

Le logiciel de simulation par méthode d'éléments finis que nous utilisons est ANSYS[®]. C'est un des outils largement utilisés dans le domaine d'analyse FEM, qui permet d'effectuer des analyses sur plusieurs comportements physiques en différents modes : statique, dynamique, modal, temporel, etc.

II.3.2. Configuration des simulations

II.3.2.1. Etablissement du modèle

D'après la nature de la variation des contraintes sur le cylindre, qui s'approche d'une grandeur variant à basse fréquence où en quasi-statique, le mode statique est choisi pour la simulation, dans lequel on analyse le comportement mécanique du cylindre en statique. Dans ce cas, il est essentiel de définir préalablement certains paramètres mécaniques du matériau, comme le Module de Young et le coefficient de Poisson.

Pour la première étape, il faut bien choisir l'élément et la méthode pour construire un cylindre creux, ayant les mêmes dimensions que l'aiguille. Compte tenu de la forme géométrique de l'aiguille et de la quantité de calcul, l'élément SOLID45 (Fig. II-8), utilisé ici en tant qu'élément hexaédrique, est choisi comme l'élément de base constituant le cylindre. Le choix de celui-ci a pour origine un compromis entre la précision de la simulation et le nombre d'éléments. La seule difficulté est liée à la géométrie de l'aiguille, dont le rapport longueur / diamètre est très grand, nécessitant un grand nombre d'éléments SOLID45 pour satisfaire le ratio d'aspect (rapport longueur / épaisseur) d'un seul élément, qui doit être inférieur à 20.

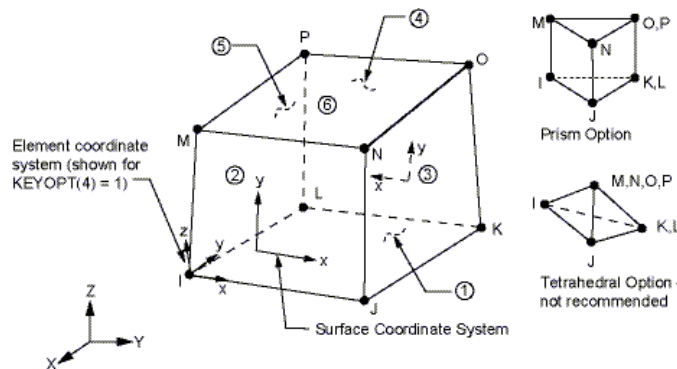


Fig. II-8 Présentation géométrique de l'élément solid45

On s'intéresse à l'analyse des déformations dans le sens axial sur certaines parties du cylindre, donc il faut bien localiser les noeuds dont les positions correspondent à celles des jauges. Eventuellement, dans le post-processing, il est possible de sauvegarder dans un fichier l'information de certaines grandeurs physiques localisées sur ces positions prédéfinies. Ensuite, les conditions aux limites et la charge sont imposées sur le modèle. Pour le modèle d'un cylindre encastré-libre, tous les degrés de liberté (déplacement, rotation) d'une extrémité sont fixés à zéro, et un déplacement est imposé d'une même manière que dans l'expérimentation réelle (voir Fig. II-9).

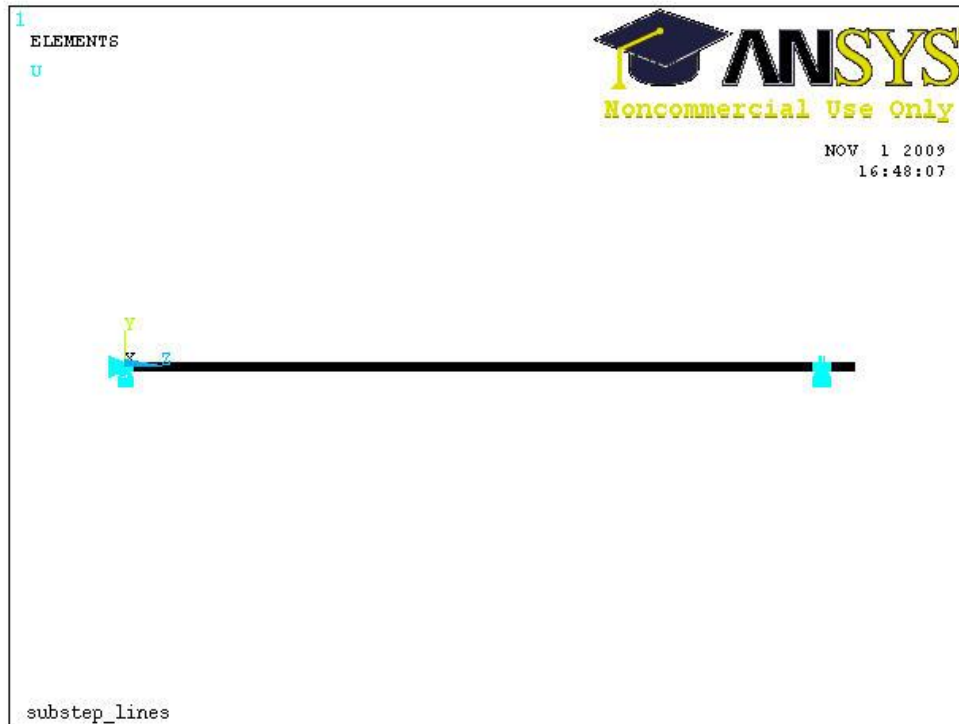


Fig. II-9 Modèle éléments finis d'un cylindre encastré-libre

II.3.2.2. Résultat d'une analyse en statique

Toutes les simulations mentionnées dans ce chapitre sont effectuées en statique. En première étape, un déplacement de 6 mm est imposé suivant l'axe Y à l'extrémité du cylindre. La répartition de la déformation suivant l'axe Z est présentée par la Fig. II-10. On y voit aussi la déformée du cylindre sous l'effet d'un déplacement de 6 mm imposé à la distance L_a de l'encastrement.

Dans le post-processing, afin d'examiner la cohérence entre le calcul théorique et la simulation FEM, deux tableaux sont créés pour stocker respectivement deux contraintes dans le même endroit sur l'aiguille, une première est obtenue par enregistrement des données issues de la simulation FEM en statique, et la deuxième est calculée selon les équations théoriques. En affichant ces deux tableaux sous forme de courbes (voir Fig. II-11), on peut remarquer qu'elles sont confondues, ce qui signifie une cohérence parfaite entre l'analyse théorique et la simulation FEM dans ce cas de chargement.

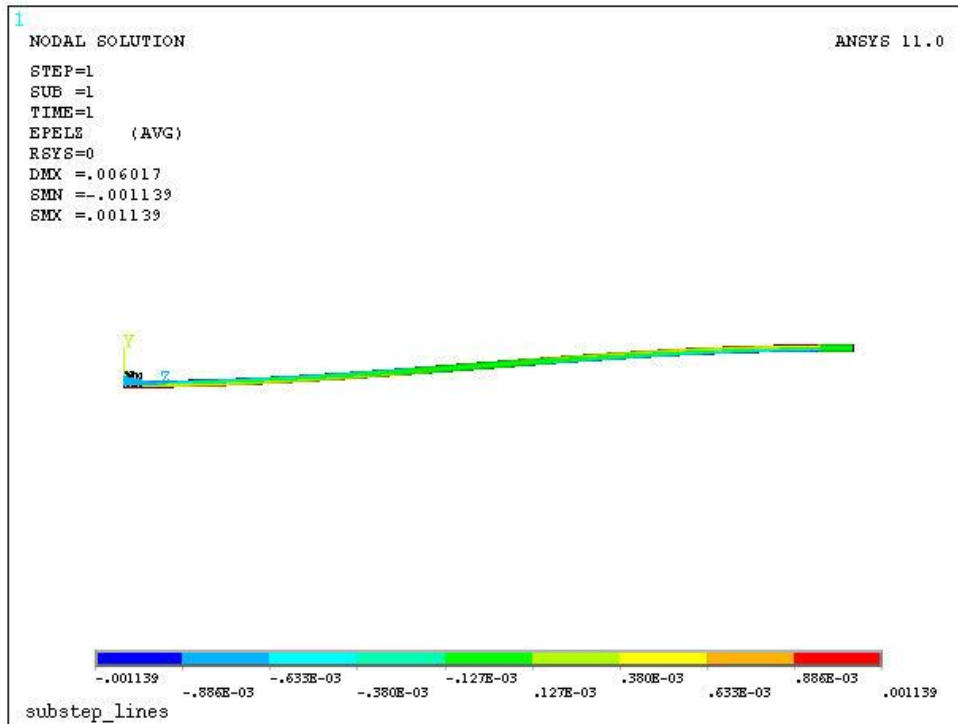


Fig. II-10 Répartition de la déformation axiale sur l'aiguille courbée

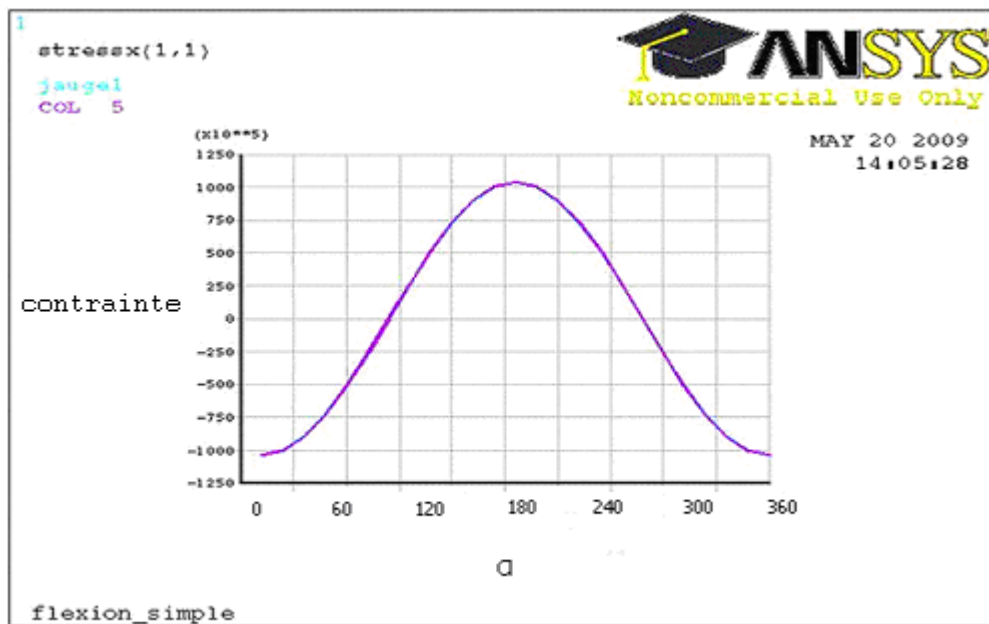


Fig. II-11 Comparaison entre le calcul théorique et le résultat de la simulation FEM : la contrainte en fonction de la position de l'aiguille (les deux courbes sont confondues)

II.3.2.3. Modélisation d'une couche mince attachée au cylindre

Basé sur le modèle que nous avons présenté dans le paragraphe précédent, qui s'applique à tous les types de poutre encastée-libre en flexion, nous analysons dans la partie suivante le cas spécifique de l'aiguille utilisée pour notre prototype. Nous précisons plus tard dans le chapitre III que les jauges de déformation seront collées sur cette aiguille.

Pendant nos premiers essais de modélisation, nous avons découvert qu'il est extrêmement difficile d'établir un modèle complet qui incorpore simultanément le cylindre et la jauge de déformation. L'écart de dimension entre ces deux objets est tellement évident (par exemple,

l'épaisseur de la jauge est de l'ordre de quelques microns tandis que la longueur de l'aiguille est de 17,8 cm) que l'accord de maillage entre ces deux objets est très difficile à réaliser. Nous devons ainsi faire une hypothèse que la jauge collée sur le cylindre aurait une influence négligeable sur le comportement mécanique du cylindre. Pour vérifier cette hypothèse, un modèle d'éléments finis est construit en adhérant un film mince sur une section du cylindre de 2 cm de long. Les propriétés mécaniques du cylindre correspondent à celles de l'aiguille métallique pour le prototype, et les propriétés mécaniques du film mince correspondent à ceux du silicium et de l'acier, pour faire une comparaison entre les deux. La structure du modèle est présentée dans la Fig. II-12:

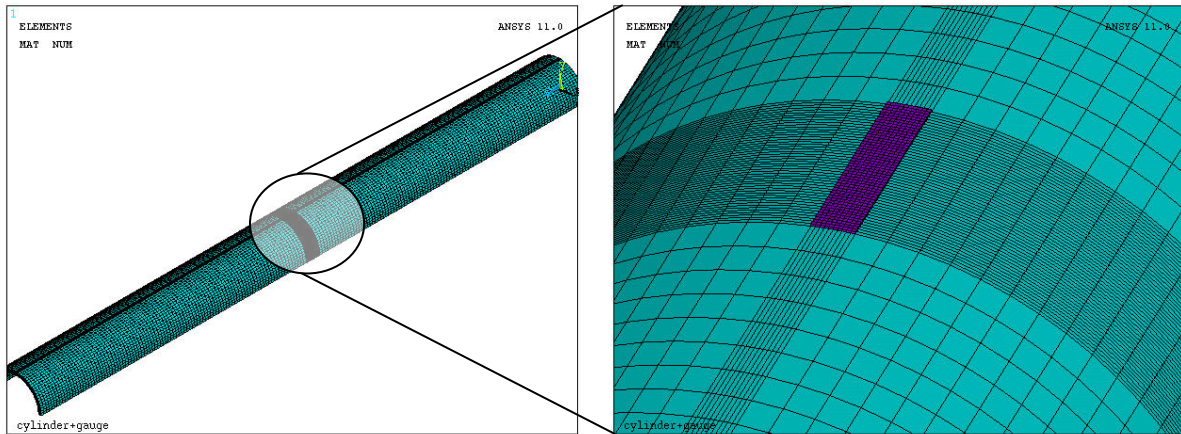


Fig. II-12 Modèle FEM pour évaluer l'influence de la jauge sur le comportement mécanique du cylindre

Les paramètres de simulation pour ce modèle sont listés dans le Tableau II-1 :

Tableau II-1 Configuration de la simulation FEM d'un cylindre avec le film mince

	Cylindre	Film mince (Si)	Film mince (Fe)
Module de Young	200GPa	170GPa	200GPa
Coefficient de Poisson	0,28	0,28	0,28
Dimension du demi-cylindre	L = 2 cm, R _{ext} = 0,925 mm, R _{int} = 0,825 mm		
Dimension du film mince	l = 500 μm, w = 100 μm, t = 0,5 μm		
Etat d'encastrement	UX = UY = UZ = 0		
Etat de charge mécanique	UX = UZ = 0, UY = -0,5 mm		

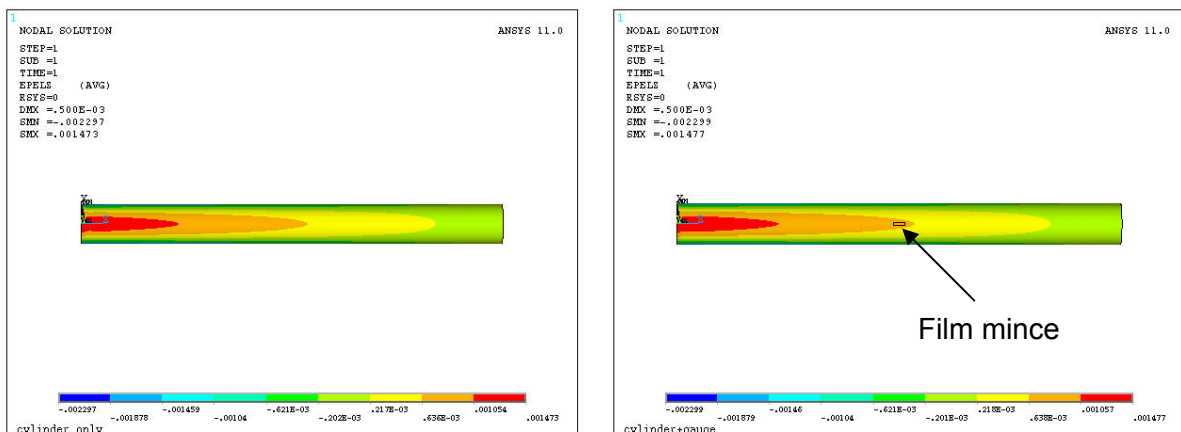


Fig. II-13 Répartition de la déformation axiale (z) avec et sans le film mince attaché

Dans la Fig. II-13, nous pouvons constater que l'addition d'un film mince représentant la jauge de déformation n'a aucune influence visible sur la répartition de la déformation axiale du cylindre. Les résultats de simulation montrent que la déformation axiale au centre du film

mince est de 688,16 μ strain dans le cas de silicium et de 687,99 μ strain dans le cas d'acier. Sur un demi-cylindre identique sans présentation du film mince, la déformation au même endroit est de 688,19 μ strain. Le collage du film mince n'a apporté respectivement qu'une variation de 4,3 ppm et 29 ppm au niveau de la déformation. Ceci est en accord avec notre hypothèse que la déformation transférée à la jauge est presque identique à celle existante sur le cylindre. Nous pouvons ainsi justifier la démarche d'estimer la déformation subie par la jauge par l'analyse FEM du cylindre sur lequel la jauge est attachée. Dans la pratique, le transfert de déformation entre la jauge et le corps d'épreuve dépend aussi de la technique de collage, même si cet effet ne peut pas être pris en compte dans l'analyse FEM.

II.3.2.4. Simulation multi-étapes pour suivre l'itinéraire de l'aiguille

Dans ce paragraphe, nous allons tracer la variation de la déformation aux positions désignées dans le modèle FEM d'un cylindre, correspondant à l'aiguille instrumentée, en fonction du déplacement de son extrémité libre en simulation. La variation de la déformation à ces positions sera ensuite comparée avec la déformation mesurée par les jauges de déformation collées sur l'aiguille pour vérifier la fiabilité de ce prototype. Pour que la comparaison soit systématique et fiable, un grand nombre de cas de charge doivent être imposés, au modèle FEM et à l'aiguille dans l'expérimentation. Il faut donc définir différentes trajectoires de déplacement pour l'extrémité libre de l'aiguille, qui regroupe les flexions imposées au modèle FEM et à l'aiguille. En simulation FEM, ceci exige une analyse multi-étape dans le domaine temporel. Dans ce but, la méthode d'analyse utilisant des étapes et des sous-étapes (substeps) en régime temporel est adoptée pour simuler le déplacement de l'aiguille.

Les trajectoires parcourues par l'extrémité libre de l'aiguille peuvent être définies de la manière suivante : d'abord, le sens du déplacement étant fixé et l'amplitude de déflexion variant proportionnellement, nous allons observer la variation de la déformation en fonction de la déflexion pour évaluer la linéarité du prototype. L'extrémité de l'aiguille suit ensuite 12 diamètres de 12mm décalés de 15° entre chacun pour vérifier la fiabilité du prototype pour les déflexions dans les différentes directions. Ensuite, l'extrémité de l'aiguille suit deux trajectoires circulaires ayant respectivement le rayon $R = 3$ mm et $R = 6$ mm, pour comparer la variation de la déformation suivant les déflexions de la même amplitude en des points différents. Le rapport des déformations mesurées lors de deux trajectoires parcourues permet aussi de vérifier la linéarité du prototype. Enfin, il y a 48 points d'intersection entre les trajectoires circulaires et les trajectoires rectilignes, ce qui nous permet de tester la répétabilité de notre prototype en comparant les déformations aux points communs dans les différentes trajectoires. Les trajectoires décrites ci-dessous dans la Fig. II-14 sont appliquées à la fois au modèle FEM en simulation et au prototype pendant l'expérimentation.

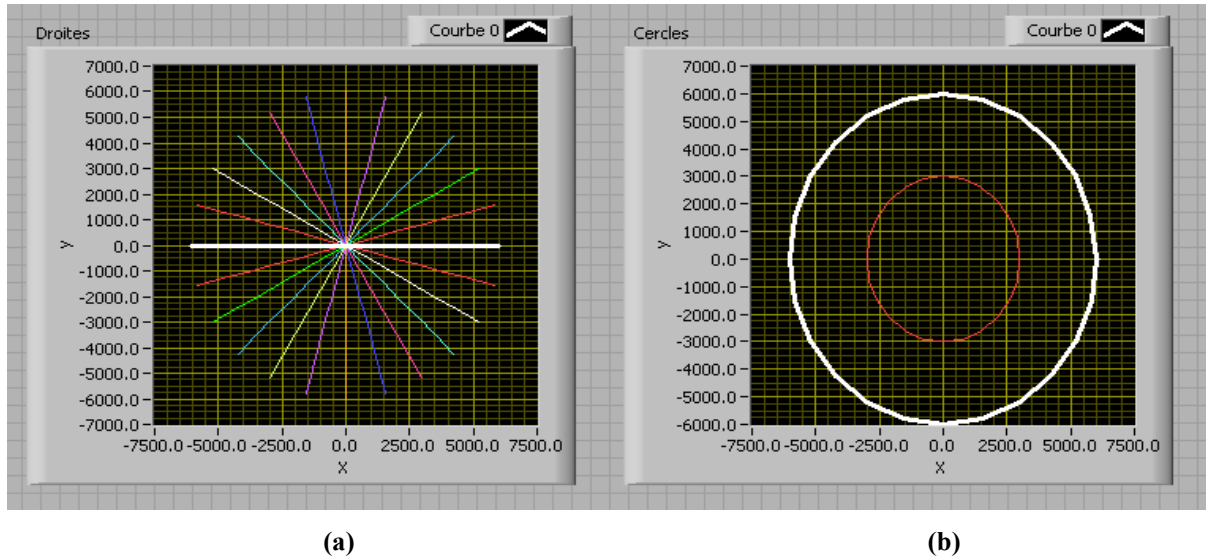


Fig. II-14 Trajectoires parcourues par l'extrémité de l'aiguille : (a) déplacements rectilignes ; (b) déplacements circulaires

Concrètement, concernant le déplacement circulaire avec le rayon $R = 6$ mm (Fig. II-14(b)), ce cercle sera uniformément divisé en 24 points de mesure. Parallèlement, 25 étapes (dont la première et la dernière sont identiques) sont établies dans un programme sous ANSYS[®] pour analyser les comportements mécaniques de l'aiguille sur ces points. Dans chaque étape, les coordonnées du point correspondant représentent le déplacement imposé à l'extrémité de l'aiguille, toujours en statique. La définition de ces déplacements pourrait être réalisée automatiquement dans une boucle itérative. Ces étapes prédéfinies sont exécutées d'une manière consécutive, ce qui facilite le traitement des données et la synthèse des résultats recueillis dans ces différentes étapes. Dans le post-processing, les informations concernées (contrainte, déformation...) dans toutes les étapes sont aussi stockées dans un tableau prédéfini.

Pour simuler les trajectoires rectilignes (Fig. II-14(a)), l'interprétation du mouvement de l'aiguille est plus compliquée. Supposons un cercle de rayon $R = 6$ mm, ses douze diamètres décalés de 15° chacun, sont successivement suivis par l'extrémité de l'aiguille. Sur chaque diamètre, on sélectionne 13 points uniformément répartis pour simuler la variation de la déformation. La reproduction de cet itinéraire sous ANSYS[®] est réalisée en combinant deux approches. Le déplacement entre les points au sein d'un diamètre pourrait être représenté par une étape dont la variation de la charge (déplacement de l'extrémité) forme une rampe linéaire de 13 sous-étapes, tandis que le saut de la fin d'un diamètre au diamètre suivant est représenté par un changement direct entre deux étapes de simulation (stepped change). En alternant le changement 'stepped' et le changement par rampe, on arrive à reconstruire sous ANSYS[®] la trajectoire envisagée pour l'extrémité de l'aiguille. Après la définition des charges dans chaque étape, les procédures suivantes sont la solution de toutes les étapes et le post-processing pour le traitement des résultats.

II.3.3. Analyses sur les résultats de simulation appliqués au prototype

La Fig. II-15 présente la variation de la déformation aux endroits où les jauges sont collées sur l'aiguille. Ces trois courbes sont sinusoïdales, symétriques par rapport à l'axe zéro de déformation, et décalées en phase. Chaque courbe est formée en reliant les 25 résultats de simulation sur une jauge, dont le premier et le dernier sont identiques, donc ces 25 résultats correspondent aux 24 positions de déplacement de l'aiguille. Comme le déplacement de l'extrémité de l'aiguille est fixé à 6 mm, la variation de la déformation d'une jauge est seulement liée à l'angle entre la génératrice sur laquelle est collée la jauge, et le sens du

déplacement de l'aiguille. Si le sens du déplacement et cette génératrice sont dans le même plan, la jauge subira sa déformation maximale, en traction ou en compression.

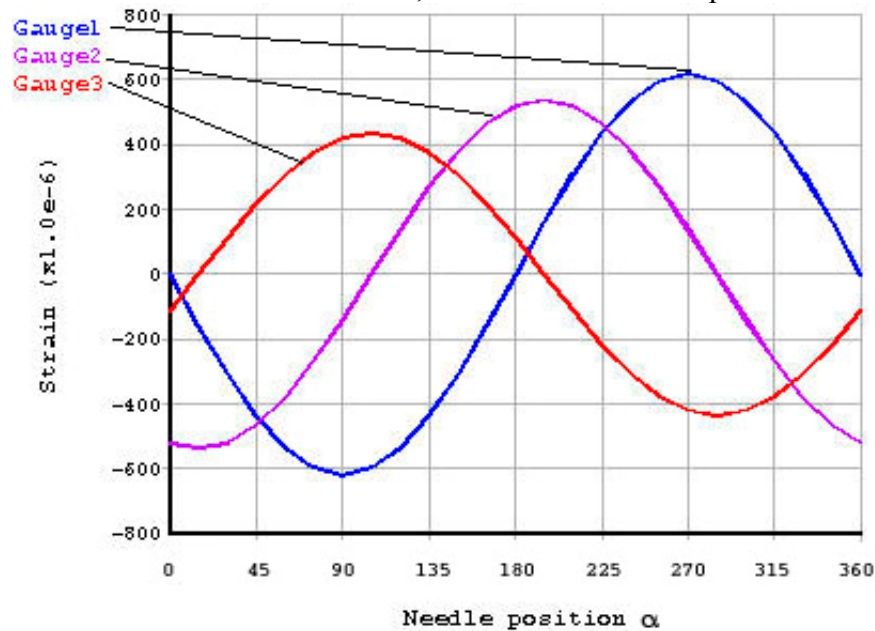


Fig. II-15 Simulation FEM de la déformation sur les 3 jauges sous ANSYS

En comparant Fig. II-15 avec Fig. II-7, on constate que ces deux figures sont presque identiques, avec des amplitudes égales de déformation et les mêmes phénomènes de déphasage. Cela met en évidence la conformité de l'analyse théorique et du modèle FEM. Pour le rayon $R = 6 \text{ mm}$, la déformation maximale subie par la Jauge1 est d'environ $465 \mu\text{strain}$, donc la jauge se trouve bien dans la limite élastique. Lors des expérimentations, ces courbes nous permettront de retrouver le déplacement imposé à l'extrémité de l'aiguille, en les combinant avec l'équation (2.9) pour calculer les variables inconnues δx , δy et L_a .

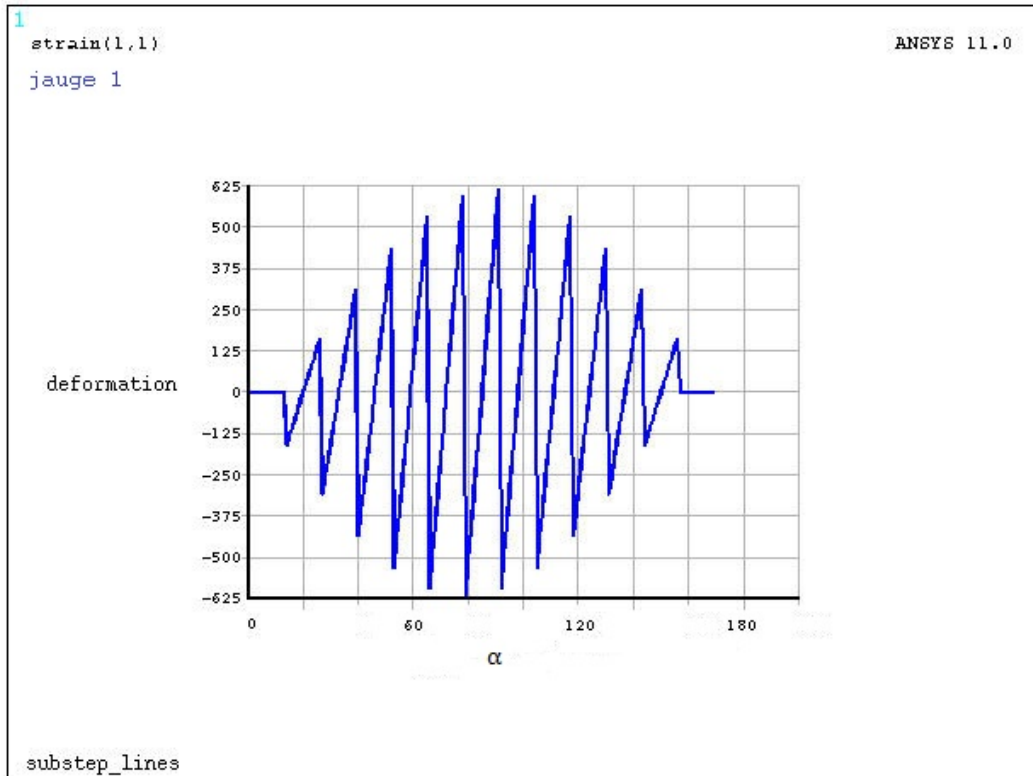


Fig. II-16 Simulation ANSYS : déformation de la Jaugé1 en fonction des déplacements rectilignes de l'aiguille

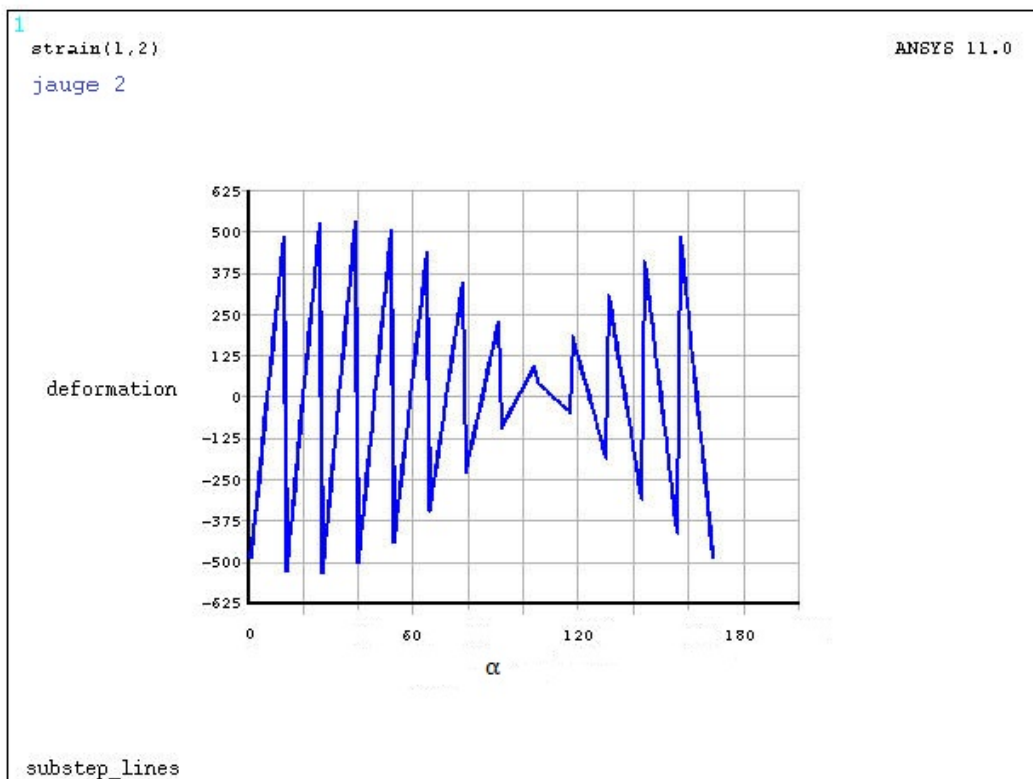


Fig. II-17 Déformation de la Jaugé2 en fonction des déplacements rectilignes de l'aiguille

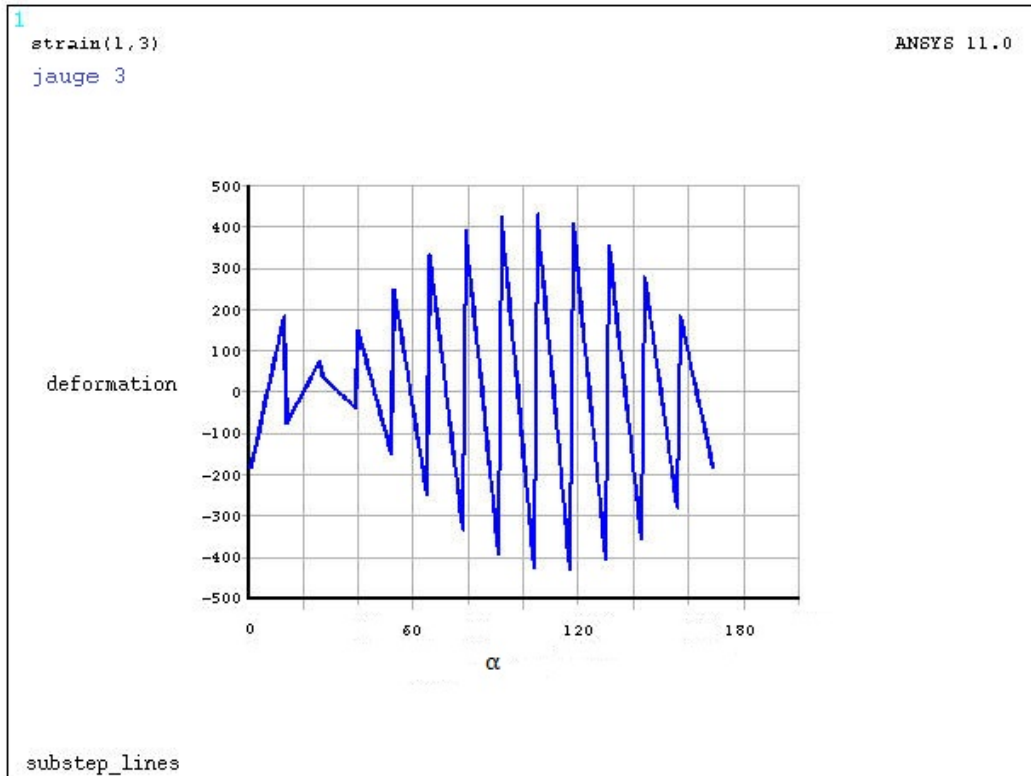


Fig. II-18 Déformation de la Jauge3 en fonction des déplacements rectilignes de l'aiguille

Les figures Fig. II-16, Fig. II-17 et Fig. II-18 présentent la variation des déformations sur les positions des Jauges 1, 2 et 3, suivant le déplacement de l'extrémité de l'aiguille le long des diamètres (Fig. II-14(a)). Chaque diamètre est caractérisé par 13 points uniformément décalés, comme présenté dans le paragraphe II.3.2.3. Ces déformations simulées en étapes discrètes sont stockées dans un tableau, donc l'ensemble de ces déformations est présenté sous forme d'une succession de droites, dont l'enveloppe est sinusoïdale.

Si l'on compare les enveloppes avec la Fig. II-15, on trouvera que leurs amplitudes correspondent parfaitement à celles des trois courbes de la Fig. II-15, puisque à l'extrémité de chaque diamètre, les déplacements se trouvent aussi sur le cercle dont $R = 6$ mm. Comme les treize diamètres concentriques sont décalés de 15° , les points de départ de chaque diamètre se trouvent sur un demi-cercle à 180° . Par conséquent, chaque enveloppe correspond à une moitié d'une courbe dans la Fig. II-15. Le déphasage entre les enveloppes est le même que le déphasage présent dans la Fig. II-15.

Pendant que l'extrémité de l'aiguille traverse un diamètre, vue sur la section de l'aiguille, l'angle entre le sens du déplacement et le sens de la jauge reste toujours inchangé. Comme la longueur de chaque déplacement est fixée à 1 mm (correspondant à l'espacement entre deux points de mesure d'un diamètre), les valeurs de δx et δy dans l'équation (2.9) varient proportionnellement. Tous les autres paramètres étant fixés, la déformation de la jauge varie linéairement en fonction du déplacement, au sein d'un diamètre parcouru. Cela explique les droites obliques dans les figures Fig. II-16, Fig. II-17 et Fig. II-18, dont la pente correspond au cosinus de l'angle mentionné ci-dessus.

II.4. Détermination des paramètres piézorésistifs nécessaires au dimensionnement des microjauges

Comme nous l'avons expliqué précédemment, des jauges piézorésistives de déformation seront réalisées sur les cylindres métalliques par microfabrication. Il est donc essentiel de comprendre le mécanisme de l'effet piézorésistif du semiconducteur polycristallin. On analyse spécifiquement ici le cas du polysilicium, sachant que le principe de piézorésistivité est identique pour le germanium et d'autres matériaux. Cette analyse théorique nous permet d'en extraire les paramètres piézorésistifs du matériau, qui sont utilisés dans la simulation FEM de la piézorésistivité des microjauges pour les dimensionner en modélisation et en microfabrication. De plus, les facteurs d'influence sur la piézorésistivité du matériau nous aideront à mieux définir le procédé de fabrication, en vue de favoriser la sensibilité piézorésistive de la microjauge.

II.4.1. Calcul quantitatif de la piézorésistivité

La piézorésistivité caractérise la variation de la résistivité du matériau en fonction d'une contrainte (ou une déformation) qu'il subit. La propriété piézorésistive est caractérisée par les coefficients de piézorésistivité, π , qui transforment la contrainte en variation de la résistivité du matériau ρ . Pour le silicium monocristallin, la loi d'Ohm est décrite par la proportionnalité entre le champ électrique E et la densité de courant J :

$$\begin{bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \rho_1 & \rho_6 & \rho_5 \\ \rho_6 & \rho_2 & \rho_4 \\ \rho_5 & \rho_4 & \rho_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} J_1 \\ J_2 \\ J_3 \end{bmatrix} \quad (2.27)$$

Pour le silicium, on a ici

$$\rho_1 = \rho_2 = \rho_3 = \rho \quad \text{et} \quad \rho_4 = \rho_5 = \rho_6 = 0$$

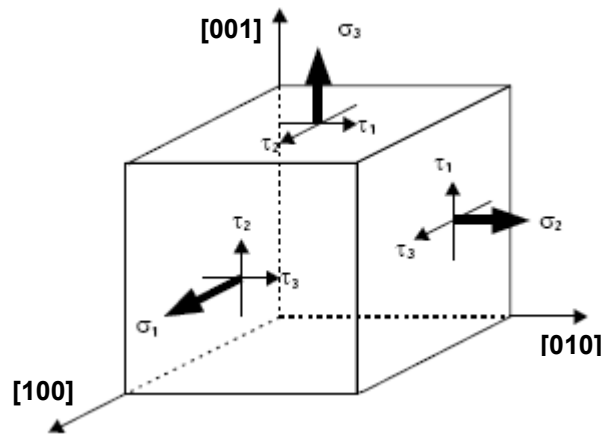


Fig. II-19 Décomposition des contraintes normales et contraintes de cisaillement

On suppose d'abord que les axes de coordonnées sont alignés aux directions [100] du cristal. Sous l'effet d'une contrainte décomposée en contraintes normales et en contraintes de cisaillement comme dans Fig. II-19, la variation normalisée de la résistivité est exprimée par :

$$\frac{1}{\rho} \begin{bmatrix} \Delta\rho_1 \\ \Delta\rho_2 \\ \Delta\rho_3 \\ \Delta\rho_4 \\ \Delta\rho_5 \\ \Delta\rho_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \pi_{11} & \pi_{12} & \pi_{12} & 0 & 0 & 0 \\ \pi_{12} & \pi_{11} & \pi_{12} & 0 & 0 & 0 \\ \pi_{12} & \pi_{12} & \pi_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \pi_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \pi_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \pi_{44} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_1 \\ \tau_2 \\ \tau_3 \end{bmatrix} \quad (2.28)$$

En tenant compte de la symétrie cristalline du silicium, il ne reste que trois coefficients de piézorésistivité π_{11} , π_{12} et π_{44} dans cette équation, qui définissent la variation relative de la résistivité en fonction de la contrainte.

Si les axes de coordonnées selon lesquels on décompose la contrainte sont arbitrairement orientés par rapport à l'orientation cristalline du silicium, les coefficients de piézorésistivité sont conséquemment rectifiés comme [68] :

$$\pi_l = \pi'_{11} = \pi_{11} - 2(\pi_{11} - \pi_{12} - \pi_{44})(l_1^2 m_1^2 + m_1^2 n_1^2 + n_1^2 l_1^2)$$

$$\pi_t = \pi'_{12} = \pi_{12} + (\pi_{11} - \pi_{12} - \pi_{44})(l_1^2 l_2^2 + m_1^2 m_2^2 + n_1^2 n_2^2)$$

$$\pi'_{44} = \pi_{44} + 2(\pi_{11} - \pi_{12} - \pi_{44})(l_1^2 l_2^2 + m_1^2 m_2^2 + n_1^2 n_2^2)$$

Ici l , m et n représentent les cosinus directeurs (projections des contraintes sur le repère cartésien). Si l'on néglige l'influence du cisaillement sur la résistivité du matériau (ce qui est conforme au cas de notre application), la piézorésistivité du silicium monocristallin (et d'autres semiconducteurs piézorésistifs) est déterminée par le coefficient longitudinal π_l et le coefficient transverse π_t . Concernant la jauge piézorésistive en silicium, la variation relative de sa résistance sous une contrainte est décrite par l'équation suivante :

$$\frac{\Delta R}{R} = \pi_l \sigma_l + \pi_t \sigma_t + \frac{\sigma_l}{E} (1 + 2\nu) \quad (2.29)$$

Ici σ_l et σ_t correspondent respectivement à la contrainte longitudinale et transverse subie par la jauge, E et ν sont le module de Young et le coefficient de Poisson du silicium. Le dernier terme de cette équation tient compte de la variation de la résistance engendrée par le changement géométrique de la jauge. Cette variation est très faible en amplitude et donc est parfois négligée devant l'effet piézorésistif. L'équation (2.29) peut être réécrite de la façon suivante :

$$\frac{\Delta R}{R} = GF_l \varepsilon_l + GF_t \varepsilon_t \quad (2.30)$$

GF_l et GF_t sont respectivement dénommés le facteur de jauge longitudinal et transverse. Ils sont calculés à partir des coefficients de piézorésistivité :

$$GF_l = \pi_l E \quad \text{et} \quad GF_t = \pi_t E$$

Le film en polysilicium est composé des grains ayant toutes les orientations cristallines. Par conséquent, le coefficient de piézorésistivité est obtenu par la moyenne pondérée des coefficients de toutes les orientations, en supposant qu'il n'existe pas d'orientation cristallographique préférentielle [69] :

$$\langle \pi_l \rangle = \pi_{11} - 0.400(\pi_{11} - \pi_{12} - \pi_{44}) \quad (2.31)$$

$$\langle \pi_t \rangle = \pi_{11} + 0.133(\pi_{11} - \pi_{12} - \pi_{44}) \quad (2.32)$$

Dans le cas où l'orientation préférentielle des grains existe à cause d'une condition spécifique au cours de la cristallisation (telle que la pression [70], le métal d'activation [71], etc.), ces équations ne sont plus valides. Les coefficients de pondération pourront être déterminés à l'aide des techniques de caractérisation de l'orientation cristallographique du polysilicium, comme le XRD (X-Ray Diffraction) et la spectroscopie Raman.

II.4.2. Explication théorique de la piézorésistivité du silicium

L'effet piézorésistif du silicium a été démontré par Smith en 1954 [72]. Depuis, des jauges de déformation en silicium sont largement utilisées pour remplacer les jauges métalliques traditionnelles, grâce à leurs avantages listés ci-après :

- Le facteur de jauge de la microjauge en silicium est plus élevé que celui de la jauge métallique ;
- Les procédés de fabrication de la microjauge en silicium sont compatibles avec le procédé de fabrication des composants microélectroniques en salle blanche ;
- La piézorésistivité de la microjauge en silicium peut être ajustée en faisant varier les paramètres du procédé de dépôt mais aussi les paramètres géométriques de la microjauge.
- La microjauge déposée directement sur l'objet déformé permettra un meilleur transfert de la déformation entre les couches sans nécessiter de collage manuel de la jauge, qui est un traitement bien délicat.

Globalement, la variation de la résistivité du silicium cristallin sous l'effet d'une contrainte est engendrée par la modification de la structure cristallographique du silicium [73]. La contrainte appliquée provoque un changement de la bande d'énergie du semiconducteur, par conséquent, la mobilité des porteurs et la résistivité du matériau varient selon différentes orientations cristallographiques. Concernant le silicium polycristallin, à part la variation de la bande interdite, plusieurs facteurs contribuent aussi à l'effet piézorésistif, y compris la température, la taille des grains, la résistance aux joints des grains, etc. De nos jours, il n'y pas de modèle qui tient compte parfaitement de l'effet piézorésistif du silicium. Plusieurs hypothèses sont proposées en essayant d'expliquer et de modéliser le phénomène de piézorésistivité, tout en intégrant les facteurs d'influence pour s'approcher des données empiriques. Parmi ces modèles, il y en a deux qui sont les plus souvent cités, et qui correspondent bien aux données expérimentales : le modèle many-valley [68][74] et le modèle d'émission thermoïonique/diffusion [75].

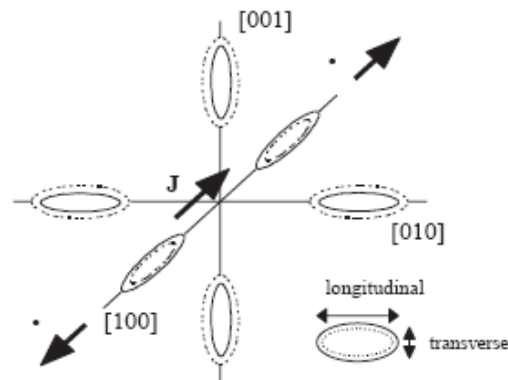


Fig. II-20 L'effet de la tension sur les surfaces d'énergie constante (ellipses) selon l'orientation cristalline du silicium ; les pointillés correspondent à l'état sous tension

Le modèle many-valley est proposé par Herring [74] en 1955. Son principe est illustré Fig. II-20. La résistivité du silicium est initialement isotrope. Lorsqu'une force parallèle à l'orientation [100] est imposée sur un matériau piézorésistif anisotrope, la structure de la bande d'énergie est modifiée. Sur l'axe [100], on observe une diminution de la surface des ellipses, tandis que l'on observe une tendance contraire sur les axes [001] et [010]. La surface d'ellipse signifie ici l'énergie de la bande de conduction, autrement dit, la densité d'électrons libres. Le rétrécissement des ellipses sur l'axe [100] avec l'élargissement des ellipses sur les axes [001] et [010] indique un transfert des électrons vers les 'vallées' de basse énergie, ainsi qu'une augmentation de la densité d'électrons dans les ellipses sur les axes [001] et [010].

Comme l'électron a une plus grande mobilité perpendiculaire à l'axe focal d'ellipse, ce transfert d'électrons engendre finalement une baisse de résistivité dans la direction [100], qui est proportionnelle à la force appliquée.

Ce modèle s'avère assez précis pour décrire la piézorésistivité du silicium de type N. Concernant le silicium de type P, ce modèle explique moins bien le coefficient de piézorésistivité π_{44} , qui est exceptionnellement grand par rapport aux π_{11} et π_{12} .

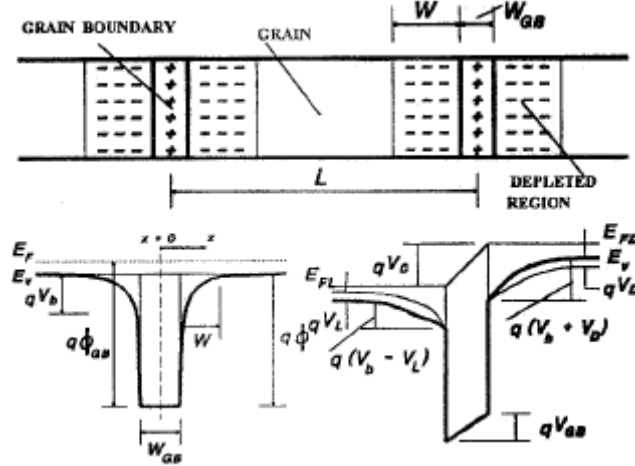


Fig. II-21 Effet émission thermoïonique/diffusion aux frontières des grains

Au niveau du polysilicium, French et Evans [75] proposent le modèle d'émission thermoïonique/diffusion (Fig. II-21), dans lequel ils mettent en évidence la résistance aux frontières des grains. Le transport des porteurs aux frontières des grains est dominé par la combinaison des deux phénomènes : l'émission thermoïonique et la diffusion. On peut donc considérer que la résistivité du polysilicium est déterminée en combinant les résistivités des deux parties : le bulk du grain et la frontière des grains. Sous l'effet d'une contrainte, la largeur de la zone frontière est modifiée ainsi que le rapport fractionnaire entre le bulk et la frontière, et la résistivité du matériau fluctue en fonction de la contrainte. Ce modèle s'applique bien au cas où le niveau de dopage est relativement faible ($\leq 10^{17} \text{ cm}^{-3}$). Dans le cas du semiconducteur fortement dopé, lorsque l'émission thermoïonique devient négligeable, ce modèle devient moins fiable.

Dans notre application, nous avons choisi le polysilicium comme matériau pour la microjauge de déformation, pour les raisons suivantes :

- Contrairement au silicium monocristallin, le polysilicium a une piézorésistivité isotrope, ce qui pose moins de contrainte sur le procédé de microfabrication.
- Il existent plusieurs moyens technologiques pour le dépôt d'une couche fine de polysilicium : PECVD, LPCVD, la pulvérisation, etc.
- La dimension des grains et l'uniformité de la couche sont contrôlables au cours du dépôt.

II.4.3. Facteurs d'influence de la piézorésistivité

La piézorésistivité du polysilicium, qui se mesure en coefficient de piézorésistivité ou en facteur de jauge, est liée à plusieurs paramètres géométriques ou électriques de la jauge. On peut donc ajuster la propriété piézorésistive de la microjauge en silicium en contrôlant ces paramètres au cours du dépôt. Certains de ces facteurs jouent un rôle décisif sur la sensibilité d'une microjauge piézorésistive.

II.4.3.1. Dopage

Parmi tous les facteurs mentionnés ici, le niveau de dopage a une influence la plus importante sur la piézorésistivité du silicium. Phosphore et bore sont normalement utilisés

pour doper le silicium respectivement en type N et P. Empiriquement, la piézorésistance du type P démontre un GF plus élevé que celui du type N. Par ailleurs, il est aussi prouvé expérimentalement que la piézorésistivité du silicium type P est moins dépendante de la température. En conséquence, nous allons choisir le bore comme matériau dopant pour la fabrication de la microjauge en polysilicium.

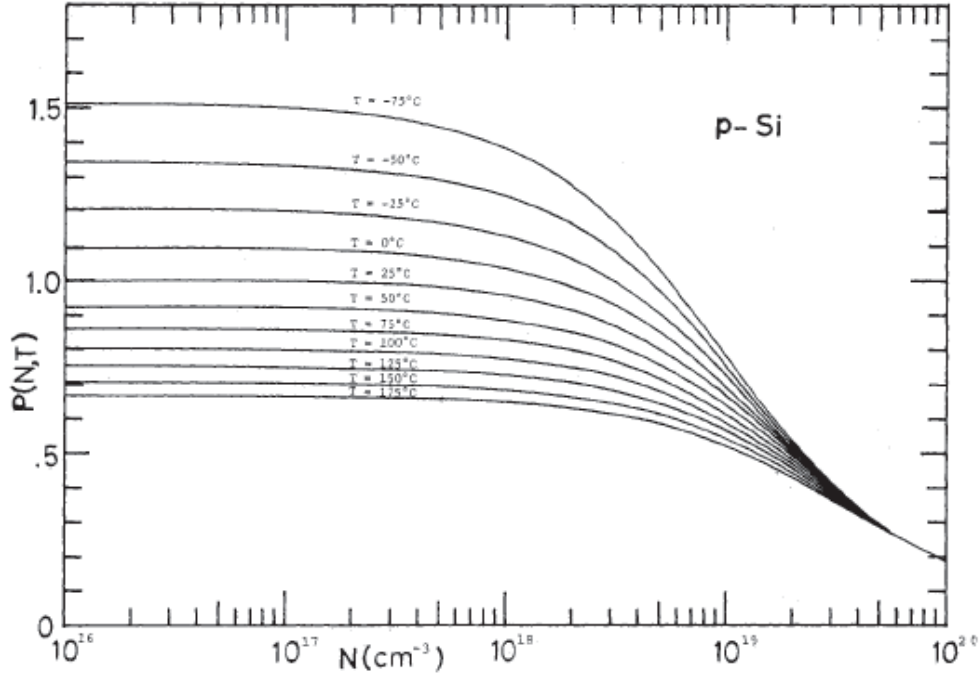


Fig. II-22 Variation du coefficient de piézorésistivité du polysilicium de type P en fonction du niveau de dopage et de la température [76]

Le niveau du dopage détermine la densité des porteurs et la résistivité du matériau. Kanda [76] montre que le coefficient normalisé de piézorésistivité a une tendance décroissante en augmentant le dopage, comme illustré Fig. II-22. Le facteur de jauge diminue conséquemment de la même manière. Harley [77] donne une correction de ces courbes dans la condition où le niveau de dopage est supérieur à 10^{19} cm^{-3} . Dans ce cas, une décroissance exponentielle du GF en fonction du dopage coïncide mieux avec les résultats expérimentaux dans la Fig. II-23.

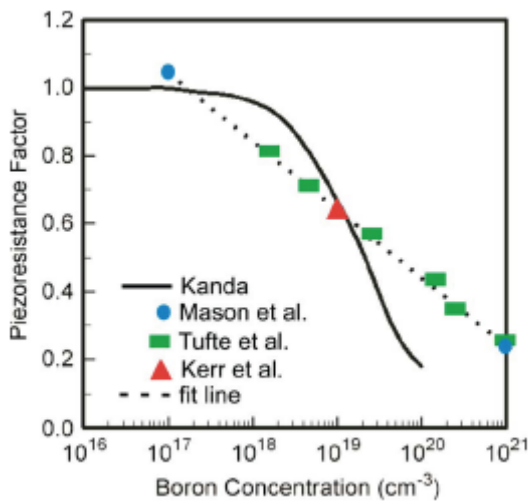


Fig. II-23 Facteur de jauge normalisé en fonction de la concentration du dopant [77]

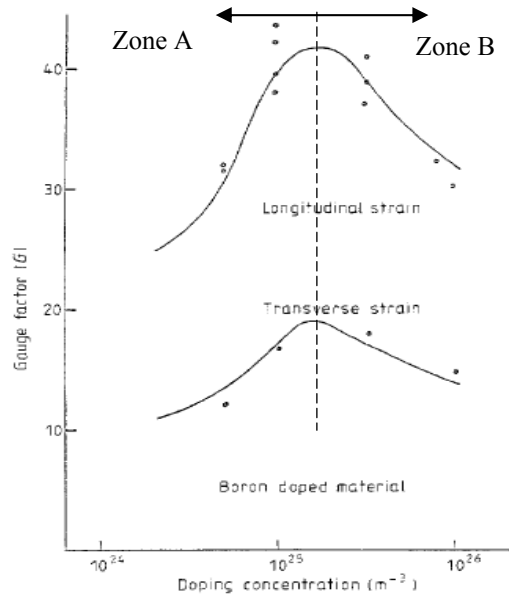


Fig. II-24 Facteur de jauge du polysilicium en fonction du dopage

Concernant spécifiquement la jauge en polysilicium, la variation du GF a une forme différente en fonction du dopage, comme constaté par French [78]. Dans la Fig. II-24, lorsque la concentration du dopant (bore) augmente, le facteur de jauge est d'abord croissant et puis décroissant. La courbe à droite du sommet (zone B) est cohérente avec les aspects théoriques expliqués dans le paragraphe ci-dessus. La moitié à gauche du sommet (zone A) peut être expliquée par le modèle d'émission thermoionique /diffusion décrit dans le paragraphe II.4.2. La baisse de concentration du dopant correspond à l'incrément de la zone de 'frontière' entre grains, où le coefficient de piézorésistivité diminue. D'après cette figure, il faut choisir le niveau de dopage optimal pour avoir le GF maximal. Ce dopage optimal se trouve entre 10^{19} cm^{-3} et $2 \times 10^{19} \text{ cm}^{-3}$ (soit 10^{25} m^{-3} et $2 \times 10^{25} \text{ m}^{-3}$), comme indique la Fig. II-24.

II.4.3.2. Epaisseur de la couche piézorésistive

Si l'épaisseur de la couche de polysilicium est de l'ordre de 100 nm, c'est l'effet quantique qui détermine la piézorésistivité, parce que le grain du silicium cristallin a une dimension du même ordre. Lu et al. expliquent dans [79] que si l'épaisseur de la couche de polysilicium est inférieure à 150 nm, c'est l'effet tunnel qui domine au lieu de l'émission thermoionique, donc le facteur de jauge est bien plus élevé (Fig. II-26). Pour l'épaisseur au-delà de 200 nm, l'influence de l'effet tunnel devient négligeable, et empiriquement, le GF sera plus grand si l'épaisseur de la couche piézorésistive est fine. D'une approche plus analytique, Witt et al. [80] recherchent la relation entre la sensibilité et la résistivité de la couche mince. La jauge est composée du cermet or-verre déposé par pulvérisation. La sensibilité de la jauge est d'autant plus élevée que sa résistance par carré augmente (Fig. II-25).

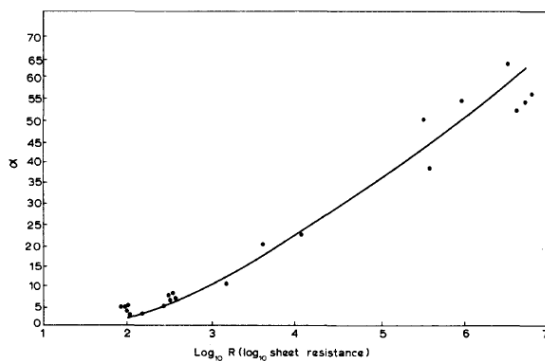


Fig. II-25 La sensibilité (GF) de la jauge en fonction de la résistance par carré [80]

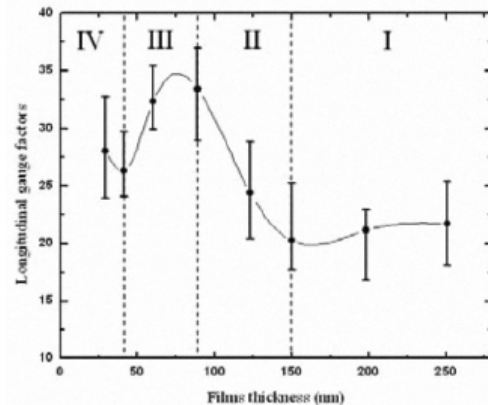


Fig. II-26 Facteur de jauge longitudinal en fonction de l'épaisseur de la couche polysilicium [79]

II.4.3.3. Température

Comme indiqué Fig. II-22, le coefficient de piézorésistivité diminue avec l'augmentation de la température ambiante. Ce phénomène est aussi constaté par Gridchin [33] et Saejok [81]. Le coefficient thermique de la résistance (TCR), qui décrit le taux de variation de la résistance suite à une variation de la température, est considérablement réduit si le niveau de dopage est élevé. Autrement dit, la résistance en polysilicium fortement dopé est moins sensible à la variation de la température. Par conséquent, il faut trouver un bon compromis entre le GF élevé et la stabilité thermique de la jauge. En pratique, on dope souvent au-dessus de 10^{19} cm^{-3} pour avoir à la fois une bonne stabilité thermique et une bonne répétabilité de la jauge. Outre le facteur de jauge, la piézorésistivité de la jauge varie aussi thermiquement, mais cette variation est relativement faible comme illustré Fig. II-27. Cette variation est caractérisée par le paramètre TCGF, qui signifie le coefficient thermique du facteur de jauge.

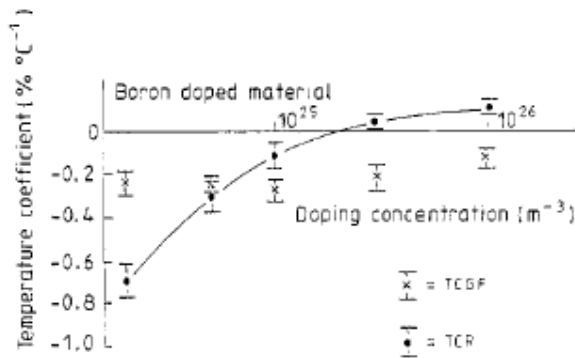


Fig. II-27 Coefficient thermique de la piézorésistivité en fonction de la concentration du dopant [78]

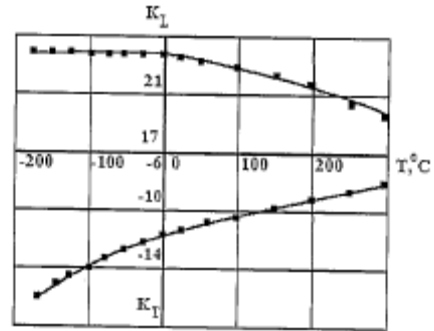


Fig. II-28 Facteur de jauge en fonction de la température [33]

II.4.3.4. Rapports géométriques

Théoriquement, à part l'épaisseur de la jauge, d'autres aspects géométriques ont un moindre impact sur la piézorésistivité de la jauge, car il n'y a aucune théorie qui révèle cette pertinence. Mais en pratique, certains de ces paramètres ont quand même une influence non négligeable sur le GF, comme la largeur et le nombre d'arches du serpentín par exemple.

Grishenko et al. [82] ont analysé l'influence de la dimension d'un brin de polysilicium type P sur sa sensibilité piézorésistive. Les résultats expérimentaux montrent que la longueur de la jauge n'a quasiment pas d'influence sur la sensibilité de la jauge, tandis que la sensibilité transverse de la jauge s'accroît avec l'augmentation de sa largeur. Cette tendance n'est pas cohérente avec leur calcul théorique, dans lequel la longueur et la largeur ont toutes les deux une influence négligeable.

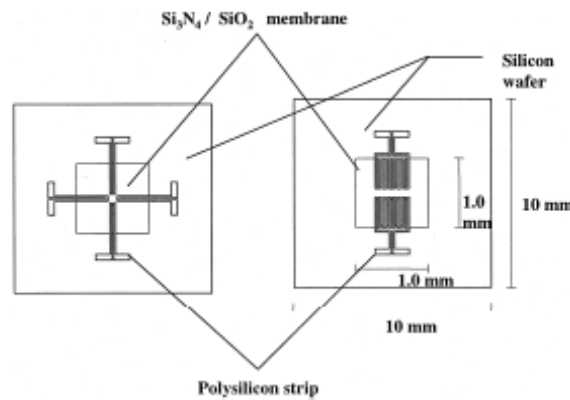


Fig. II-29 Schéma de la jauge mono-arche (à gauche) et multi-arche (à droite) [83]

Cao et al. [83] étudient le développement des jauges en polysilicium déposées sur une membrane fine $\text{Si}_3\text{N}_4/\text{SiO}_2$ avec deux géométries : mono-arche (single strip) et multi-arche (multi-strip) (Fig. II-29). La largeur d'une simple arche est environ $100 \mu\text{m}$, donc celle d'une jauge multi-arche est relativement importante par rapport à la dimension d'un cylindre. Le résultat comparatif en expérimentation montre une hausse de 50 % du GF de la jauge multi-arche par rapport à la jauge mono-arche. Il n'y a pas non plus d'explication convaincante sur ce phénomène.

II.4.3.5. Couche de passivation

Une couche de passivation est parfois déposée au-dessus de la jauge pour la protéger de l'oxydation et du dommage extérieur. Cette couche de passivation pourrait aussi diminuer le GF de la jauge. L'estimation quantitative de cette diminution peut être effectuée de manière comparative en caractérisant les jauges réalisées avec et sans couche de passivation.

L'intérêt de cette analyse sur les facteurs d'influence de la piézorésistivité est lié aux deux aspects : d'un côté, cette analyse nous permet d'évaluer l'influence de ces paramètres sur la piézorésistivité du polysilicium (pareil pour le germanium) pour nous guider à déterminer le procédé de fabrication. D'un autre côté, les données empiriques extraites de la bibliographie peuvent être injectées en tant que coefficients dans notre modèle FEM. Cet aspect sera détaillé dans le paragraphe suivant.

II.5. Dimensionnement des microjauges par simulation FEM

La géométrie de la microjauge est déterminée en faisant un compromis entre deux contraintes technologiques : la dimension du substrat et l'effet transverse. Le diamètre extérieur des cylindres, sur lesquels les microjauges seront intégrées par microfabrication, est de l'ordre de 0,6 mm. Par conséquent, la largeur de la microjauge doit être limitée pour réduire l'effet transverse, qui est entraîné par la variation graduelle de la déformation axiale le long de la circonférence. Pour avoir un rapport signal/bruit élevé, la microjauge devrait avoir une résistance de quelques kΩ. Basé sur ces conditions, nous avons défini la structure a priori de la microjauge : une piézorésistance dimensionnée 500 μm × 100 μm, sous forme d'un 'U'. La largeur de chaque bras est de 30 μm, et l'espace entre les bras est de 40 μm. L'épaisseur de la microjauge est de 400 nm. La Fig. II-31 illustre la géométrie et le maillage de cette structure fondamentale. A partir de cette géométrie de base, une analyse paramétrique est effectuée en faisant varier un paramètre à chaque analyse et en gardant tous les autres paramètres inchangés. Les paramètres concernés comprennent la longueur de la microjauge, la largeur des bras, l'espace entre les bras et le nombre d'arches. Par contre, l'influence de l'épaisseur de la jauge et l'influence du dopage ne peuvent pas être simulées, car ces influences sont dominées par des effets liés à la structure cristallographique du polysilicium, qui ne sont pas pris en compte par les éléments sous ANSYS[®]. La résistivité du polysilicium et ses coefficients piézorésistifs sont déterminés selon la bibliographie.

Il n'existe que peu de types d'élément sous ANSYS[®] doté du couplage piézorésistif. L'élément SOLID226 (Fig. II-30) est finalement choisi pour constituer les microjauges de déformation, car c'est le seul élément 20-nœuds qui permet de réaliser à la fois la géométrie cubique de l'élément et le couplage entre la contrainte et la résistivité du matériau. Cet élément peut aussi être utilisé pour simuler l'effet piézoélectrique et thermo-mécanique. En activant l'option 101, l'élément SOLID226 est défini comme élément piézorésistif. Les paramètres utilisés et les grandeurs physiques concernées par cet élément sont présentés dans le Tableau II-2.

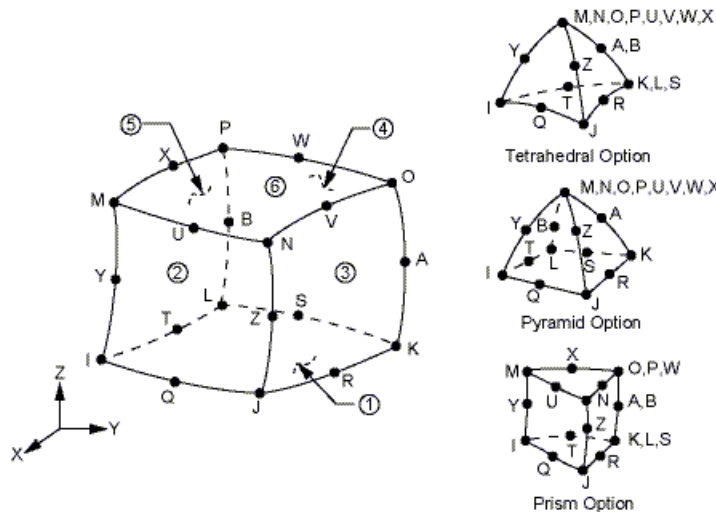


Fig. II-30 Présentation géométrique de l'élément SOLID226

Tableau II-2 Paramètres de l'élément SOLID226

Elément	SOLID 226
Type d'analyse	Piézorésistive, statique
DOF (degré de liberté)	UX, UY, UZ : déplacement VOLT : tension
Force Label	FX, FY, FZ : forces AMPS : densité du courant
Paramètres	EX, EY, EZ : module de Young NUXY, NUYZ, NUXZ : coefficient de Poisson RSVX, RSVY, RSVZ : résistivité PZRS : coefficient de piézorésistivité

Certains paramètres dans le tableau ci-dessus doivent être préalablement définis pour lancer la simulation FEM, y compris le module de Young, le coefficient de Poisson, la résistivité initiale du matériau (polysilicium dans notre cas) et le coefficient de piézorésistivité. Les deux premiers paramètres sont peu dépendants de l'état de dopage du polysilicium : le module de Young est fixé à 170GPa et le coefficient de Poisson est de 0,28, selon la bibliographie [84]. En revanche, la résistivité et le coefficient de piézorésistivité sont fortement liés au niveau et type de dopage. Leurs valeurs sont définies en faisant référence à la bibliographie, comme ce qui est présenté dans le paragraphe II.4.3. Dans ce travail, nous présumons que le dopage du polysilicium est de type P, avec une concentration de 10^{19}cm^{-3} , qui correspond au maximum de la piézorésistivité, comme indiqué Fig. II-23 et Fig. II-24. La résistivité $RSVX = 8,0 \times 10^{-5} \Omega.m$, et les coefficients de piézorésistivité sont respectivement $\pi_{11} = 5,31 \times 10^{-10} \text{Pa}^{-1}$ et $\pi_{12} = -1.81 \times 10^{-10} \text{Pa}^{-1}$, tout les deux sont calculés par l'équation (2.31) et (2.32), compte tenu des coefficients disponibles dans la bibliographie [76]. Il est constaté dans nos tests paramétriques que le coefficient π_{44} n'a pas d'influence sur la piézorésistivité de la microjauge en cas de traction/compression pure.

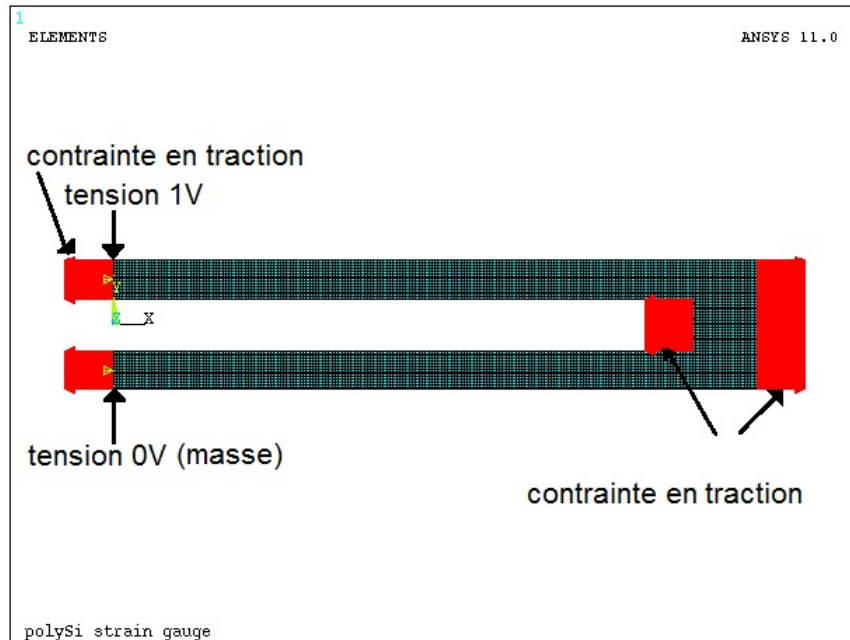


Fig. II-31 Maillage d'une structure de la microjauge avec la condition de charges

Le principe de l'analyse paramétrique est décrit comme suivant : les modèles des jauges avec différentes géométries sont respectivement construits. Des contraintes longitudinales

sont imposées à ces microjauges par ordre croissant de 0 à 100 MPa par pas de 20 MPa, et une même source de tension de 1V est appliquée à leurs bornes (voir Fig. II-31). En traçant la densité du courant à travers la jauge, comme illustré dans la Fig. II-32, on peut en déduire la variation de sa résistance en fonction de la contrainte imposée, et en déduire ainsi la proportionnalité entre la déformation et la résistance, disons le facteur de jauge. Il est montré empiriquement que le facteur de jauge théorique est toujours largement supérieur à sa valeur réelle mesurée en expérimentation. Plusieurs hypothèses pourront probablement expliquer cet écart, tel que l'influence du cisaillement et l'anisotropie de la piézorésistivité du matériau, mais nous n'avons pas trouvé une explication convaincante de cet écart.

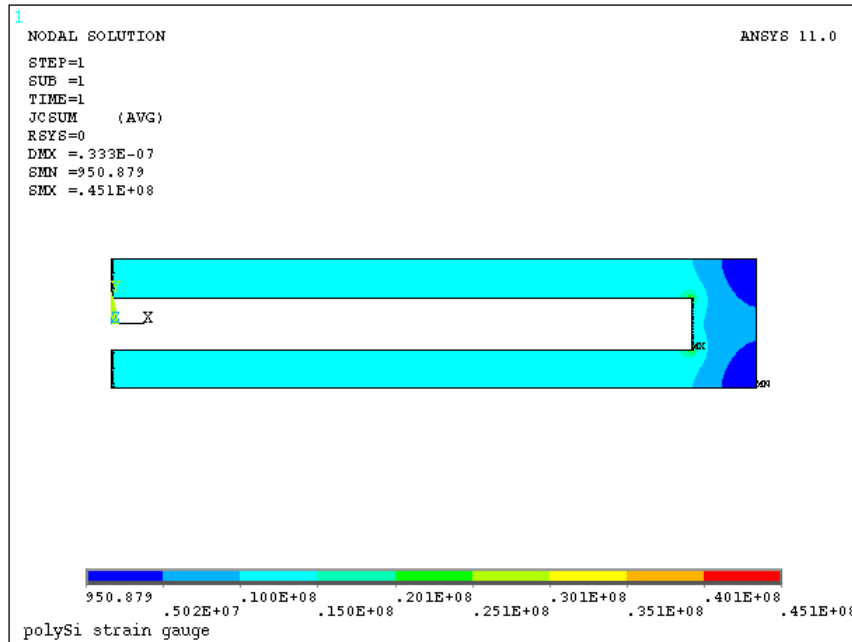


Fig. II-32 Répartition de la densité du courant dans le cas d'une charge spécifique (20MPa)

II.5.1. Longueur de la microjauge

Le premier paramètre analysé est la longueur totale de la microjauge. Les microjauges avec une longueur de 400 μm , 500 μm , 600 μm et 800 μm sont respectivement analysées en statique. Tous les autres paramètres sont maintenus constants (Fig. II-33).

Basé sur la variation de la résistance de la microjauge, présentée dans la Fig. II-34, les facteurs de jauge pour ces quatre structures sont calculés dans le Tableau II-3:

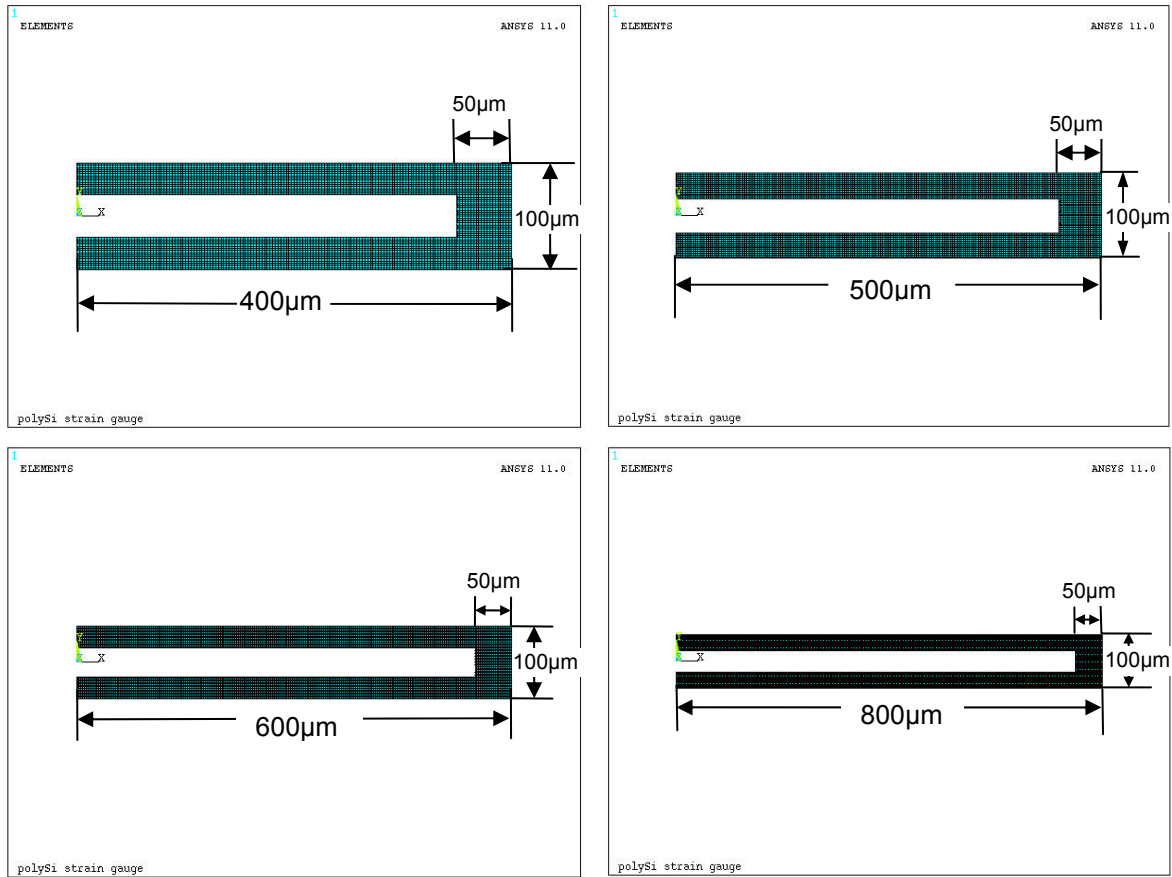


Fig. II-33 Modèles FEM des jauges avec différentes longueurs

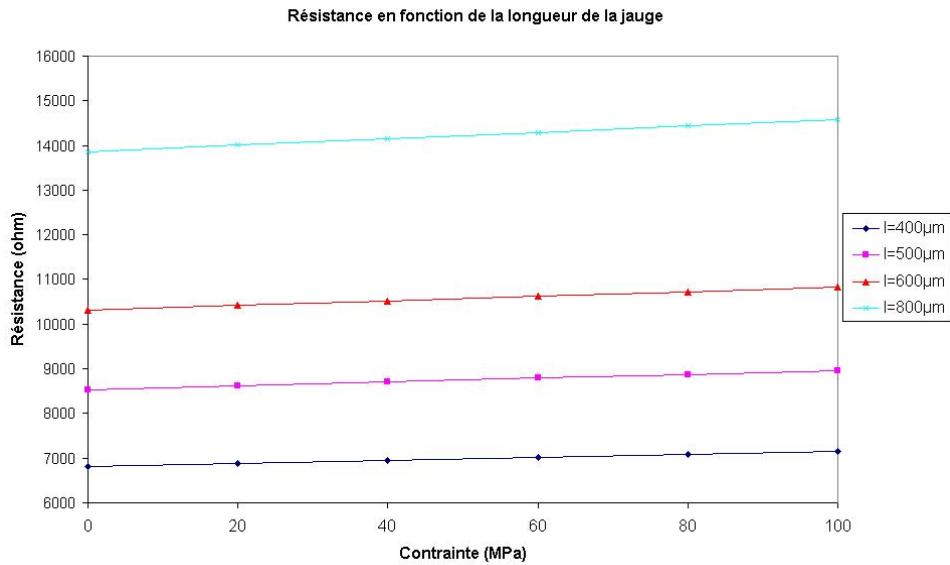


Fig. II-34 Variation de la résistance en fonction de la contrainte appliquée (longueurs variées)

Longueur de la microjauge	Facteur de jauge (GF)
400 µm	83,97
500 µm	85,32
600 µm	86,15
800 µm	87,16

Tableau II-3 Facteur de jauge en fonction de la longueur de la microjauge

A partir du Tableau II-3, on peut remarquer une légère augmentation du facteur de jauge avec la croissance de la longueur. Comme cette augmentation du GF est très faible et ne représente que 3,74 % de son amplitude initiale, on peut en conclure que cette augmentation est principalement engendrée par l'effet géométrique. Précisément, étant donné que la résistance de l'espace entre les bras est constante, cette augmentation du GF est due à l'incrément du rapport résistance longitudinale/ résistance transverse. La longueur de la microjauge n'a pas d'influence décisive sur sa propriété piézorésistive. Par contre, la résistance équivalente de la microjauge est de 6,812 k Ω (400 μm) jusqu'à 13,865 k Ω (800 μm), donc l'amplitude du signal différentiel à la sortie du pont de Wheatstone sera considérablement modifiée.

II.5.2. Largeur des bras

La largeur initiale d'un bras de la microjauge est 30 μm . Ici une analyse est effectuée pour des valeurs de 20, 30 et 40 μm tout en gardant les autres paramètres constants (Fig. II-35). La variation des résistances en fonction de la contrainte appliquée est présentée dans la Fig. II-36.

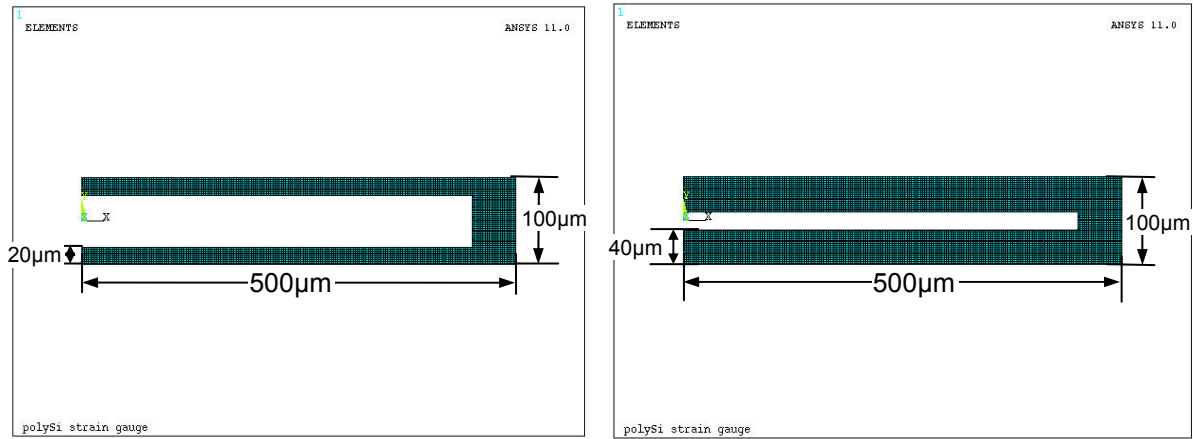


Fig. II-35 Modèle FEM des jauges avec la largeur des bras à 20 μm et 40 μm

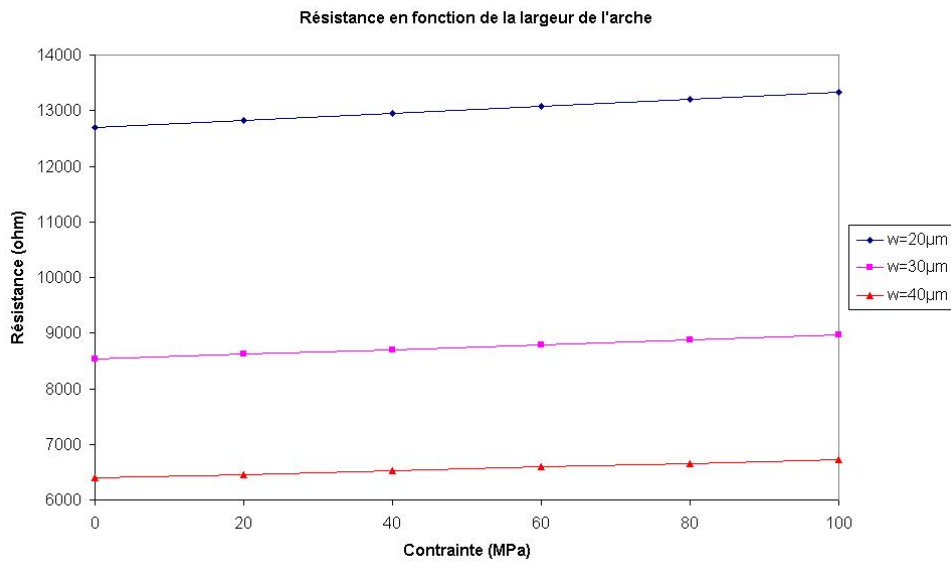


Fig. II-36 Variation de la résistance en fonction de la contrainte appliquée (largeurs des bras variées)

La variation du GF est présentée dans le Tableau II-4 :

Largeur des bras	Facteur de jauge (GF)
20 μm	85,32
30 μm	85,32
40 μm	86,14

Tableau II-4 Facteur de jauge en fonction de la largeur des bras

Le Tableau II-4 nous indique que la largeur des bras a une influence négligeable sur le facteur de jauge. Pourtant, la résistance équivalente de la microjauge, devient respectivement 12,694 k Ω (20 μm) et 6,395 k Ω (40 μm). Concernant les limites technologiques au niveau de la résolution en photolithographie (à déterminer ultérieurement par les essais en salle blanche), les bras doivent être suffisamment écartés l'un de l'autre.

II.5.3. Largeur de l'espace entre les bras

La largeur de l'espace entre les bras (autrement dit la connexion transversale) est fixée à 50 μm au départ. Comme illustre la Fig. II-37, une analyse est effectuée pour des valeurs de 25, 50, 75 et 100 μm . La longueur de la partie longitudinale reste toujours de 450 μm . La variation des résistances en fonction de la contrainte appliquée est présentée dans la Fig. II-38.

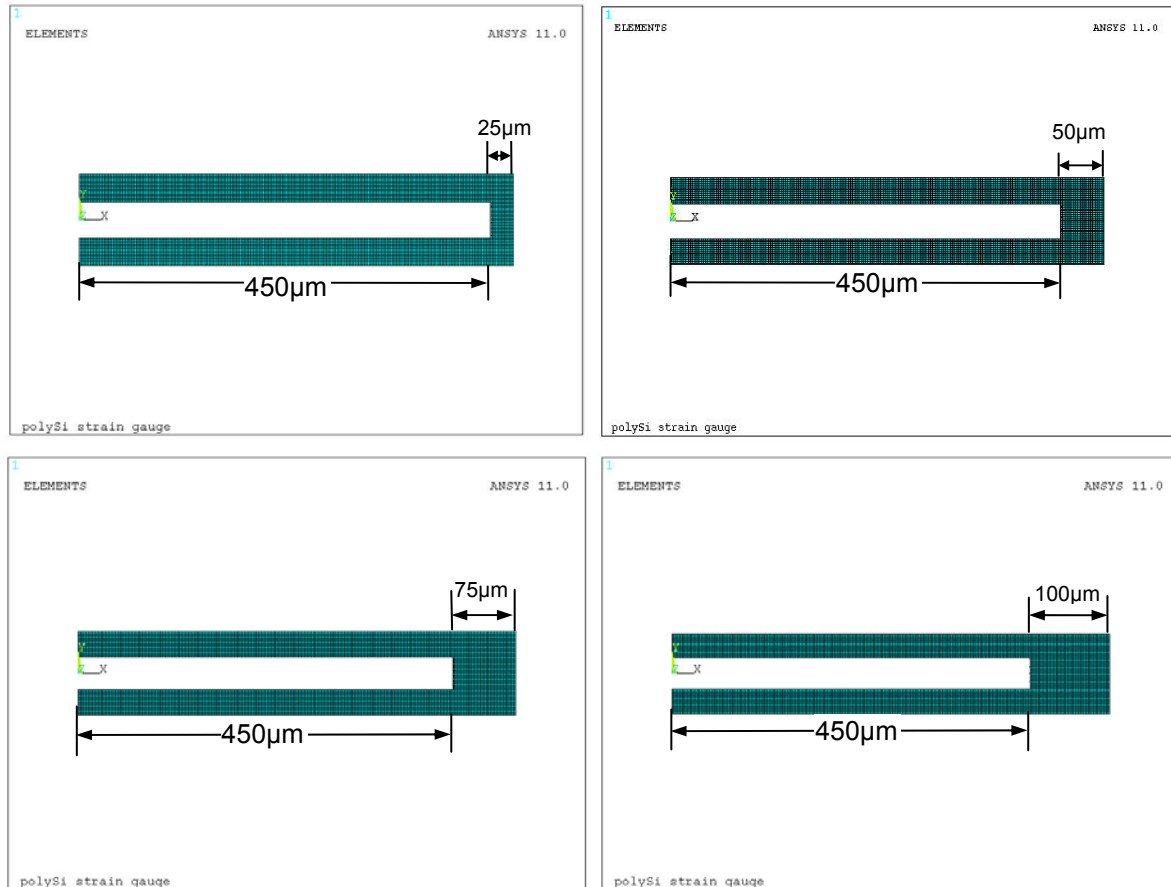


Fig. II-37 Modèle FEM des jauges avec différentes largeurs de la partie tournante

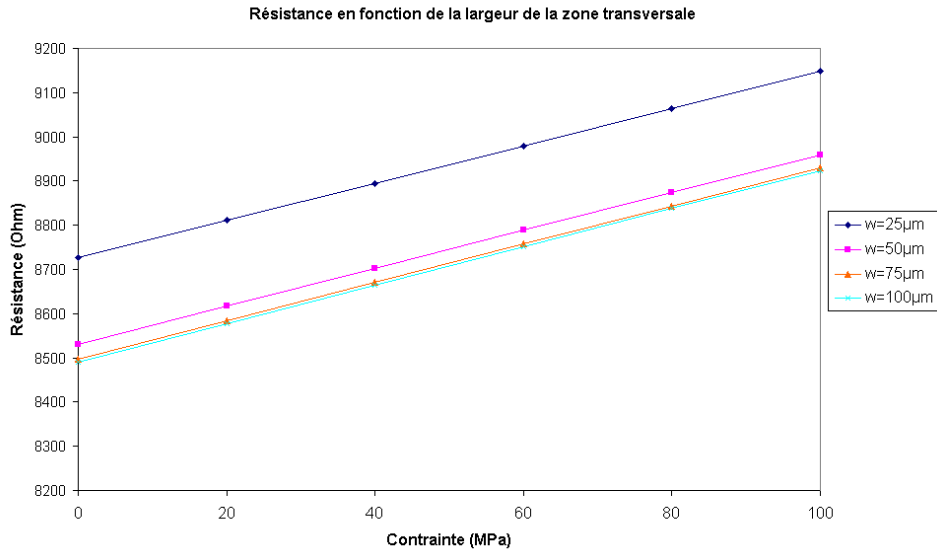


Fig. II-38 Variation de la résistance en fonction de la contrainte appliquée (largeurs de la zone transversale variées)

Les facteurs de jauge de ces structures sont présentés dans le Tableau II-5 :

Largeur transversale	Facteur de jauge (GF)
25 µm	81,78
50 µm	85,32
75 µm	86,23
100 µm	86,45

Tableau II-5 Facteur de jauge en fonction de la largeur de l'espace entre les bras

En comparant ces facteurs de jauge, on peut constater que le premier GF est bien inférieur aux autres. Ce phénomène est lié au passage du courant dans la zone transversale. Comme indiqué Fig. II-39, il n'y a aucun courant qui circule à travers la zone A (pour une largeur d'environ 60µm) de la microjauge. Par conséquent, l'augmentation de la largeur de cette partie n'a aucun effet au-delà de 50 µm. Par contre, si l'on réduit excessivement la largeur de cette zone, la densité de courant dans cette zone sera augmentée, et l'effet transverse de la piézorésistivité sera amplifié pour compromettre la piézorésistivité de la microjauge. En conclusion, pour diminuer l'effet transverse causé par l'espace entre les bras, cette zone devrait être suffisamment large. Dans notre procédé de fabrication, ce paramètre sera fixé à 50 µm, qui sera vérifié par des tests.

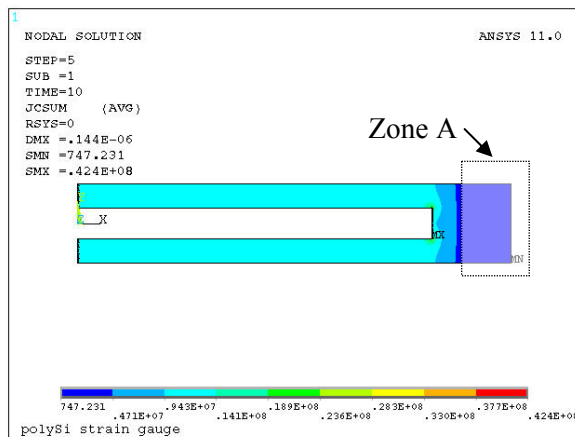


Fig. II-39 Densité du courant effective à travers la jauge

II.5.4. Nombre d'arches

La dernière analyse paramétrique est effectuée sur le nombre d'arches de la microjauge en serpentín. Des jauges avec respectivement un, deux, trois et quatre bras sont modélisées et alimentées par la même source de tension de 1V. Pour toutes les quatre configurations, la taille du bras est maintenue à $450\ \mu\text{m}$ par $30\ \mu\text{m}$, et l'espace entre les bras est fixée à $20\ \mu\text{m}$, pour les structures illustrées dans la Fig. II-40.

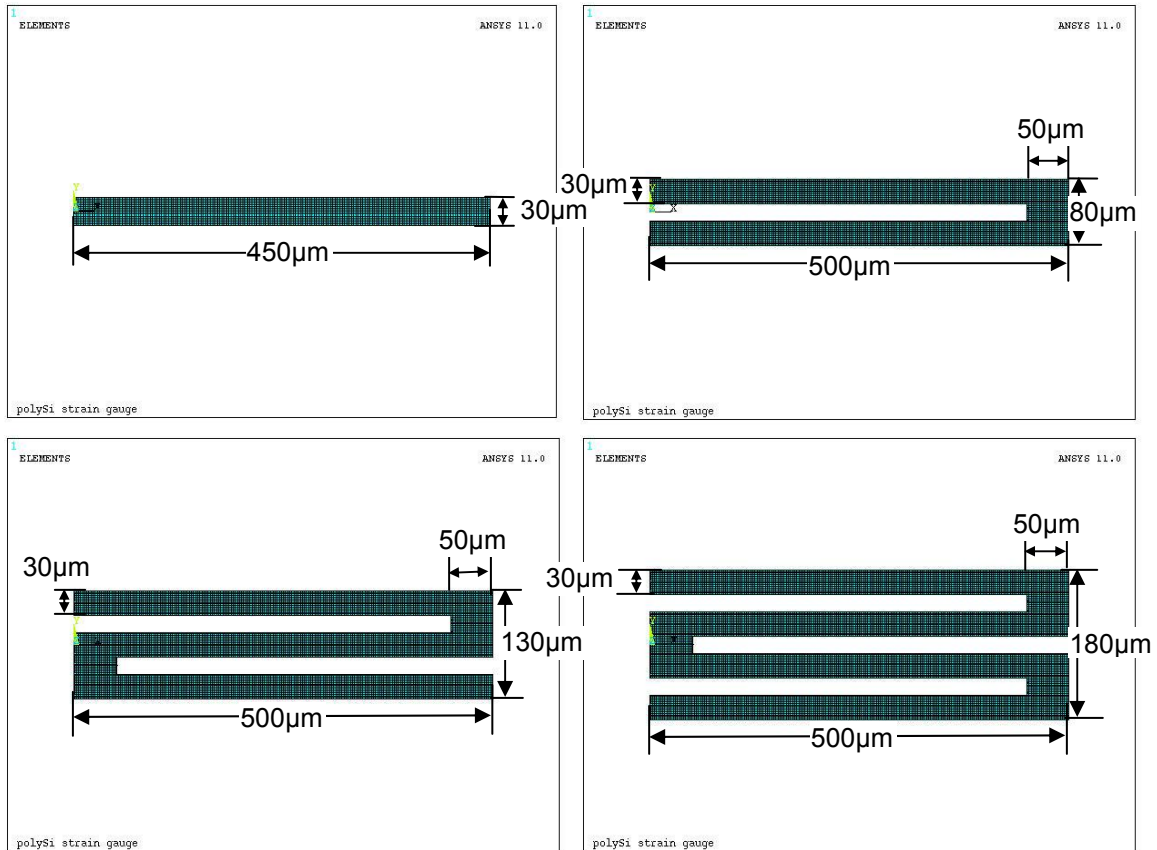


Fig. II-40 Modèle FEM des jauges avec des géométries différentes

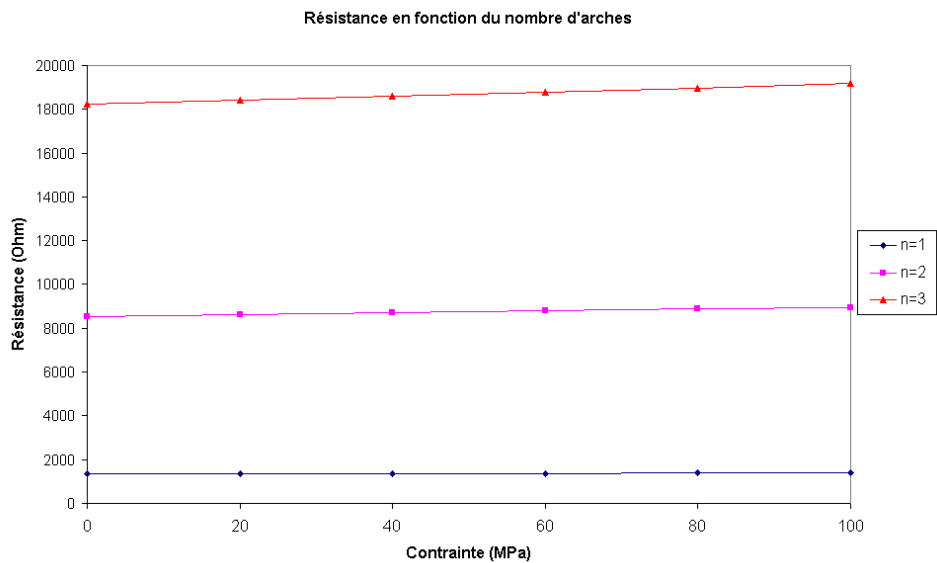


Fig. II-41 Variation de la résistance en fonction de la conainte appliquée (nombres d'arches variés)

Le facteur de jauge calculé selon la Fig. II-41 varie de manière suivante :

Nombre des bras	Facteur de jauge (GF)
1	89,89
2	86,71
3	85,96
4	85,29

Tableau II-6 Facteur de jauge en fonction du nombre des bras

Dans le Tableau II-6, on peut constater une légère diminution du GF lorsque le nombre de bras de la microjauge s'accroît de 1 à 4, et c'est la jauge rectangulaire qui a la meilleure sensibilité longitudinale par rapport aux autres. Cette tendance peut être expliquée dans l'aspect géométrique de la jauge. Dans les jauges sous forme de 'U', les parties entre les bras introduisent plutôt l'effet transverse de la piézorésistivité globale de la jauge, tandis que dans une microjauge rectangulaire, toute sa longueur est considérée être dominée par l'effet longitudinal. En conséquence, son facteur de jauge est plus important. Plus le nombre d'arches augmente, plus l'effet transverse des zones tournantes s'accumule et baisse très légèrement le GF de la microjauge.

Le résultat de simulation ci-dessus défavorise la forme en serpentín au niveau de la sensibilité piézorésistive. Mais en expérimentation, il est constamment remarqué que la jauge en serpentín est efficace pour filtrer l'influence de l'effet transverse et pour incrémenter la sensibilité longitudinale de la jauge [83]. En conséquence, nous choisissons à priori la forme 'U' comme la géométrie fondamentale de la jauge pour la microfabrication. Compte tenu de l'imprécision de la photolithographie, nous réaliserons dans un premier temps la microjauge en une simple arche. Si nous avons ultérieurement une précision suffisante pour réaliser la jauge multi-arches sur le substrat, nous procéderons à la comparaison de la piézorésistivité des jauges mono-arche et multi-arches. Pour notre structure de base, la longueur et la largeur de la jauge sont respectivement 500 μm et 100 μm , la largeur des bras est 30 μm , et la largeur de la partie entre les bras est 50 μm . A long terme, nous envisageons aussi de faire varier indépendamment chaque paramètre (longueur, largeur, géométrie...) en réalisant différents dispositifs sur un même support, afin de caractériser l'impact de ces paramètres sur les performances de la jauge.

II.6. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons analysé le comportement mécanique d'un cylindre encastré-libre en flexion simple sous l'effet d'un déplacement de son extrémité. L'analyse mécanique du cylindre est basée sur la théorie des poutres. Cette analyse fournit aussi le fondement théorique pour déduire la déformée de l'aiguille à partir des déformations mesurées. La simulation FEM nous donne une alternative pour calculer la variation de la déformation aux endroits spécifiques de l'aiguille, en fonction du déplacement de son extrémité. Les résultats des calculs issus de l'analyse théorique et de la simulation FEM sont parfaitement cohérents. En faisant suivre à l'extrémité de l'aiguille des trajectoires circulaires et rectilignes, nous pouvons constater la variation de la déformation de l'aiguille en fonction du déphasage et du déplacement de l'extrémité. Ces résultats seront ensuite comparés avec les résultats d'expérimentation d'un premier prototype pour vérifier la faisabilité de mesurer la déformation de l'aiguille par des jauges collées en surface.

La simulation FEM sert aussi à déterminer la géométrie optimale de la microjauge afin d'obtenir la meilleure sensibilité piézorésistive. Une analyse paramétrique est effectuée en vue d'analyser l'influence des paramètres dimensionnels de la microjauge sur sa piézorésistivité. Une microjauge en forme de 'U' est conçue en polysilicium dopé de type P. Ses propriétés mécaniques et les coefficients de piézorésistivité sont déduits d'une étude bibliographique. Les résultats de simulation nous guident pour définir la dimension de la microjauge pour la fabrication. Néanmoins, le facteur de jauge obtenu par simulation est plus élevé que les valeurs expérimentales, ce qui peut être expliqué par l'effet quantique dans le film extrêmement mince qui n'est pas pris en compte par ANSYS.

Références bibliographiques du Chapitre II

- [66] J. M. Gere, *Mechanics of materials*, 5th edition, Thomson Learnings, 2000
- [67] *Mechanics of materials*, 3rd edition, E.J.Hearn, Butterworth-Heinemann pub.
- [68] Y. Kanda. Piezoresistance effect of silicon. *Sensors and Actuators A: Physical*, 28(2):83 – 91, 1991.
- [69] T. Waterfall, “Design of piezoresistive MEMS force and displacement sensors,” Mémoire M.S., Brigham Young Univ., 2006.
- [70] K. K. Pandey, N. Garg *et al.* Pressure induced crystallization in amorphous silicon, *J. Appl. Phys.* 109, 113511 (2011);
- [71] M. Jung, A. Okada *et al.*, On the controlling mechanism of preferential orientation of polycrystalline-silicon thin films grown by aluminum-induced crystallization, *Applied Physics Express* 3 (2010) 095803
- [72] C.S.Smith, Piezoresistance Effect in Germanium and Silicon, *Phys. Rev.* 94, 42–49 (1954)
- [73] A.A.Barlian *et al.*, Review: Semiconductor Piezoresistance for Microsystems, *Proceedings of the IEEE*, vol.97, no.3, pp.513-552, 2009
- [74] C.Herring, E.Vogt. Transport and deformation-potential theory for many-valley semiconductors with anisotropic scattering. *Phys. Rev.*, 101(3):944–, February 1956.
- [75] P.J. French, A.G.R. Evans, Piezoresistance in polysilicon and its applications to strain gauges, *Solid-State Electronics*, Volume 32, Issue 1, January 1989, Pages 1-10
- [76] Y. Kanda. A graphical representation of the piezoresistance coefficients in silicon. *Electron Devices, IEEE Transactions on*, 29(1):64–70, 1982.
- [77] J.A.Harley, T.W.Kenny, 1/F noise considerations for the design and process optimization of Piezoresistive cantilevers, *Journal of MEMS*, vol. 9, no. 2, pp.226-235, 2002.
- [78] P.J.French, A.G.R.Evans, Polycrystalline silicon as a strain gauge material *Journal of Physics E: Scientific Instruments*, 19, 1055, 1986
- [79] X.Lu *et al.* Piezoresistive properties of heavily doped p-type polysilicon films. *4th IEEE International Conference on Nano/Micro Engineered and Molecular Systems*, pp. 498–501, 2009.
- [80] G.R.Witt, The electromechanical properties of thin films and the thin film strain gauge, *Thin solid films*, 22(1974) 133-156
- [81] K. Saejok *et al.* Effect of temperature to characteristics of polysilicon based surface micromachining piezoresistive pressure sensor. *In Electrical Engineering/Electronics, Computer, Telecommunications and Information Technology*, volume 2, pp.813–816, 2008.
- [82] V.Grishenko, V.Lubimsky, A.Kharkov, An influence of linear sizes of the polysilicon piezoresistor on its sensitivity in pressure sensors, *Siberian Russian Student Workshops on Electron Devices and Materials*, 141-148, 2000.
- [83] L.Cao, T.S.Kim *et al.* Simulation and fabrication of piezoresistive membrane type MEMS strain sensors, *Sensors & Actuators A* 80(2000) 273-279
- [84] M. Gad-el-Hak *et al.*, *The MEMS handbook*, CRC Press, 2002

CHAPITRE III

EXPERIMENTATIONS DU PREMIER PROTOTYPE

Sommaire

CHAPITRE III Expérimentations du premier prototype	95
III.1. Introduction	98
III.2. Mise en œuvre des expérimentations.....	98
III.2.1. Description du prototype.....	98
III.2.2. Configuration du banc de test	99
III.2.3. Carte d'instrumentation d'une jauge.....	100
III.2.4. Contexte des expérimentations	102
III.3. Analyse des résultats d'expérimentation	103
III.3.1. Trajectoires circulaires	103
III.3.2. Trajectoires rectilignes	105
III.3.3. Comparaison des expérimentations avec le calcul théorique et la simulation FEM	108
III.3.4. Reconstitution de la déformée de l'aiguille en flexion simple	110
III.3.5. Analyse statistique des données	111
III.4. Conclusion	115
Références bibliographiques du Chapitre III.....	116

Résumé du chapitre

Alors que le modèle analytique et le modèle éléments finis d'un cylindre encastré-libre ont été proposés dans le chapitre précédent, nous vérifions dans ce chapitre la validité de ce modèle avec un premier prototype à base d'une aiguille médicale. Des jauges de déformation commercialisées sont collées sur l'aiguille pour mesurer la contrainte axiale due à la déflexion de l'aiguille. Un banc de test électro-mécanique est conçu permettant d'automatiser le déplacement contrôlé de l'aiguille suivant les trajectoires circulaires et rectilignes dans un plan X-Y, en assurant que la déformation reste dans la limite élastique. A l'aide d'un système électronique de caractérisation, la variation de la résistance des jauges est enregistrée par le système de contrôle. L'analyse sur la variation de la déformation en comparaison avec les résultats de modélisation nous permettra de vérifier la faisabilité de notre prototype et de connaître les avantages et les limitations de ce prototype.

III.1.Introduction

Dans le chapitre précédent, nous avons proposé le modèle analytique simulant le comportement mécanique d'un cylindre en flexion. Grâce à ce modèle, nous avons pu révéler le lien entre la déflexion du cylindre et la variation de la déformation à l'endroit désigné. Pour vérifier notre conception, nous avons réalisé un premier prototype en collant des jauges métalliques de déformation sur différentes génératrices d'une aiguille médicale*. La configuration du banc de test, le contexte des expérimentations et les résultats d'expérimentation sont respectivement présentés dans les paragraphes suivants. Ces résultats sont ensuite analysés et comparés avec ceux obtenus par l'analyse théorique et la simulation FEM. Nous pouvons ainsi, en observant le rapport entre la déformation et la déflexion de l'aiguille, vérifier la fonctionnalité de ce prototype, à partir de laquelle nous proposerons dans le chapitre suivant le plan de réalisation des microjauge de déformation en semiconducteur, qui est basé sur le même principe que ce prototype.

III.2.Mise en œuvre des expérimentations

III.2.1. Description du prototype

La jauge métallique que l'on utilise est le modèle FLK 2-17 fabriqué par Tokyo Sokki Kenkjujo Co. Ltd [85]. Elle a une longueur de 2 mm et une largeur de 0,9 mm, avec une épaisseur de quelques microns. La jauge FLK 2-17 est fabriquée en acier inoxydable avec un module de Young d'environ 200GPa et un facteur de jauge à 2,12 +/- 1 %. Sa résistance nominale R_{nom} est de 120 Ω . Trois jauges identiques sont collées sur différentes génératrices d'une aiguille avec de la colle cyanoacrylate. La structure de la jauge FLK 2-17 est présentée dans la Fig. III-1.



Fig. III-1 Structure de la jauge FLK 2-17

L'aiguille choisie pour ces expérimentations est une aiguille pour les biopsies, modèle C1620A de marque Bard TruGuide. Le matériau utilisé pour cette aiguille est aussi l'acier inoxydable de type Inox 316L. La longueur de cette aiguille est 17,8 cm, et son diamètre extérieur est 1,85 mm. Dans l'aiguille s'insère un pieu métallique permettant de rigidifier l'aiguille et éviter sa déformation lors de son insertion dans les tissus humains. L'extrémité proximale (Fig. III-2) de l'aiguille est solidaire d'un embout en plastique. Dans notre expérimentation, le pieu est retiré et l'embout est serré dans un étau fixe, pour encastrer l'extrémité proximale de l'aiguille. Les déplacements seront appliqués à l'extrémité distale de l'aiguille en un point donné.

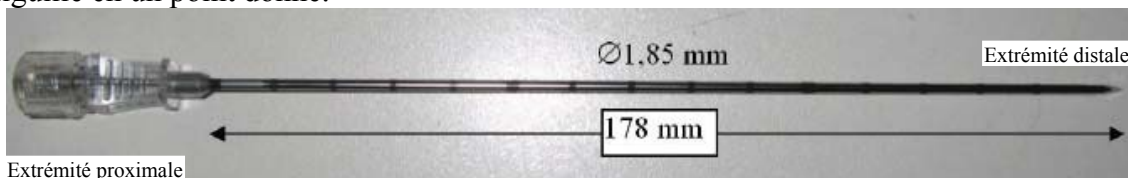


Fig. III-2 L'aiguille utilisée pour notre premier prototype

* Prototype réalisé par Laurent Debove, ingénieur d'études du laboratoire 3SR.

III.2.2. Configuration du banc de test

Le banc de test est constitué d'une table XY (dont le déplacement peut être programmé par pas d'un micron), d'un étau, d'une carte d'acquisition, des cartes d'instrumentation, et d'un ordinateur équipé d'une carte d'interface RS-232 et d'une interface de commande de la table XY (Fig. III-3). Selon le déplacement de la table dans laquelle est guidée l'extrémité de l'aiguille, la variation de la contrainte sur l'aiguille est convertie en variation de résistance par les jauges métalliques collées dessus. Cette variation de résistance est ensuite transformée en signal grâce à une carte d'instrumentation, dans laquelle la jauge est incluse dans un pont de Wheatstone. Ce signal, sous forme de tension en sortie de la carte, est capturé par la carte d'acquisition NI PCI-6221. La tension capturée est ensuite transmise au processeur par la carte d'acquisition PCI-6221 et enregistrée sous forme de données dans un fichier excel pour des analyses ultérieures. Le banc de test complet est illustré par la Fig. III-3:

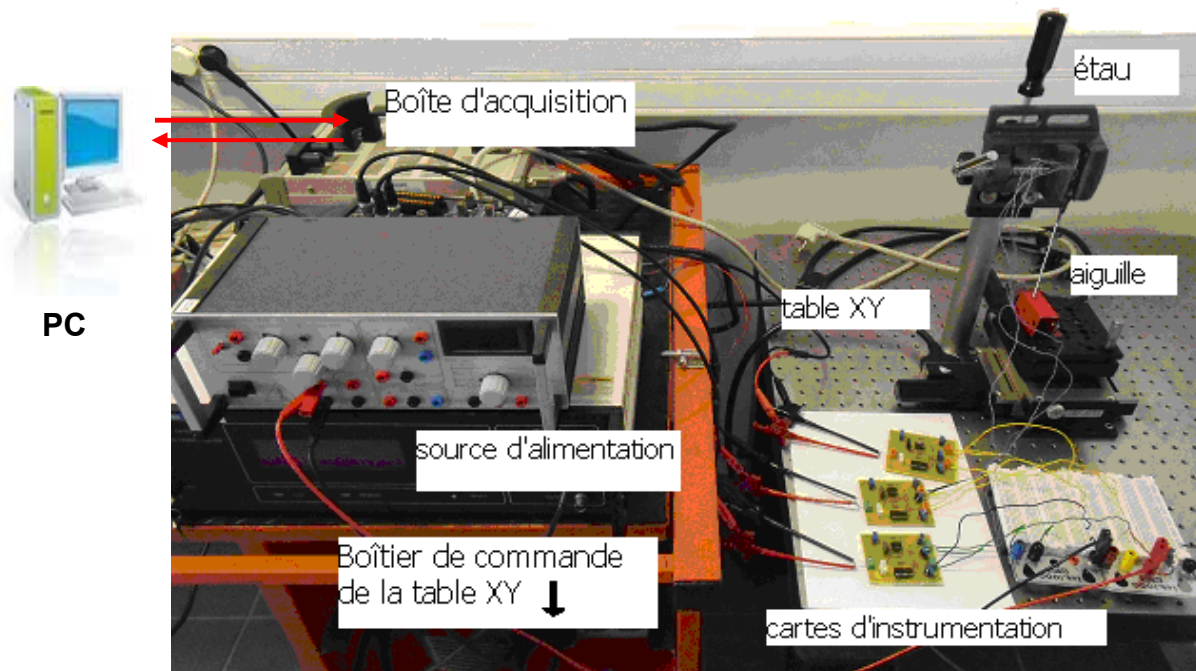


Fig. III-3 Banc de test utilisé pour les mesures. Le biseau d'aiguille est introduit dans une pièce fixée sur la table XY.

De manière générale, le système se compose de trois parties principales :

- 1) La structure associée aux cartes d'instrumentation qui réalise la conversion d'une grandeur physique en un signal électrique. Concrètement dans cette expérimentation, la grandeur physique est la déformation de l'aiguille, qui est convertie en variation de résistance par la jauge métallique. La jauge est ensuite intégrée dans un pont de Wheatstone pour transformer la variation de déformation en signal électrique. Une carte d'instrumentation est développée pour amplifier et présenter linéairement ce signal à sa sortie. Le composant principal est l'amplificateur d'instrumentation XTR106. Cette carte électronique sera précisément décrite dans le paragraphe III.2.3.
- 2) La carte d'acquisition PCI-6221 capture le signal à la sortie de la carte XTR106 et réalise la conversion analogique/numérique. Le signal électrique est ainsi transformé en données numériques, qui seront ensuite stockées dans l'ordinateur de contrôle. La communication avec l'ordinateur est établie entre l'interface extérieure BNC-2110 et la carte d'acquisition PCI-6221 sur l'ordinateur.

- 3) La troisième partie affiche les résultats de mesure sur l'écran de l'ordinateur, et réalise l'analyse et le traitement des données avec des outils disponibles dans LabView™. Par exemple, on peut visualiser l'itinéraire parcouru par l'extrémité de l'aiguille, qui est contrôlé par la table XY. La communication entre les moteurs de la table XY et l'ordinateur est réalisée par le module de lecture/écriture du bus GPIB sous LabView™. Un boîtier de commande de la table XY est mis en place pour contrôler le déplacement de la table XY, suivant les instructions sous LabView™ émises par le bus GPIB. Ce boîtier permet aussi de détecter la position instantanée de la table XY, qui est affichée sur l'interface LabView™.

Dans nos manipulations, une extrémité de l'aiguille, encastrée dans l'embout, est fixée avec un étau pour réaliser l'encastrement. L'autre extrémité est introduite dans un trou dans une pièce solidaire de la table XY. Par conséquent, la déformée de l'aiguille est imposée par le déplacement de la table XY.

LabView™ (National Instruments) est un environnement de développement de programmation graphique, basé sur le langage de programmation G pour le contrôle, l'acquisition, l'analyse et la présentation de données. Utilisable dans plusieurs domaines, LabView™ est plus particulièrement destiné à l'acquisition de données et au traitement du signal. En effet, ce logiciel offre de larges possibilités de communication entre l'ordinateur et le monde physique (par cartes d'acquisitions analogiques ou numériques, cartes GPIB, réseau, liaisons série et parallèles, etc.) ainsi que d'importantes bibliothèques mathématiques permettant de traiter les signaux mesurés.

III.2.3. Carte d'instrumentation d'une jauge

La déformation de l'aiguille, présentée par la variation de la résistance de la jauge collée dessus, est transformée en tension en sortie de la carte électronique. Les étapes principales de cette transformation sont illustrées par la Fig. III-4. La variation de résistance de la jauge intégrée dans un pont de Wheatstone engendre une tension différentielle. L'amplitude de cette tension différentielle est très petite, ce qui nécessite l'addition d'un étage d'amplification pour amplifier ce signal. On choisit un amplificateur d'instrumentation à base de l'OPA 2277 pour réaliser l'amplification du signal. La tension amplifiée est transformée en courant par le composant XTR106. Une résistance est utilisée comme charge qui convertit ce courant de 4-20 mA en une tension. Cette tension en sortie sera capturée par la carte d'acquisition, comme présenté précédemment.

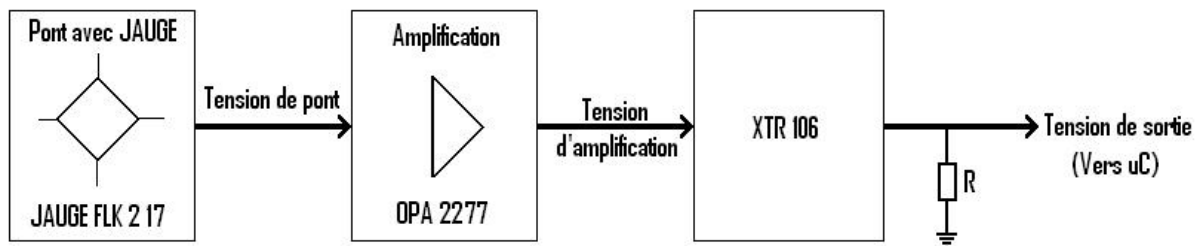


Fig. III-4 Chaîne de transformation de la carte électronique XTR106

Le XTR106 est le composant principal de cette chaîne de transformation [86]. C'est un circuit intégré spécialement conçu pour le conditionnement de capteurs intégrés dans un pont. Il permet aussi de diminuer la non-linéarité du signal issu du pont de Wheatstone. Le signal différentiel en entrée, ici marqué comme V_{IN} (Fig. III-5), est la différence de potentiel entre les bornes 5 et 2. Du fait que les résistances du pont de Wheatstone ont toutes une valeur autour de 120Ω , deux résistances de $3,3 \text{ k}\Omega$ sont mises en série avec le pont pour réduire le courant I_{REF} fourni par l'XTR106. Cependant, l'ajout de ces deux résistances réduit considérablement l'amplitude du signal différentiel du pont, ainsi le rapport signal/bruit est

dégradé. La tension de référence qui alimente le pont de Wheatstone et l'amplificateur d'instrumentation est fixée à 5V. Le circuit XTR106 est lui-même alimenté par la tension V^+ de 15V. Il est aussi monté avec un transistor permettant de conduire la majorité du courant en sortie I_O .

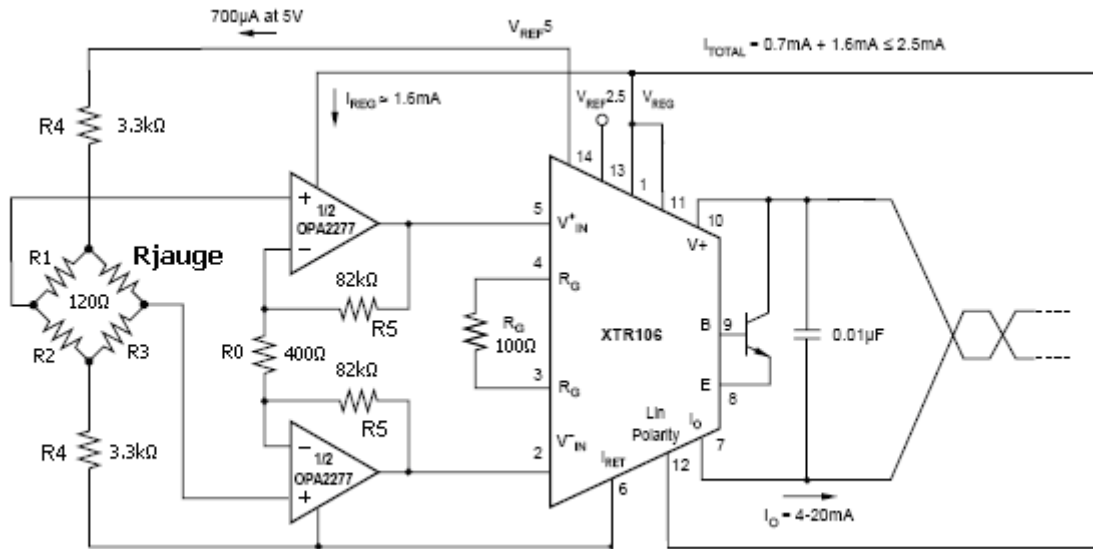


Fig. III-5 Schéma électronique complet du circuit d'instrumentation

Analytiquement, ce circuit électronique pourrait être présenté par les équations suivantes :
 Pour le pont de Wheatstone, la tension différentielle fournie à l'entrée de l'amplificateur OPA2277 est calculée par : (supposons $R_1 = R_2$)

$$V_{DIFF} = V_{REF} \cdot \frac{R_{PONT}}{R_{PONT} + 2R_4} \left(\frac{1}{2} - \frac{R_3}{R_3 + R_{Jauge}} \right) \quad (3.1)$$

Pour l'amplificateur d'instrumentation :

$$V_{IN} = V_{DIFF} \cdot \frac{2 \cdot R_5 + R_0}{R_0}, \quad (3.2)$$

dans les équations ci-dessus $R_4 = 3,3 \text{ k}\Omega$, $R_5 = 82 \text{ k}\Omega$.

Si $R_0 = 400 \Omega$, le gain de cet étage $G = 411$

Si $R_0 = 250 \Omega$, le gain $G = 657$

Pour le composant XTR106 :

$$I_O = 4mA + V_{IN} \cdot \frac{40}{R_G} \quad (3.3)$$

Réciproquement, ces équations nous permettent d'en déduire la résistance de la jauge, à partir de la tension mesurée en sortie de la carte.

D'après l'équation (3.3), la relation entre le signal différentiel V_{IN} et le courant en sortie I_O est linéaire, mais pas symétrique entre les valeurs positives et négatives pour V_{IN} . Une valeur négative de V_{IN} réduit le courant en sortie à moins de 4 mA. Pour cette raison, la plage linéaire de ce circuit se trouve dans la zone où V_{IN} est toujours positif. Autrement dit, quel que soit la variation de R_{jauge} à cause de la déformation, R_{jauge} doit toujours être supérieur à R_3 , afin de garantir une tension différentielle positive en sortie du pont de Wheatstone.

Selon le positionnement des jauges, l'amplitude de variation de leurs résistances diffèrent de l'une à l'autre. Donc il est possible de choisir différentes valeurs pour R_0 , qui permet de régler le gain de l'AOP d'instrumentation, afin d'observer plus clairement la tension en sortie, tout en évitant la saturation du circuit à cause d'un gain trop grand.

III.2.4. Contexte des expérimentations

Comme il existe trois jauges collées sur l'aiguille, on utilise trois cartes XTR106 identiques qui s'adaptent respectivement à chaque jauge. Des fils de connexion sont soudés avec les connectiques de la jauge pour l'intégrer dans le pont de Wheatstone. La tension en sortie de chaque carte est capturée et transmise au processeur par une voie indépendante de l'interface d'acquisition BNC-2110.

Pour réduire l'erreur engendrée par cette chaîne d'acquisition, la valeur numérique transférée au processeur, qui représente la tension en sortie de la carte XTR106, est en effet la moyenne des 20 échantillons pris dans une période de 0,5 seconde, avec une fréquence d'échantillonnage de 40 Hz. Cela permet d'éliminer considérablement l'influence du bruit dans la chaîne d'acquisition. La configuration de cet échantillonnage est réalisée par le module du contrôleur de la carte d'acquisition, dont la fonction est intégrée dans LabView™.

Afin de tester la stabilité temporelle et la répétabilité de ces expérimentations, chaque trajectoire de déplacement pour l'extrémité de l'aiguille est répétée 20 fois de manière consécutive. L'intérêt de cette manipulation est d'observer la cohérence entre plusieurs reprises de mesure, pour mettre en évidence la fiabilité des résultats obtenus. Basé sur cette même considération, il est surtout intéressant de vérifier la cohérence des résultats obtenus séparément sur les positions de croisement pour différentes trajectoires.

Le déplacement de l'extrémité distale de l'aiguille, qui est solidaire de la table XY, est contrôlé dans l'environnement LabView™. Dans le diagramme final pour exécuter toutes les fonctions souhaitées, on intègre dedans les composants mathématiques permettant de calculer les coordonnées du déplacement, les composants de communications GPIB pour contrôler et surveiller le fonctionnement de la table XY, et les structures séquentielles pour organiser les tâches dans un certain ordre. Les commandes de déplacement, absolu ou relatif, sont interprétées par le moteur des platines pour déclencher le mouvement correspondant de la table XY. A cet effet, on peut concevoir l'itinéraire rectiligne ou circulaire, comme décrit dans le paragraphe II.3.2.4. En même temps, les commandes de lecture GPIB sous LabView™ permettent de détecter la position instantanée des platines, pour surveiller l'évolution du déplacement. Les mesures répétées 20 fois sont réalisées par une boucle 'for' de 20 itérations, et les cadres de séquence sont utilisés pour définir la séquence temporelle des tâches.

Pour rappel, les trajectoires rectilignes et circulaires de déplacement de l'aiguille sont définies dans le paragraphe II.3.2.4, en précisant le raisonnement de cette configuration. Le déplacement généré par la table XY est finalement constitué des étapes suivantes :

- (1) L'extrémité de l'aiguille effectue un cercle dont le rayon $R = 6$ mm, et ensuite un deuxième cercle dont $R = 3$ mm. Sur chaque cercle la mesure est réalisée aux 24 points uniformément décalés.
- (2) Ce parcours circulaire est répété 20 fois pour effectuer des mesures répétitives.
- (3) L'extrémité de l'aiguille traverse ensuite 13 trajectoires rectilignes décalées de 15° entre chacune. Sur chaque ligne il existe 13 points de mesure espacés de 1 mm.
- (4) Le parcours rectiligne est répété 20 fois pour effectuer des mesures répétitives.

III.3. Analyse des résultats d'expérimentation

Les résultats d'expérimentation, saisis et enregistrés lors des expériences sur le banc de test, sont classifiés et analysés dans cette section pour examiner certaines propriétés de notre prototype, tel que la linéarité, la répétabilité et la stabilité du signal. De ce fait, les déformations mesurées par les jauges métalliques sont tracées selon la trajectoire du déplacement de l'aiguille. Nous pouvons ainsi suivre la variation de la déformation en fonction du déplacement de l'aiguille et réciproquement, reconstruire la déformée de l'aiguille avec les déformations mesurées. Cette analyse s'effectue en comparaison avec l'analyse théorique et FEM pour évaluer la précision de ce prototype.

III.3.1. Trajectoires circulaires

Nous analysons d'abord les résultats obtenus pour les trajectoires circulaires. Dans un premier temps, on sélectionne la déformation de la Jauge1 sur 20 mesures répétitives pour un tour circulaire dont le rayon $R = 6$ mm, pour vérifier la répétabilité de notre prototype.

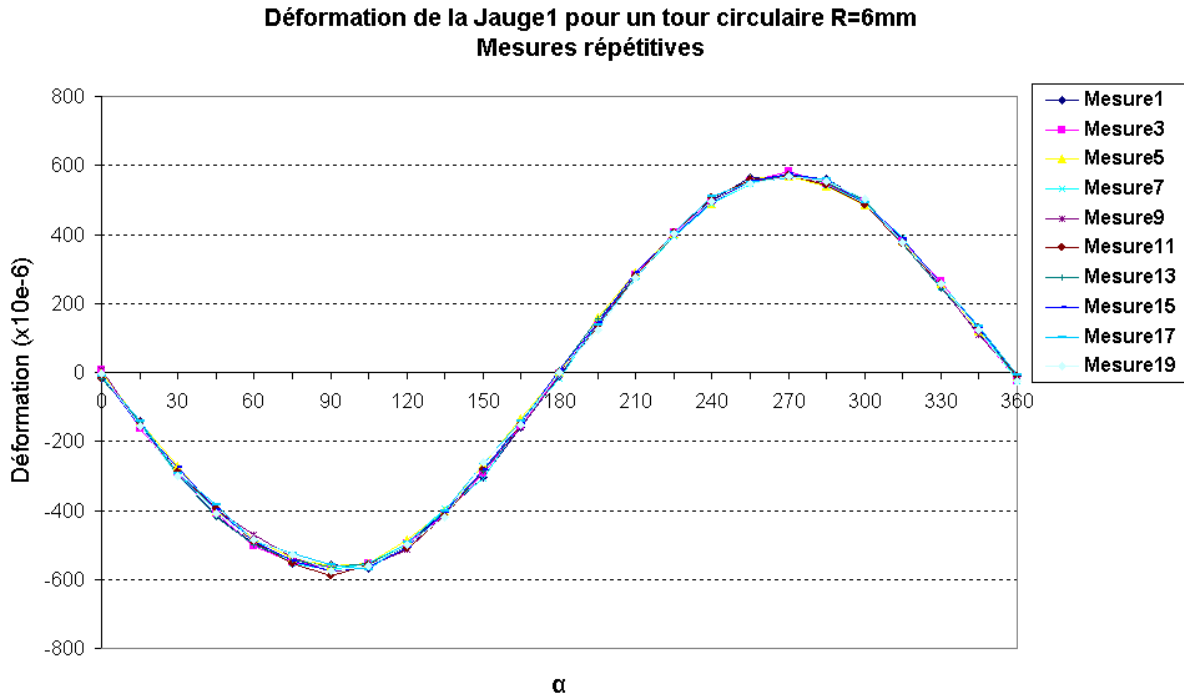


Fig. III-6 Variation de la déformation sur Jauge 1 pour 10 mesures répétitives

Fig. III-6 nous montre les tracés de la déformation de la Jauge1 sur dix mesures répétitives, pour la même trajectoire circulaire ($R = 6$ mm) parcourue par l'aiguille. Il est évident que ces courbes sinusoïdales sont presque confondues (valeur maximale de l'écart à $30,5 \mu\text{strain}$ pour $\alpha = 90^\circ$), ce qui signifie que les mesures de la jauge sont bien répétitives pour représenter la variation de la déformation sur l'aiguille. A long terme, lorsque l'on a répété plusieurs fois ces manipulations pendant une période assez longue, la stabilité de ce prototype est aussi satisfaisante.

Pour simplifier l'illustration graphique, on réduit ici le nombre de mesures à 3, c'est-à-dire des résultats issus de la 1^{ère}, la 11^{ème} et la 20^{ème} mesure sont pris en compte. La Fig. III-7 montre la comparaison des déformations sur trois jauges. Les courbes obtenues ont des allures similaires à celles obtenues par le calcul théorique ou par la simulation FEM. Les amplitudes des sinusoïdes sont liées aux distances entre chaque jauge et au point d'application de l'effort, donc la déformation sur la jauge 1, qui est plus proche de l'encastrement, correspond à

l'amplitude maximale parmi ces courbes. Comme le rapport entre ces amplitudes est proportionnel à leurs distances du point de déplacement, on arrive à confirmer le calcul théorique, dans lequel la déformation dans le sens axial est linéairement proportionnelle au moment de flexion.

Le déphasage entre les courbes peut être expliqué par le décalage angulaire des jauges. A partir de la Fig. III-7, on s'aperçoit que les jauges sont collées sur des génératrices qui sont décalées d'environ 90° entre chacune. La déformation atteint sa valeur maximale ou minimale quand la génératrice se trouve dans le plan de déplacement, c'est-à-dire le plan formé par l'axe neutre à position initiale et l'aiguille déformée en déplacement.

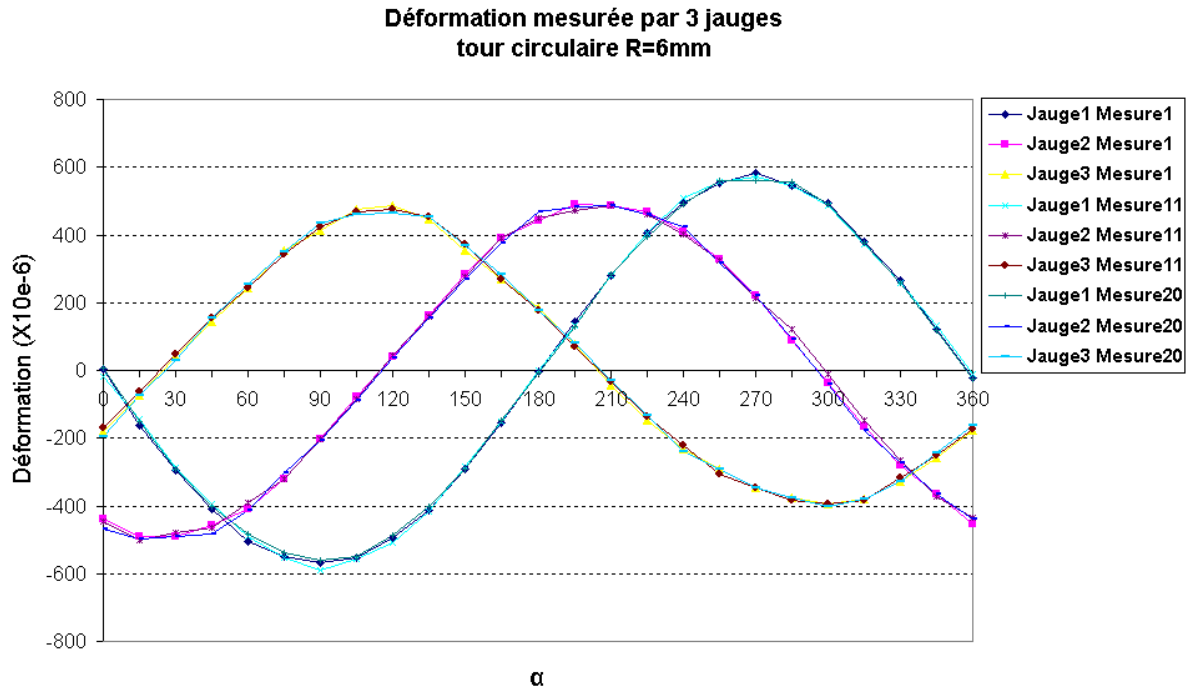


Fig. III-7 Déformations des trois jauges pour une trajectoire circulaire de $R = 6$ mm suivie par l'aiguille

La carte d'instrumentation joue un rôle important sur la reconstruction de la déformation, à partir des tensions capturées par la carte d'acquisition. Selon la Fig. III-7, les courbes sur la Jauge2 sont un peu moins cohérentes entre différentes mesures, cela nous indique un défaut éventuel dans la chaîne d'acquisition. En pratique, sur plusieurs reprises, nous avons constaté qu'une des cartes XTR106 n'est pas aussi stable que les autres.

La non-linéarité de la carte d'instrumentation est aussi une source éventuelle d'imprécision qui pourrait influencer la qualité de nos mesures. D'un côté, le pont de Wheatstone est une structure non-linéaire, d'autant plus que dans cette expérimentation, on l'a rendu plus déséquilibré pour que la tension différentielle en sortie soit toujours positive. D'un autre côté, même si le circuit XTR106 et d'autres composants dans la carte électronique sont théoriquement linéaires, de petites perturbations sont incontournables au cours de la transmission du signal. Cette non-linéarité se révèle par la courbe quasi-sinusoidale dans la Fig. III-7, dans laquelle on constate une légère asymétrie entre le cycle positif et le cycle négatif. Ceci indique que la fonction de transfert, qui nous permet d'en déduire la déformation à partir de la tension en sortie de la carte, n'est pas complètement linéaire.

Un autre facteur contribuant à cette asymétrie est d'origine mécanique. Dans notre expérimentation, si la table XY était remise à zéro, l'aiguille fixée par l'étai et la table devrait être parfaitement perpendiculaire au plan de la table XY, pour rendre la déformation nulle à l'état initial. Dans le cas réel, comme l'étai et l'aiguille sont installés manuellement, une pré-

contrainte très faible est susceptible d'être appliquée, ce qui engendre une pré-déformation sur l'aiguille. Cette pré-déformation va se superposer à la déformation engendrée par le déplacement de l'aiguille. Pour certaines orientations du déplacement, l'influence de cette pré-déformation n'est plus tout à fait négligeable, et contribue à l'asymétrie de la Fig. III-7. Cette influence est surtout accentuée par les courbes de la Jauge3, qui nous suggère que cette pré-déformation existe plutôt sur la même génératrice que la Jauge3.

La saturation de la carte XTR106 doit aussi être évitée. Lorsque le courant en sortie de la carte XTR106 ne peut pas dépasser 28mA, le phénomène de saturation pourrait être observé si la déformation sur l'aiguille est trop grande. Dans le circuit d'instrumentation, le gain de l'amplificateur d'instrumentation est réglable, ce qui nous permet de régler l'amplification de la carte et d'éviter la saturation.

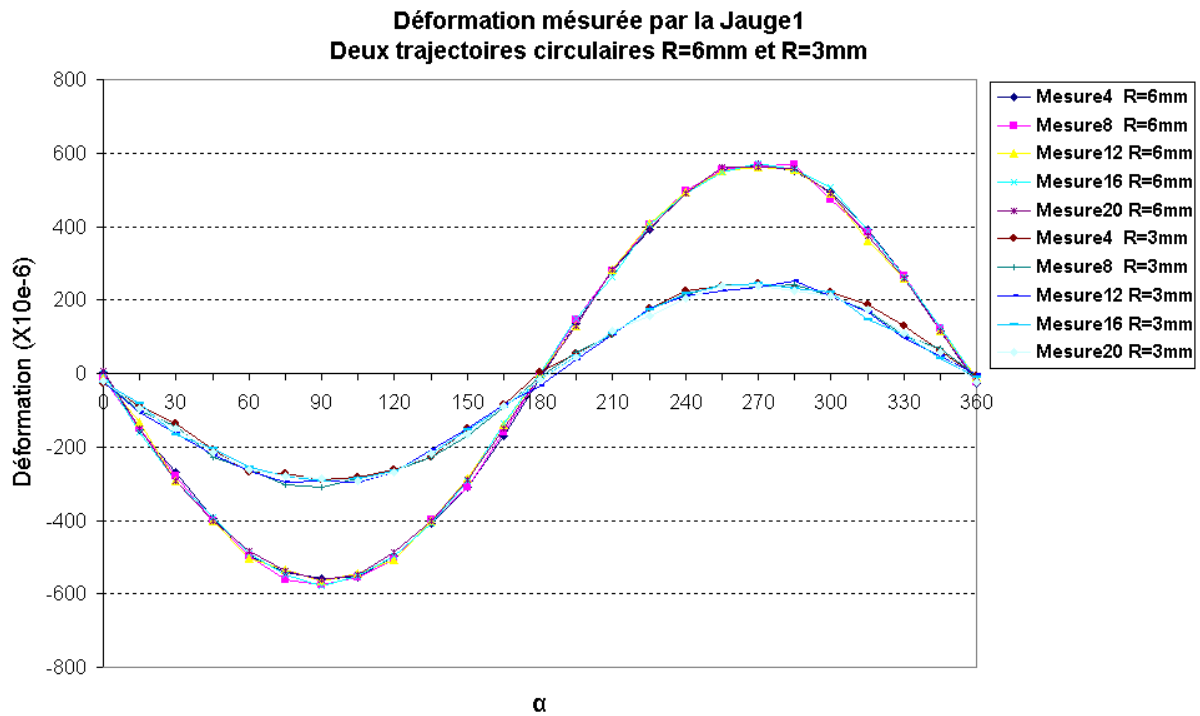


Fig. III-8 Comparaison des déformation entre deux trajectoires R = 6 mm et R = 3 mm

Sur la Fig. III-8, les déformations de la jauge1 sont comparées en déplaçant l'aiguille sur deux trajectoires circulaires, l'une avec le rayon R = 6 mm et l'autre avec le rayon R = 3 mm. Pour chaque trajectoire, les résultats de 5 mesures sont relevés. Les deux séries de courbes ont la même forme sinusoïdale et la même phase, comme prévu dans l'analyse théorique. La seule différence entre ces deux séries est leurs amplitudes. Pour la trajectoire R = 6 mm, la variation de la déformation est deux fois plus grande que celle pour la trajectoire R = 3 mm. Cela est bien cohérent avec notre étude théorique, dans la quelle (équation 2.18) la déformation est linéairement proportionnelle au déplacement de l'extrémité de l'aiguille. De plus, comme définie dans cette équation, la variation de la déformation est sinusoïdale.

III.3.2. Trajectoires rectilignes

Nous analysons dans ce chapitre la déformation de l'aiguille en suivant les trajectoires rectilignes concentriques de 12 mm de long. L'angle entre deux diamètres se fixe à 15°. Les résultats expérimentaux issus de 20 mesures répétitives sont présentés par les figures ci-dessous :

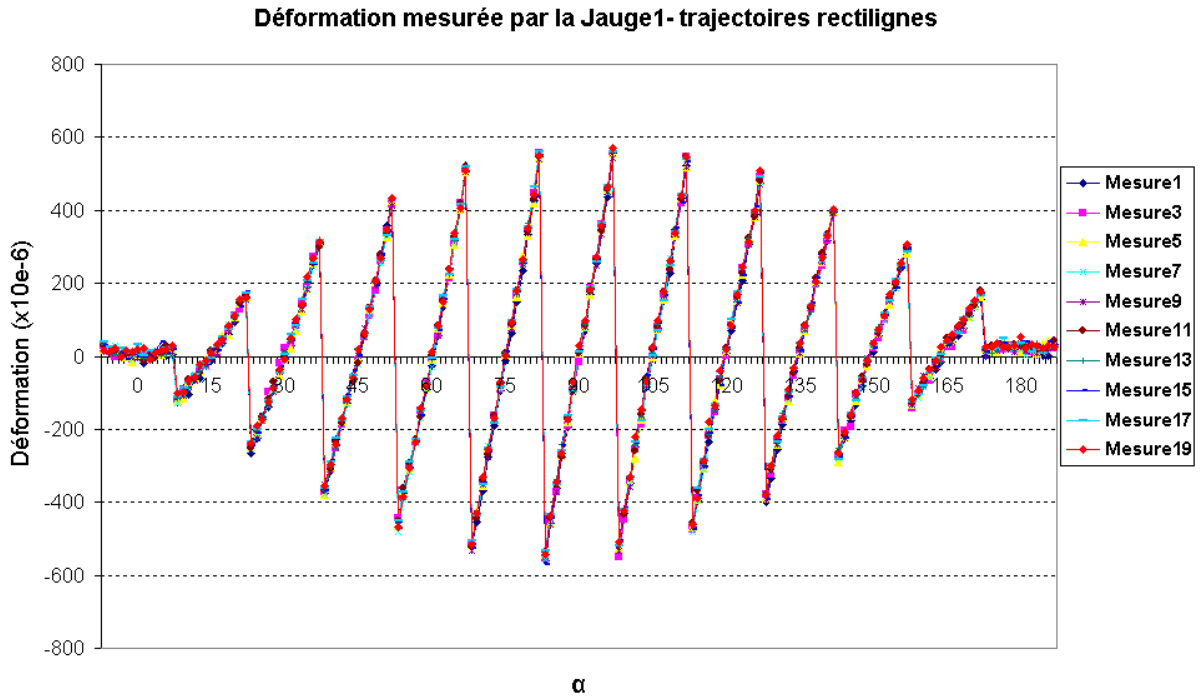


Fig. III-9 Déformation de la Jauge1 suivant les trajectoires rectilignes de Fig. II-14(a)

En faisant une ‘enveloppe’ du tracé de la Fig. III-9, on observe la même courbe que celle obtenue dans le paragraphe II.3.3 (Fig. II-16). Les points d’intersection entre la trajectoire circulaire et la trajectoire rectiligne sont ceux à l’extrémité de chaque diamètre, donc on devrait avoir deux déformations identiques pour les deux trajectoires de l’aiguille, sur chaque point commun. En comparant la Fig. III-9 avec la Fig. III-6, on obtient des valeurs très proches (l’écart moyen est d’environ 22 μ strain) sur chaque point d’intersection, ce qui prouve la répétabilité de cette méthode de mesure.

Selon la théorie du paragraphe II.2.2, la variation de la déformation doit être linéaire pendant que l’aiguille suit une ligne droite. Cette conclusion est vérifiée par les résultats illustrés dans la Fig. III-9. Malgré l’existence des perturbations inévitables dues au bruit et aux autres effets parasites, les déformations mesurées sur une même droite sont uniformément étalées. L’écart de déformation entre deux positions adjacentes est quasi-constant sur chaque ligne, ce qui vérifie que la déformation est une fonction linéaire du moment de flexion, et ainsi du déplacement de l’aiguille. La même tendance est observée dans la Fig. III-11, où la déformation varie linéairement au sein de chaque droite.

Selon la Fig. III-10, la variation de la déformation est toujours linéaire, mais les points sur la figure s’étalent moins régulièrement, à cause de l’instabilité de fonctionnement de la carte d’instrumentation liée à cette jauge. Ce problème semble plus évident quand le signal en sortie devient faible, c’est le moment où l’influence de l’effet transverse de la jauge est la plus importante.

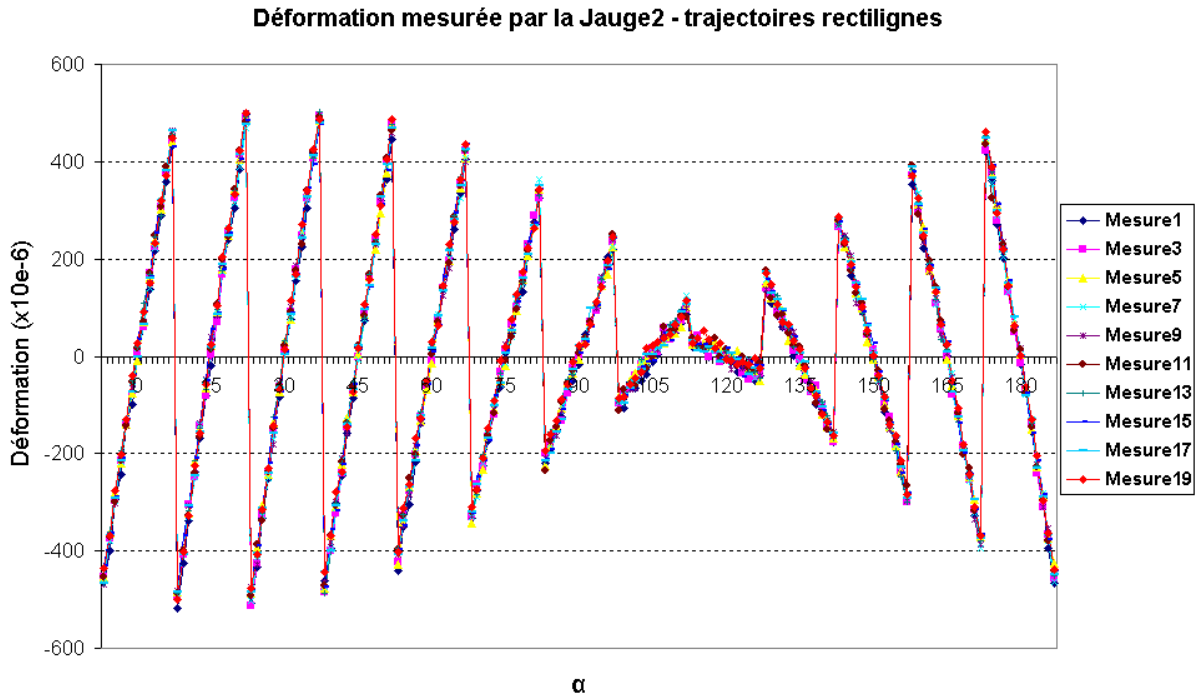


Fig. III-10 Déformation de la Jauge2 suivant les trajectoires rectilignes de Fig. II-14(a)

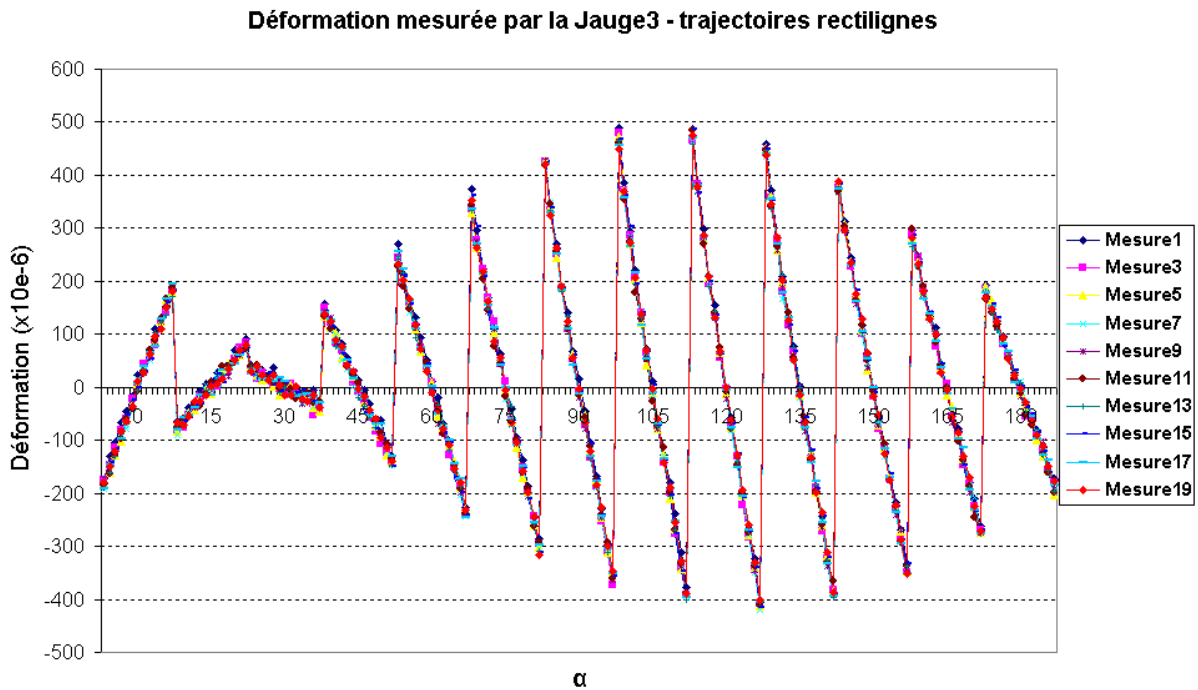


Fig. III-11 Déformation de la Jauge3 suivant les trajectoires rectilignes de Fig. II-14(a)

De même dans la Fig. III-7, l'asymétrie de la déformation sur la Jauge3 s'avère identique. L'explication est la même que dans le paragraphe III.3.1: la pré-déformation sur l'aiguille est la cause principale de cette asymétrie.

III.3.3. Comparaison des expérimentations avec le calcul théorique et la simulation FEM

L'objectif de ce paragraphe est de vérifier la cohérence entre les résultats d'expérimentation, le calcul théorique et la simulation FEM. Nous allons comparer les résultats obtenus par ces différentes approches, selon la trajectoire parcourue par l'aiguille. Nous allons mettre en évidence le niveau de cohérence entre ces différentes méthodes, mais aussi les causes probables de la différence entre le résultat expérimental et l'analyse théorique. La cohérence des résultats obtenus pour la trajectoire circulaire est illustrée par la Fig. III-12, dans laquelle sont présentées les valeurs moyennes lors de 20 mesures de déformation pour la trajectoire circulaire $R = 6 \text{ mm}$, en comparaison avec les déformations théoriques.

Pour le suivi de la trajectoire circulaire de rayon $R = 6 \text{ mm}$, en comparant les figures Fig. II-7 (modèle analytique), Fig. II-15 (modèle FEM) avec la Fig. III-7 (expérimentation), on remarque que les courbes dans ces trois figures ont des formes identiques, toutes en sinusoïde, avec les mêmes déphasages et une bonne symétrie pour la jauge en traction et en compression.

Pour le suivi des trajectoires rectilignes : en comparant les figures Fig. II-16, Fig. II-17, Fig. II-18 (modèle FEM) avec les figures Fig. III-9, Fig. III-10 et Fig. III-11 (expérimentation), on observe les mêmes similitudes et les mêmes tendances. Toutes ces similarités vérifient que nos expérimentations arrivent à mesurer précisément la répartition de déformation sur l'aiguille en déplaçant son extrémité, ce qui nous permet de reconstruire sa déformée à partir des informations recueillies.

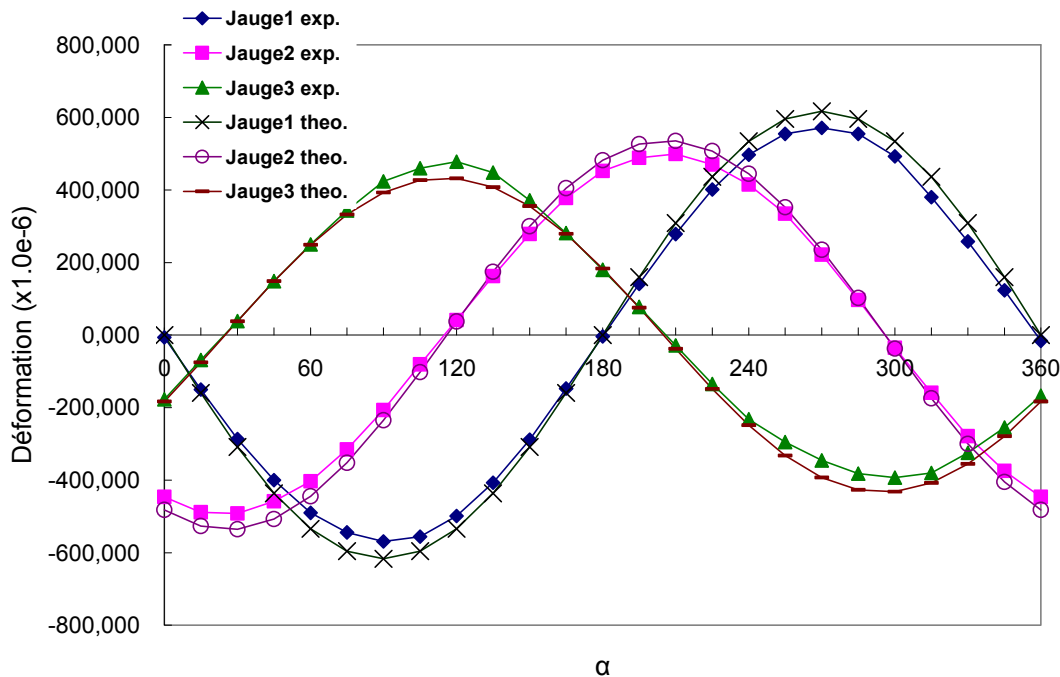


Fig. III-12 Résultats analytiques et expérimentaux de la déformation pour la trajectoire circulaire $R = 6 \text{ mm}$

Pourtant, dans la Fig. III-12 il faut remarquer que les déformations mesurées dans nos manipulations sont généralement plus grandes en amplitude, d'un facteur d'environ 10 %. Pour expliquer cette différence, nous pouvons mettre en cause trois facteurs d'influence :

(1) La position effective de l'encastrement

Comme précisé au début de Chapitre III, l'encastrement de l'aiguille est réalisé en serrant son embout dans un étau fixe par rapport à la table XY. Donc le point de contact entre

l'embout et l'étai est essentiellement l'extrémité proximale (à gauche dans Fig. III-2) de l'embout, où il est plus large en section. C'est à partir de ce point que l'on calcule la longueur de l'aiguille et les positions des jauges. Autrement dit, on suppose que $z = 0$ à ce point. Or l'aiguille est encastrée dans l'embout par une longueur d'environ 2 cm, c'est-à-dire la position réelle d'encastrement est repoussée dans la direction vers le biseau. Il est difficile d'évaluer théoriquement la position effective de cet encastrement, mais il est évident qu'en pratique, la distance entre le point d'effort et l'encastrement, L_a , est inférieure à la valeur théorique. Par contre, le terme $(L_a - z_i)$, qui correspond à la distance entre la jauge et le point d'effort, n'est pas modifié par cet effet. Comme la déformation ε est en fonction de L_a^{-3} , la diminution de L_a effectif va sûrement entraîner une augmentation de la déformation sur l'aiguille. A titre d'exemple, si la valeur de L_a est surévaluée de 2 mm, la déformation théorique augmentera de 4%.

(2) L'encastrement de l'aiguille dans l'embout

Dans notre modèle d'un cylindre encastré-libre qui représente les propriétés mécaniques de l'aiguille serrée par l'étai, on suppose qu'une extrémité de l'aiguille est solidaire de l'embout plastique, et qu'il n'y a aucun déplacement relatif entre eux. Or, en pratique, un mouvement relatif de l'extrémité de l'aiguille dans l'embout est bien probable. Cette interaction mutuelle génère un moment de flexion ou une torsion par rapport à l'encastrement, et modifie ainsi la répartition de la déformation sur l'aiguille.

(3) La résistance des fils de connexion

La jauge est connectée à la carte d'instrumentation par deux fils de connexion, dont la résistance est une valeur constante autour de 0,5 Ω . Comme la jauge est une résistance variable, l'effet de mettre une résistance constante en série peut être considéré comme un facteur de modification du facteur de jauge. D'après le fichier technique de la jauge [85], en tenant compte de la résistance des fils, le facteur de jauge équivalent sera :

$$GF = \frac{R_0}{R_0 + R_{WIRE}} GF_0 \quad (3.4)$$

GF : facteur de jauge corrigé

GF₀ : facteur de jauge initial

R₀ : résistance initiale de la jauge

R_{WIRE} : résistance des fils de connexion

Selon l'équation (3.4), la résistance des fils de connexion apporte une légère diminution du facteur de jauge, qui est représenté par la tension en sortie de la carte XTR106.

Pour vérifier la fiabilité de notre prototype, une comparaison quantitative des déformations sur les points communs des trajectoires rectilignes et circulaires est réalisée. Toutes les déformations utilisées ici sont les valeurs moyennes des résultats obtenus lors de 20 mesures répétitives. A titre d'exemple, on choisit ici la déformation de la jauge1 suivant les 24 points à l'extrémité de douze diamètres de 12 mm pour faire la comparaison. Les résultats sont représentés par la Fig. III-13 :

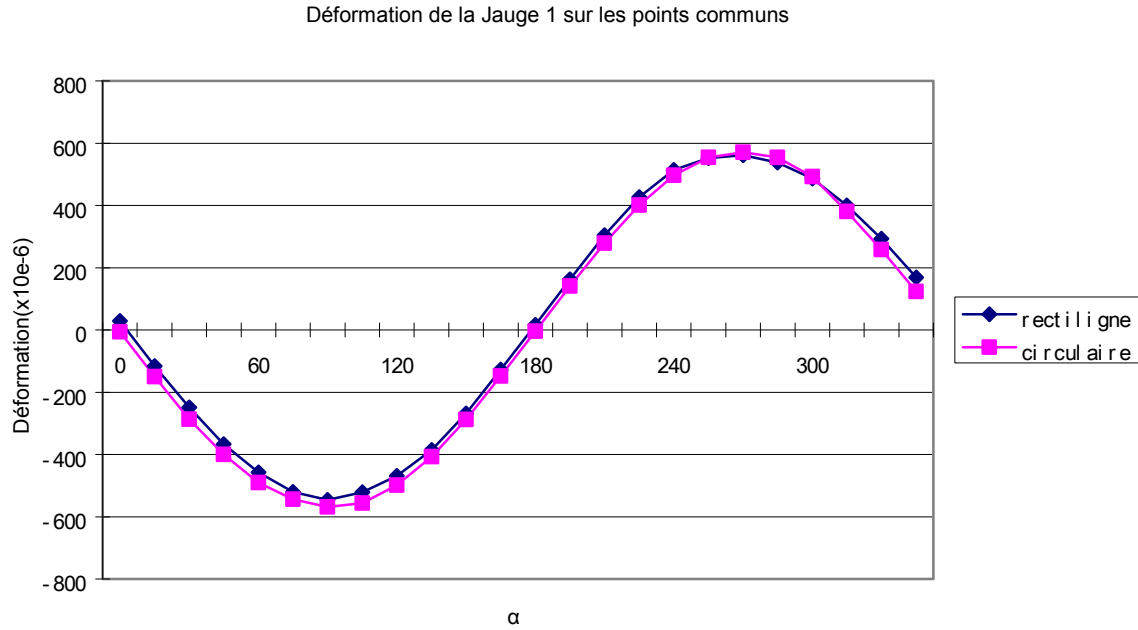


Fig. III-13 Déformations moyennes de la Jauge1 mesurées sur deux trajectoires

Selon la Fig. III-13, la déformation mesurée sur un point commun reste quasi-constante, quelle que soit la trajectoire suivie par l'aiguille. Un facteur qui contribue à l'incohérence entre les deux courbes est le jeu dans le trou d'insertion de l'aiguille sur la table XY. Comme le diamètre du trou est légèrement supérieur à celui de l'aiguille, l'état de contact entre le trou et l'aiguille n'est pas forcément identique pour les différentes trajectoires de déplacement. Néanmoins, les formes très similaires entre ces deux courbes vérifient logiquement la fiabilité de ce prototype de mesure, autrement dit, la déformation mesurée sur l'aiguille est indépendante de son état de mouvement. Le seul facteur déterminant la déformation est la déformée instantanée de l'aiguille.

III.3.4. Reconstitution de la déformée de l'aiguille en flexion simple

A partir de ces déformations mesurées par les trois jauges de déformation, on parvient à rétablir la déformée de l'aiguille, selon la relation quantitative décrite par l'équation (2.18). Les trois déformations étant représentées par ε_{zz1} , ε_{zz2} et ε_{zz3} , on obtient les équations suivantes selon (2.18) :

$$\varepsilon_{zz1} = -\frac{M_1 D}{2EI} = -\frac{3D(L_a - z_1)}{2L_a^3} (\delta x \cdot \cos \alpha_1 + \delta y \cdot \sin \alpha_1) \quad (3.5)$$

$$\varepsilon_{zz2} = -\frac{M_2 D}{2EI} = -\frac{3D(L_a - z_2)}{2L_a^3} (\delta x \cdot \cos \alpha_2 + \delta y \cdot \sin \alpha_2) \quad (3.6)$$

$$\varepsilon_{zz3} = -\frac{M_3 D}{2EI} = -\frac{3D(L_a - z_3)}{2L_a^3} (\delta x \cdot \cos \alpha_3 + \delta y \cdot \sin \alpha_3) \quad (3.7)$$

Ces trois équations sont suffisantes pour en déduire les 3 variables : L_a , δx et δy , selon lesquelles on peut reconstruire la déformée de l'aiguille.

A titre d'exemple, nous choisissons de manière aléatoire une position de l'extrémité de l'aiguille, où le déplacement $R = 6$ mm et le déphasage angulaire $\alpha = 210^\circ$. Les valeurs moyennes sur 20 mesures répétitives des déformations mesurées sont respectivement 278,277 ppm (Jauge1), 499,11 ppm (Jauge2) et -28,439 ppm (Jauge3), qui correspondent aux valeurs

de ε_{zz1} , ε_{zz2} et ε_{zz3} . Les valeurs prédéfinies de z_1 , z_2 , z_3 et α_1 , α_2 , α_3 sont substituées dans les équations (3.5)-(3.7). La solution de ces trois équations nous donne le résultat comme:

$$L_a = 157,6 \text{ mm}, \delta x = -5,0355 \text{ mm}, \delta y = -2,7925 \text{ mm}$$

$$\text{Nous avons ainsi } \sqrt{\delta x^2 + \delta y^2} = 5,758 \text{ mm}$$

Le déplacement réel de la table XY, enregistré sous LabView™, est

$$\delta x_0 = -5,195 \text{ mm}, \delta y_0 = -2,998 \text{ mm}, \text{ et donc } \sqrt{\delta x_0^2 + \delta y_0^2} = 5,998 \text{ mm}$$

La distance entre le point de déplacement et l'encastrement est supposée être $L_{a0} = 0,155 \text{ m}$.

Car l'erreur relative dans l'axe axial est seulement

$$\Delta L = L_a - L_{a0} = 157,6 \text{ mm} - 155 \text{ mm} = 2,6 \text{ mm}, \quad (3.10)$$

nous pouvons calculer l'erreur δR de la position de l'extrémité dans le plan 2D X-Y:

$$\delta R = \sqrt{(\delta x - \delta x_0)^2 + (\delta y - \delta y_0)^2} = 0,26 \text{ mm} \quad (3.11)$$

Ceci signifie que la déformation mesurée sur ce prototype permet de reconstruire assez précisément la déformée de l'aiguille, avec une erreur de 0,26 mm. Nous avons aussi testé plusieurs positions de l'aiguille, et les erreurs relatives sont du même ordre de grandeur. L'origine de cette erreur relative est liée au bruit dans le circuit électronique, et éventuellement au défaut de collage des jauges sur l'aiguille. Nous avons aussi constaté que une faible variation de ε_{zz1} , ε_{zz2} ou ε_{zz3} pourrait engendrer des erreurs importantes au niveau de la solution des L_a , δx et δy . Cette erreur relative peut encore être réduite par l'augmentation du nombre des jauges, dans l'objectif de fournir de plus amples informations sur le comportement mécanique de l'aiguille.

Dans les paragraphes précédents, une bonne cohérence entre le modèle analytique, le modèle éléments finis et les résultats d'expérimentation a été vérifiée. Cela met en évidence la faisabilité et la fiabilité de notre prototype pour la détection de la déformée d'une aiguille médicale pour un cas de charge donné. Le résultat des tests sur ce premier prototype montre que la résolution de la détection de déformée peut atteindre 0,5 mm.

III.3.5. Analyse statistique des données

On analyse ici la stabilité temporelle de la déformation mesurée dans nos expérimentations. Les résultats obtenus lors de 20 mesures répétitives sont utilisés pour une analyse statistique destinée à vérifier la stabilité temporelle de ce prototype à court terme. A titre d'exemple, on choisit ici les déformations mesurées sur les trajectoires circulaires, dont les rayons sont respectivement 6 mm et 3 mm. Les résultats à traiter sont transformés en déformations.

Sur la courbe sinusoïdale qui représente la variation de la déformation, on choisit 5 points de mesure pour effectuer notre analyse. Pour la déformation mesurée par la Jauge1, les points de mesure choisis, qui correspondent aux positions angulaires sur la table XY, sont les suivants :

$\alpha = 90^\circ$ (où la déformation en compression sur la Jauge1 est maximale)

$\alpha = 135^\circ$ (point intermédiaire)

$\alpha = 180^\circ$ (où la déformation sur la Jauge1 est proche de 0)

$\alpha = 225^\circ$ (point intermédiaire)

$\alpha = 270^\circ$ (où la déformation en traction sur la Jauge1 est maximale)

Ces cinq points de mesure sont choisis de façon à ce que l'on puisse évaluer le lien entre la stabilité du signal et son amplitude. D'une même manière, concernant la déformation mesurée par la Jauge2, on choisit aussi cinq points uniformément étalés qui sont listés ci-dessous :

$\alpha = 30^\circ$ (près de la déformation maximale en compression)

$\alpha = 75^\circ$

$\alpha = 120^\circ$ (déformation presque à zéro)

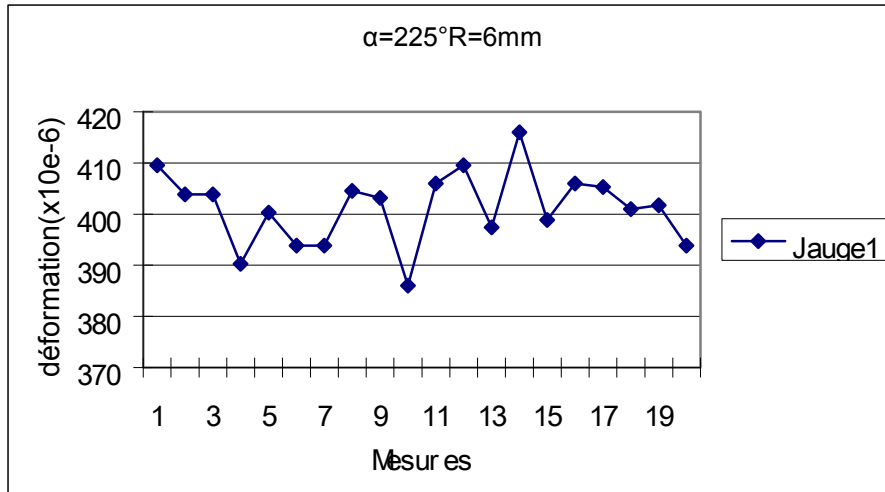
$\alpha = 165^\circ$

$\alpha = 210^\circ$ (près de la déformation maximale en traction)

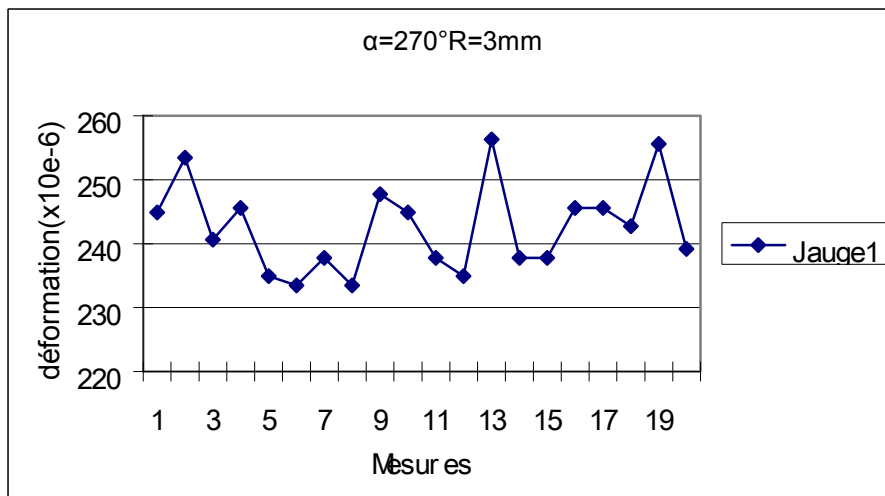
Sur une dizaine de séries de résultats obtenus lorsque la déformation sur chaque point de mesure est individuellement analysée, trois sont sélectionnées qui représentent la variation des déformations au cours de 20 mesures répétitives, d'après différentes jauges et différents rayons (Fig. III-14).

Pour les variables écart type et moyenne, leurs unités sont toutes en 10^{-6} ;

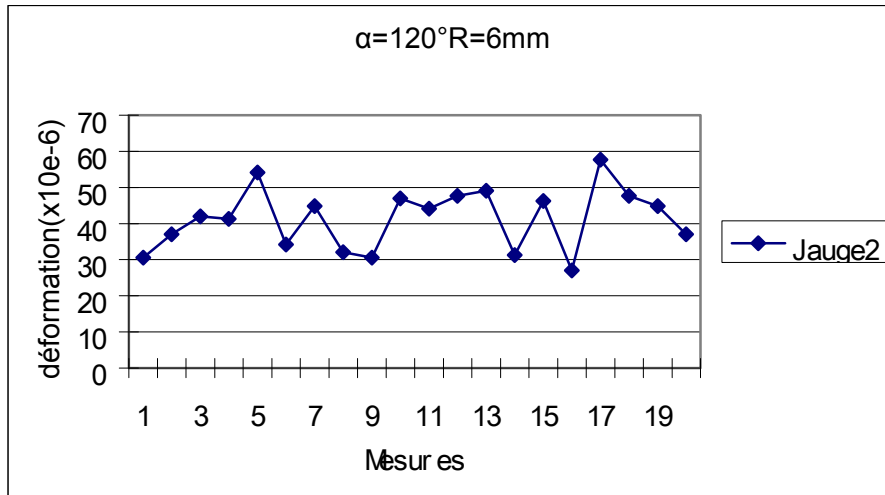
Pour la variance, son unité est en 10^{-12} .



Moyenne : 401,249 Ecart type : 7,183



Moyenne : 242,497 Ecart type : 7,0



Moyenne : 41,33 Ecart type : 8,497

Fig. III-14 Variation de la déformation pour 20 mesures répétitives

En synthétisant la série des figures correspondant aux différentes positions, on peut en déduire quelques règles qui définissent les facteurs d'influence sur la stabilité de la déformation :

(1) La dérive temporelle n'existe pas. Sur toutes les figures, on n'observe pas de tendance croissante ou décroissante au niveau de la déformation. La fluctuation du signal est irrégulière et stochastique, mais toutes les déformations mesurées sont situées dans une plage relativement étroite (entre $5,488 \times 10^{-6}$ et $13,151 \times 10^{-6}$) autour de la valeur moyenne. Cette fluctuation est engendrée par le bruit intrinsèque et par les perturbations extérieures sur la carte d'instrumentation. L'absence de cette dérive temporelle vérifie la stabilité temporelle de ce prototype, pendant la période de nos expérimentations qui a duré plus de 4 mois.

(2) La grandeur du signal n'a aucune influence sur sa stabilité. En comparant les écarts types pour différentes déformations mesurées sur une trajectoire, et en comparant les écarts types sur la même jauge pour $R = 6 \text{ mm}$ et $R = 3 \text{ mm}$, on constate que l'écart type est toujours environ 7×10^{-6} , quelle que soit la déformation de la jauge. En effet, comme cette instabilité du signal a principalement pour origine la partie électronique, la structure mécanique a peu d'influence sur la stabilité de notre prototype.

(3) Par conséquent, la carte d'instrumentation joue un rôle important sur la stabilité du signal. Pour la même trajectoire $R = 6 \text{ mm}$ suivie par l'aiguille, l'écart type de la déformation sur la Jauge2, qui est saisie par une carte d'instrumentation moins performante, est plus grand que celui de la déformation sur la Jauge1. Cet effet vérifie notre conclusion que la chaîne d'instrumentation a un impact décisif sur la stabilité temporelle du signal.

(4) On insiste sur le fait que pour chaque mesure, la tension capturée par la carte d'acquisition est déjà la valeur moyenne de 20 échantillons avec la fréquence d'échantillonnage à 40 Hz. L'augmentation du nombre d'échantillons permettrait aussi de réaliser une fonction de filtrage pour atténuer les effets parasites de la carte d'instrumentation, et ainsi améliorer la stabilité de la déformation mesurée lors des mesures répétitives.

Dans le cadre du projet Carnot C_ISM, un ingénieur M. Escoffier a travaillé au développement d'une carte d'instrumentation avec pour objectif de diminuer l'influence du bruit sur la résolution du système, et d'apporter une meilleure linéarité et précision sur la chaîne d'instrumentation. L'idée principale de cette conception est de réaliser la conversion résistance-tension de plusieurs jauges sur une même carte, afin d'éliminer l'erreur induite par l'incohérence entre les cartes d'instrumentation. Chaque jauge est intégrée dans un pont de Wheatstone sur la carte, et le multiplexage entre les chaînes de conversion est contrôlé par un

microcontrôleur (Pic18F25K20). La communication entre la carte d'instrumentation et l'ordinateur de contrôle par la liaison RS232 est contrôlée par le programme écrit dans le PIC. Plus de détails sur la structure de cette carte sont précisés dans l'annexe 3.

III.4.Conclusion

En conclusion, nous avons tracé l'évolution de la déformation de l'aiguille, en fonction du déplacement de son extrémité libre. Cette évaluation est effectuée par plusieurs approches :

- le calcul théorique,
- la simulation FEM,
- des expérimentations sur le banc de test.

Les résultats obtenus à l'issue de ces approches sont très cohérents, ce qui nous permet de reconstruire la déformée de l'aiguille par une méthode mathématique. En conclusion, ces expérimentations avec notre prototype ont des caractéristiques suivantes :

- **Fiabilité** : Les résultats obtenus sur les points communs de différents parcours sont bien cohérents.
- **Répétabilité** : La variance de déformation sur des mesures répétitives est faible.
- **Stabilité** : Comme les résultats obtenus par plusieurs reprises dans une longue durée sont similaires, ce prototype a évidemment une bonne stabilité temporelle à long terme.
- **Linéarité** : Lorsque l'aiguille suit les trajectoires rectilignes, la variation de la déformation varie linéairement et proportionnellement.
- **Précision** : L'amplificateur d'instrumentation et le circuit XTR106 permettent de détecter une faible variation de la déformation. En synthétisant les résultats obtenus sur les trajectoires rectilignes, on constate que la résolution du déplacement de l'aiguille pourrait atteindre 0,5 mm, qui est suffisante pour son application dans le domaine médical.

Toutes ces caractéristiques nous démontrent que la performance de ce prototype pour la détection de la déformée de l'aiguille pour un cas de charge donné est satisfaisante.

Pourtant, il reste toujours certains points faibles pour ce prototype et notre chaîne d'instrumentation :

- La variation de la résistance de la jauge est vraiment faible, ce qui posera des soucis pour éliminer l'influence du bruit de la carte électronique. En effet, un amplificateur avec le gain élevé est nécessaire pour amplifier la présence de la déformation.
- La qualité de collage des jauges est critique pour la réussite de nos expérimentations, or comme les jauges sont collées manuellement, ni l'accroche des jauges à l'aiguille, ni leur positionnement n'est jamais parfait.
- Etant donné que la variation de la résistance de la jauge est faible, le réglage des cartes d'instrumentation pour s'adapter à ces jauges devient forcément très délicat. De plus, avec les appareils de mesure disponibles, une caractérisation précise de ce prototype s'avère d'autant plus difficile.

Afin d'améliorer les résultats de mesure, on envisage de remplacer les jauges métalliques par des jauges semiconductrices déposées directement en surface de l'aiguille par microfabrication. La résistivité du semiconducteur est beaucoup plus grande que celle du métal, donc les jauges semiconductrices proposent une meilleure sensibilité piézorésistive. Le contact direct entre la couche piézorésistive et le corps d'épreuve permet aussi d'éliminer la perte de contrainte liée au processus de collage. Comme les jauges semiconductrices fonctionnent sur le même principe que les jauges métalliques, les conclusions tirées dans ce rapport valideront naturellement la faisabilité de ce nouveau prototype envisagé. D'un autre côté, le développement d'une nouvelle carte d'instrumentation permettra de diminuer l'influence du bruit sur la résolution du système, et d'apporter une meilleure linéarité et précision sur la chaîne d'instrumentation. Un microcontrôleur est intégré sur cette carte pour réaliser simultanément la commande de lecture et la communication avec le système de contrôle.

Références bibliographiques du Chapitre III

- [85] Strain gauges, document introductif du Tokyo Sokki Kenkyujo
- [86] Datasheet XTR106, 4-20mA current transmitter with bridge excitation and linearization, Texas instruments

CHAPITRE IV

REALISATION DES MICROJAUAGES PAR MICROFABRICATION

Sommaire

CHAPITRE IV Réalisation des microjauge par microfabrication.....	117
IV.1. Introduction	120
IV.2. Mesures d'adaptation en fonction de la géométrie des cylindres.....	120
IV.2.1. Fabrication du support contenant les cylindres.....	120
IV.2.2. Contraintes thermiques.....	122
IV.2.3. Etalement de la résine	122
IV.2.4. Limitation de résolution de la photolithographie.....	124
IV.2.5. Fixation des cylindres	125
IV.2.6. Choix du matériau piézorésistif.....	126
IV.2.7. Technologies de cristallisation du germanium à basse température	127
IV.3. Procédé de microfabrication des jauges de déformation	130
IV.3.1. Prétraitement de la surface du substrat.....	132
IV.3.2. Dépôt de la couche isolante (Si_3N_4).....	133
IV.3.3. Dépôt de la couche piézorésistive (Ge/Au).....	135
IV.3.4. Recuit de cristallisation	138
IV.3.5. Gravure d'or (I2-KI)	138
IV.3.6. Dépôt de la couche conductrice (Cr/Au).....	139
IV.3.7. Wire bonding.....	140
IV.4. Présentation des résultats de caractérisation.....	142
IV.4.1. Présentation des jauges fabriquées.....	142
IV.4.2. Problèmes d'adhérence	143
IV.5. Proposition de procédé alternatif pour les travaux futurs.....	145
IV.6. Conclusion	146
Références bibliographiques du Chapitre IV	147

Résumé du chapitre

Dans ce chapitre, le procédé de microfabrication des microjauges de déformation en germanium est décrit de manière détaillée. Dans un premier temps, les mesures d'adaptation liées à la spécificité des cylindres en tant que substrat sont présentées. Un support en acier inoxydable est fabriqué pour tenir les cylindres pendant la microfabrication, et les paramètres du procédé de fabrication sont ajustés en fonction du type de substrat. Ces adaptations matérielles et paramétriques sur le procédé de microfabrication permettent de rendre les cylindres compatibles dans les équipements de microfabrication en salle blanche, en contournant les exigences imposées sur la dimension et la géométrie du substrat. Ensuite, nous présenterons toutes les étapes de fabrication, avec les explications et les considérations au niveau du choix de technique pour chaque étape. Les obstacles existant dans chaque étape et les solutions proposées sont aussi décrits. Enfin, nous présenterons les jauges fabriquées à l'issue du procédé complet et la caractérisation de ses propriétés structurelles. Nous terminons ce chapitre en proposant un nouveau procédé qui devrait permettre de résoudre les dernières difficultés rencontrées.

IV.1. Introduction

Nous avons présenté dans les chapitres précédents que les microjauges piézorésistives permettent de mesurer l'état de déflexion du cylindre. Dans leurs applications typiques, les jauges métalliques sont collées sur le cylindre par la colle cyanoacrylate. Le défaut du modèle existant est principalement liée à l'insuffisance de la sensibilité piézorésistive et la perte de contrainte en transition entre le substrat et la jauge. Nous envisageons ainsi de remplacer les jauges métalliques par des jauges semiconductrices, directement réalisables avec les technologies de microfabrication. Dans le cas de la microjauge semiconductrice, afin d'assurer une meilleure adhérence de la jauge au substrat et un meilleur transfert de la contrainte entre les couches, les microjauges doivent être directement déposées sur le substrat. Nous allons décrire dans ce chapitre le procédé de fabrication des microjauges piézorésistives en salle blanche. La dimension des microjauges est déjà déterminée par la simulation FEM, en faisant référence aux autres travaux similaires réalisés à travers le monde.

Nous avons énuméré dans le Chapitre I plusieurs travaux récents consistant à réaliser des micro-composants sur des substrats non-conventionnels, mais à notre connaissance, aucun de ces systèmes n'est entièrement réalisé par microfabrication sur substrat courbe. Nous allons ainsi évaluer, observer et compenser l'influence des spécificités du substrat (géométrie et matériau) sur notre procédé de fabrication. Tous les procédés de microfabrication se sont déroulés en salle blanche de la Plateforme Technologies Amont (PTA) et du CIME-Nanotec, à Grenoble.

IV.2. Mesures d'adaptation en fonction de la géométrie des cylindres

Dans ce projet, les microjauges de déformation doivent être réalisées sur deux types de cylindres : le pieu cylindrique d'une aiguille médicale en acier inoxydable, et un cylindre creux en NiTi. Le cylindre en acier a un diamètre extérieur de 0,6 mm, tandis que le tube NiTi a un diamètre extérieur de 0,67 mm et un diamètre intérieur de 0,56 mm. Ces cylindres ont été coupés à environ 10 cm de long, correspondant à la taille d'un wafer de 4 pouces, pour s'adapter aux équipements de microfabrication qui sont destinés aux wafers en silicium.

IV.2.1. Fabrication du support contenant les cylindres

Naturellement, la géométrie de ces cylindres est incompatible avec les équipements de microfabrication, initialement conçus pour les substrats de silicium ou de verre de type wafer. Nous avons ainsi conçu un support en acier inoxydable pour maintenir les cylindres pendant tout le procédé de fabrication. Le support est sous forme d'une plaquette ronde d'acier inoxydable dont le diamètre est de 94 mm. Pour assurer la robustesse de ce support, son épaisseur est de 5 mm. Alors que la densité de l'acier inoxydable ($7,9 \text{ g/cm}^3$) est bien supérieure à celle du silicium ($2,33 \text{ g/cm}^3$), le poids du support est presque 30 fois celui d'un wafer conventionnel de 4 pouces. Ce poids excessif du support pose des contraintes supplémentaires pour sa fixation par aspiration aux équipements de microfabrication. Un chuck spécifique a donc été fabriqué pour tenir le support par force mécanique, au lieu de l'aspiration, lors de sa rotation sur la tournette. Le chuck et le support sont montrés Fig. IV-1.

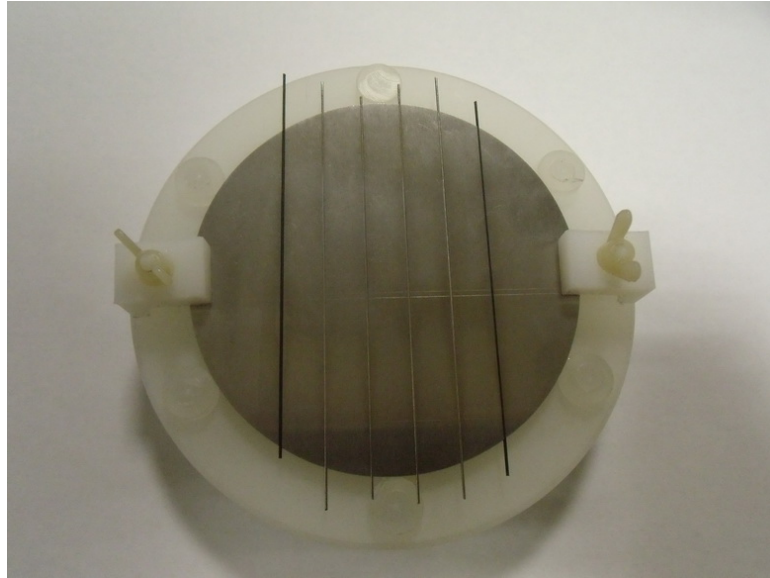


Fig. IV-1 Le support en acier inoxydable contenant les cylindres dans les rainures et le chuck polymère

Les aiguilles sont insérées dans des rainures gravées en surface supérieure du support par électroérosion (Electrical Discharge Machining, EDM), qui permet de réaliser les motifs extrêmement fins. Les diamètres des rainures sont légèrement plus larges que ceux des cylindres pour permettre l'insertion des cylindres dans les rainures tout en évitant le déplacement des cylindres dans certaines étapes du procédé, comme l'enduction et l'alignement. A titre d'exemple, les cylindres en acier ayant un diamètre de 0,6 mm sont contenus dans les rainures de 0,62 mm, et les cylindres en NiTi ayant un diamètre de 0,67 mm sont contenus dans des rainures de 0,69 mm. Pendant les travaux de réalisation des microjagues, aucun déplacement du cylindre n'a été observé. Comme indiqué dans la Fig. IV-2, une ouverture d'environ 350 μm de large est ouverte au-dessus de chaque rainure. Tous les procédés de dépôt de matériau et d'usinage de surface auront lieu dans ces ouvertures. Les sommets des cylindres sont intentionnellement à la même hauteur pour avoir un contact effectif entre le masque et les substrats en photolithographie, et ainsi réduire la perte de résolution à cause de diffraction.

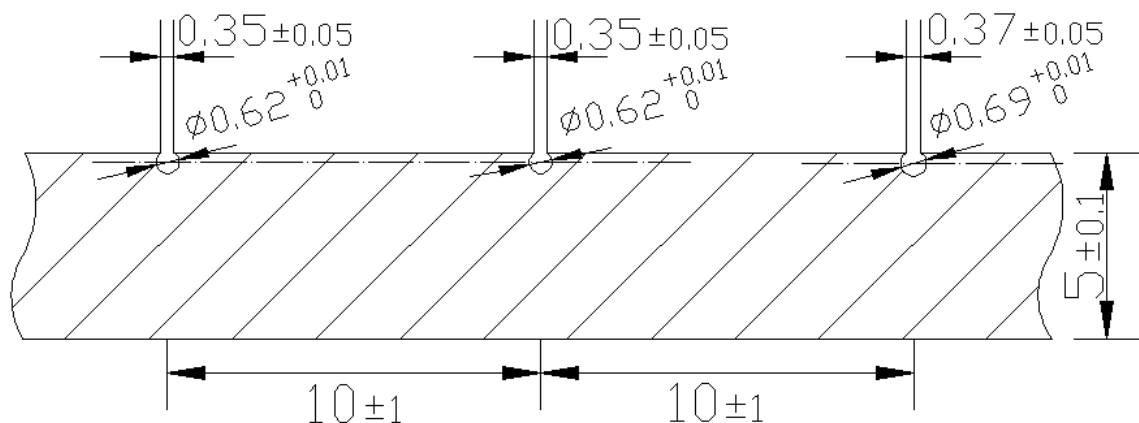


Fig. IV-2 Vue en coupe transversale des rainures cylindriques dans le support

Le choix de l'acier inoxydable est justifié par les raisons suivantes :

- D'abord, pour que le support soit usinable par la machine d'électroérosion, son matériau doit être très bon conducteur.
- Deuxièmement, le support doit être suffisamment robuste pour résister aux efforts mécaniques pendant l'usinage du support et le procédé de microfabrication.
- L'élasticité du métal est une propriété excellente pour la fabrication du support sans prendre le risque de le casser.

Parmi les métaux fréquemment utilisés, l'aluminium est avantageux au niveau du poids, mais sa température d'adoucissement est relativement basse. L'acier inoxydable, dont la température de fonctionnement est relativement plus élevée, s'avère le matériau le mieux adapté pour fabriquer le support. De plus, l'acier inoxydable montre aussi une bonne stabilité chimique pendant les cuissons thermiques et les gravures humides. Cela réduit le risque de contamination des bâtis de dépôt et des bâtis de traitement thermique. Il est aussi possible de réaliser ce support en silicium en ouvrant les rainures carrées ou en forme de 'V' en surface d'un wafer par la gravure sèche ou humide. Le silicium est plus léger par rapport à l'acier, plus résistant à la haute température, mais aussi plus fragile si son épaisseur est faible. Comme il est extrêmement difficile de réaliser les rainures à dimension variable comme présente la Fig. IV-2, nous choisissons finalement l'acier inoxydable pour la fabrication du support.

IV.2.2. Contraintes thermiques

Le choix du matériau et la géométrie du support entraînent des modifications importantes sur le procédé de microfabrication. D'un côté, un grand nombre de procédés se déroulant à haute température ne conviennent pas à notre substrat et doivent être évités. L'acier inoxydable utilisé pour le support est de type C420 (cotation française : Z30C13), dont la température maximale de fonctionnement est limitée à 425°C. A titre d'exemple, le procédé de LPCVD, fréquemment employé pour le dépôt de nitrure de silicium [87-89] et de germanium [90,91], nécessite une température élevée à 850°C [89]. Le procédé de recuit rapide (Rapid thermal annealing, RTA), qui facilite la cristallisation des matériaux amorphe et l'activation des dopants dans le semiconducteur, nécessite une température d'autant plus élevée autour de 1100°C [92]. Tous ces procédés sont incompatibles avec l'exigence thermique du substrat, même s'ils permettent de réaliser certaines étapes de dépôt ou de traitement dans notre procédé de fabrication. Nous sommes ainsi obligés de remplacer ces procédés par des alternatives nécessitant une température plus basse, comme la pulvérisation et l'évaporation. D'ailleurs, l'autre facteur qui impose une contrainte similaire est la résistance thermique de la résine. La résine AZ4562 que nous utilisons pour les procédés de dépôt en lift-off (ce choix sera justifié plus loin) ne supporte pas une température du procédé au-dessus de 200°C.

IV.2.3. Etalement de la résine

D'un autre côté, comme montré Fig. IV-3, on peut observer un dépassement des sommets des cylindres par rapport à la surface supérieure du support. Ce dépassement est fixé autour de 34 μm lors de la conception du support. Cependant, à cause de l'imprécision introduite au cours de la fabrication du support par l'EDM, les ouvertures sont légèrement plus larges que prévues et les dépassements des cylindres se trouvent être de l'ordre de 50 μm . Ces dépassements empêchent l'étalement de la résine au cours de l'enduction. Empiriquement, nous avons trois solutions pour assurer que la résine couvre entièrement la surface exposée des cylindres : l'augmentation de l'épaisseur de la résine, le spray coating et l'électro-dépôt de la résine [93]. Ces deux dernières méthodes servent à mieux étaler la résine avec une épaisseur uniforme sur les substrats non-conventionnels dont l'irrégularité de la surface est supérieure à 10 μm . Ne disposant pas de cet équipement à Grenoble, nous effectuons le dépôt

de la résine par enduction, en utilisant la résine épaisse AZ 4562 pour couvrir l'ensemble de la surface du substrat et du support.

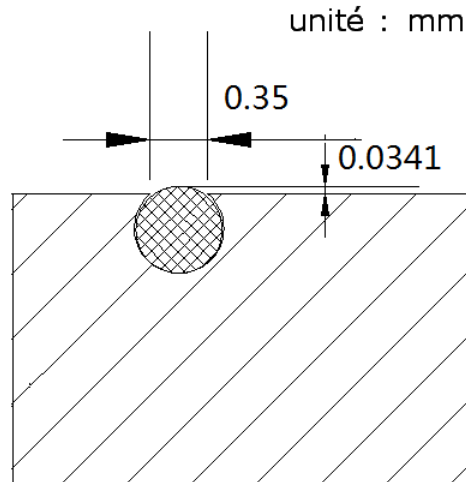


Fig. IV-3 Dépassement du cylindre par rapport à la surface supérieure du support

Par ailleurs, le poids du support étant très important, la vitesse de rotation de la tournette d'enduction est limitée à 2000 rpm (tours par minute), au-delà de laquelle la tournette commence à trembler, ce qui risque d'endommager l'appareil. Cette faible vitesse de rotation entraîne une augmentation de l'épaisseur de la résine.

La géométrie irrégulière du substrat entraîne aussi l'irrégularité de cette épaisseur. Comme montré dans la Fig. IV-3, quand le support est en rotation, la pente formée par le dépassement du cylindre a une tendance à empêcher l'étalement de la résine du côté centripète sous l'effet de la gravité. Du côté centrifuge, cette tendance est inverse : l'étalement de la résine est assisté par l'effet de gravité. Par conséquent, nous avons observé des épaisseurs différentes de la résine des deux côtés du cylindre : 9~12 μm côté centrifuge, 10~15 μm côté centripète, comme indiqué Fig. IV-4. Cette variation de l'épaisseur de la résine nécessite des modifications de la durée d'insolation et de développement de la résine. Le temps de relaxation de la résine après l'enduction doit aussi être proportionnellement augmenté, compte tenu de l'épaisseur de la résine.

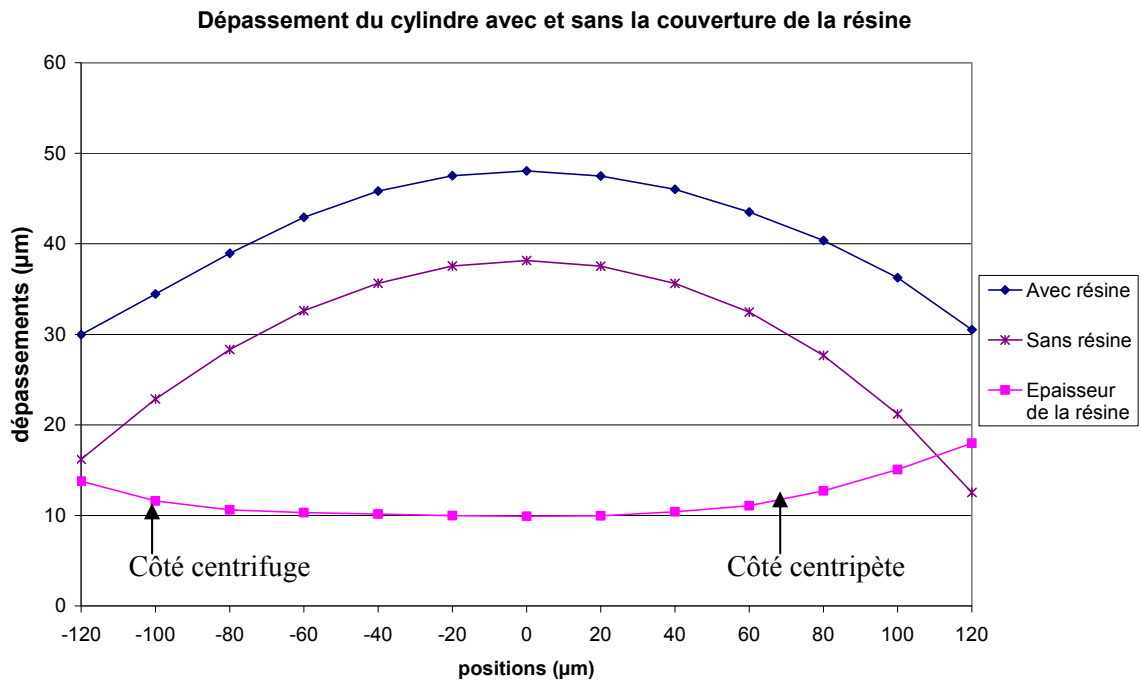


Fig. IV-4 Mesure de l'épaisseur de la résine sur un cylindre avec le profilomètre

L'épaisseur de la résine est caractérisée de manière différentielle avec un profilomètre, en comparant le profil de la surface avant et après le dépôt de la résine. La caractérisation par ellipsométrie, qui est fréquemment utilisée pour mesurer l'épaisseur d'une couche fine transparente, ne convient pas à notre substrat courbé qui n'amène pas à la focalisation de la lumière réfléchie par le cylindre.

IV.2.4. Limitation de résolution de la photolithographie

De plus, le dépassement des cylindres mentionné dans le paragraphe IV.2.3 pose quelques contraintes sur la résolution de la photolithographie. L'imprécision de photolithographie est issue de deux origines : d'abord, la réflexion des rayons UV par le substrat métallique et le contact entre le masque et le substrat. Kim et al. [94] ont montré que lorsque le substrat est courbé, le rayon réfléchi par le substrat en acier pourrait élargir considérablement la zone insolée de la résine, et créerait ainsi l'imprécision du transfert de motif à l'issue du développement (Fig. IV-5). Deuxièmement, Le contact entre le masque et le substrat se trouve seulement sur la génératrice au sommet du cylindre. La distance entre le masque et le substrat n'est donc plus constante, comme indiqué Fig. IV-6. Toute réflexion du rayonnement entre le masque et le substrat risque de dégrader la précision de la photolithographie. Nous allons évaluer quantitativement cette limite de résolution plus loin dans ce chapitre.

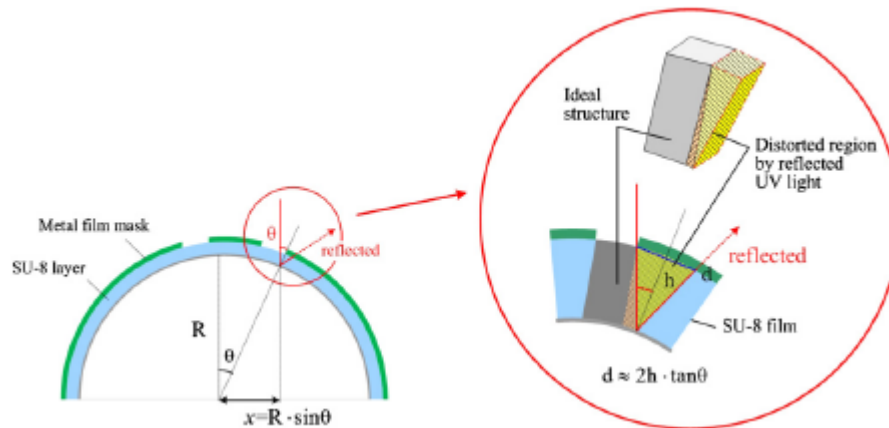


Fig. IV-5 Réflexion de l'UV en surface courbée pendant la photolithographie [94]

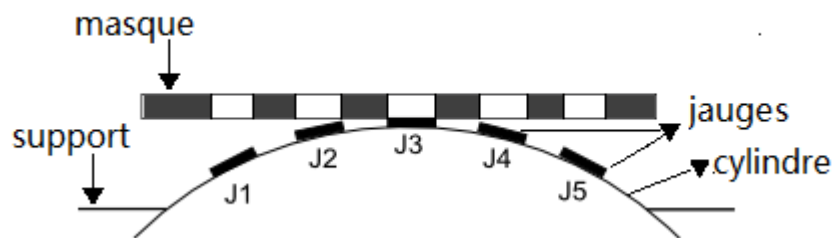


Fig. IV-6 Présentation virtuelle de l'état de contact entre le masque et le substrat

Nous avons ainsi effectué des essais de photolithographie en réalisant des motifs en résine à la surface du cylindre, afin de déterminer la meilleure résolution de la photolithographie à notre portée, et l'influence des facteurs, comme la dimension de la microjauge et la courbure du cylindre, sur la qualité de photolithographie. Ceci nous permet également de prévoir les défauts dans le dessin des masques suivants. La dimension des microjauges à réaliser par microfabrication est déterminée en fonction des résultats de ces essais, et la conception du masque a subséquemment pris en compte la limite de la résolution.

IV.2.5. Fixation des cylindres

Une autre spécificité de ce travail est liée à la possibilité de déplacement des cylindres dans les rainures. Nous avons vérifié que les cylindres ne se déplacent pas dans les rainures lors de la rotation à haute vitesse pendant l'enduction, mais la vibration des cylindres a été observée sous l'effet des ultrasons servant à l'enlèvement de la résine dans la paillasse de gravure chimique pendant le procédé de lift-off. Les déplacements des cylindres entre différentes étapes de microfabrication posent des problèmes sérieux pour l'alignement des couches constituant les microjauges. A cet effet, nous avons réalisé des marques d'alignement sur la surface plane du support mais aussi sur les cylindres.

De plus, les cylindres sont fixés par des bandes adhésives de kapton uniformément espacées et collées sur le support, comme illustré Fig. IV-7. Ces scotches de kapton sont compatibles avec les bâtis de pulvérisation et d'évaporation, et résistants aux produits chimiques utilisés dans notre procédé de microfabrication. Il faut aussi faire attention à la distance entre les scotches, car les bandes trop proches induisent plus de difficultés pour l'étalement de la résine par enduction. Il n'y aura aucune jauge qui sera réalisée sur les cylindres dans les zones couvertes par les scotches, mais la quantité de jauges n'est pas une exigence majeure dans ce travail.

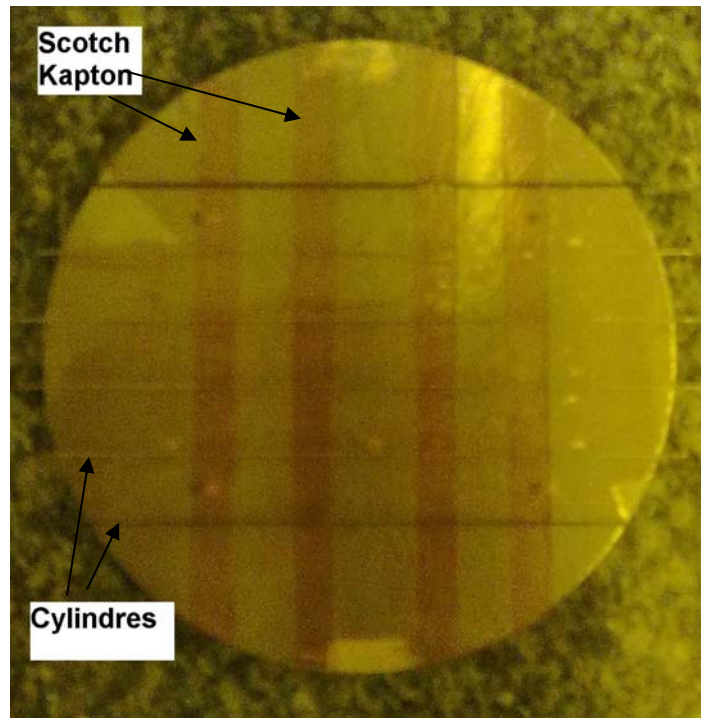


Fig. IV-7 Fixation des cylindres dans les rainures à l'aide des scotches de kapton

IV.2.6. Choix du matériau piézorésistif

Comme nous l'avons démontré dans le Chapitre I, le matériau qui s'adapte le mieux à la réalisation des jauges de déformation est le matériau semiconducteur piézorésistif. Le polysilicium est le matériau typique pour cette application, mais dans notre cas, la température de cristallisation pour le silicium est autour de 650°C [95], qui apparaît trop élevée par rapport à la limite de température présentée pour le support. En tenant compte de la disponibilité des équipements (les bâtis de PECVD et de LPCVD pour déposer le silicium nous sont indisponibles par souci de contamination), le germanium s'avère le meilleur candidat pour la couche piézorésistive, dans un premier temps. Le dépôt de germanium peut être réalisé par évaporation, au cours de laquelle l'échauffement du substrat peut être contrôlé à un niveau inférieur à environ 100°C . Cela nous permettrait aussi de déposer successivement deux couches de matériaux différents dans le même bâti, sans le souci de contamination ou d'oxydation par exposition à l'air entre les étapes de dépôt. La température de cristallisation du germanium dans un recuit thermique est d'environ 450°C , bien inférieure à celle du silicium ($\sim 700^{\circ}\text{C}$). Nous montrons plus loin que cette température peut être encore bien réduite.

La piézorésistivité du germanium est déjà démontrée dans le Chapitre II. La sensibilité piézorésistive, représentée ici par le facteur de jauge, est comparable à celle du polysilicium. Le facteur de jauge du germanium se trouve entre 18 et 42, selon la littérature. Les facteurs d'influence sur la piézorésistivité comprennent le niveau du dopage [96], la taille du grain [96-98], et l'épaisseur du film. La linéarité et la répétitivité du polyGe au niveau de sa piézorésistivité ont été vérifiées [97,99].

Expérimentalement, le germanium a été moins fréquemment utilisé en tant que matériau piézorésistif, parce que son coût est relativement plus élevé. C'est récemment que le germanium attire de nouveau l'intérêt de recherche, car la haute mobilité des porteurs dans le germanium cristallin convient mieux aux exigences des composants microélectroniques RF. Dans le domaine de l'optoélectronique, les capteurs CMOS à base de germanium [100] sont largement adoptés sur les substrats synthétiques comme le polymère, où la température de cristallisation du silicium paraît trop élevée pour l'utilisation sécurisée de ces matériaux. Basé

sur les mêmes considérations, l'utilisation de germanium pour la couche piézorésistive devient un choix logique en tenant compte du substrat métallique.

Il est constaté dans plusieurs articles que le polyGe montre intrinsèquement une conductivité de type-P [91, 99, 101, 102]. Ce phénomène peut être expliqué par les défauts dans la structure cristalline et aux frontières des grains [99]. La conductivité du germanium polycristallin non-dopé est supérieure à 1S/cm, qui représente une concentration équivalente de dopant à 10^{18} cm^{-3} [101, 102]. Par conséquent, nous allons essayer dans un premier temps de ne pas doper le polyGe pour évaluer les caractéristiques électriques et piézorésistives de la microjauge. Par ailleurs, il a été constaté qu'une concentration de bore supérieure à 10% pourrait rendre le germanium à l'état amorphe.

IV.2.7. Technologies de cristallisation du germanium à basse température

Il est évoqué dans les paragraphes précédents que le processus de cristallisation du germanium amorphe démarre normalement à 380°C. Pour achever une cristallisation complète, la température de recuit doit atteindre 450°C [90], ce qui est trop élevée pour le support en acier, dont la température maximale d'utilisation se trouve entre 420°C et 440°C. Dans notre intérêt, il serait rationnel de chercher à réduire davantage la température de cristallisation du germanium. Trois solutions ont été proposées dans les années récentes dans la littérature : la cristallisation assistée par laser excimère [103, 104], la cristallisation induite par métal (MIC) [90, 105-109] et la cristallisation assistée par la contrainte [110, 111]. Cette dernière est impraticable pour notre application, parce qu'il est impossible d'imposer un effort mécanique dans le four de recuit. En conséquence, on compare à priori les deux premières méthodes au niveau de leur faisabilité.

Depuis les années 70, le laser a été utilisé pour le recuit de cristallisation du silicium, pour l'activation de dopants ou la réparation des défauts cristallins suite à l'implantation ionique. Le faisceau laser (souvent sous forme de laser à excimère tel que ArF, XeCl et KrF) en pulsation pour une durée de l'ordre de quelques dizaines de nanosecondes irradie la surface du matériau amorphe. La haute densité énergétique du faisceau laser engendre une augmentation immédiate de la température du matériau irradié et permet la fusion et la réorganisation des grains cristallins du semiconducteur, pendant une durée très courte. A la fin des irradiations, la taille des grains cristallins augmente et le matériau devient polycristallin. Les paramètres déterminant l'effet de cristallisation comprennent la densité énergétique du laser, la durée d'irradiation, la profondeur d'absorption du laser dans le matériau et la température ambiante du substrat [103, 112, 113]. Lorsque la durée d'irradiation est très courte, la dissipation de la chaleur étant très rapide, le substrat n'est pas suffisamment chauffé, et se maintient à une température relativement basse. Cette technologie est très souvent utilisée sur les substrats incompatibles avec une haute température. Serikawa et Omata [114] ont réalisé la cristallisation du film Si et l'activation du dopant avec le laser excimère KrF tout en limitant la température du procédé à 200°C.

L'autre possibilité de réduire la température de cristallisation est l'activation métallique (Metal-induced crystallization, MIC). Une couche fine de métal est déposée sur le germanium qui permet de réduire la température de cristallisation au cours du recuit. Ce procédé est plus compatible avec les procédés de microfabrication en salle blanche, mais il apporte également des soucis de contamination métallique dans l'industrie microélectronique. La cristallisation est toujours stimulée par un recuit thermique ou optique (par laser) qui fournit l'énergie nécessaire pour la transformation du semiconducteur amorphe en phase polycristalline, mais le mécanisme de ce procédé peut être respectivement expliqué pour deux groupes de métaux :

- Les métaux eutectiques (Al, Au, Ag) sont ceux qui ne produisent pas de composé chimique avec le germanium. Le procédé de cristallisation est déclenché par une diffusion bidirectionnelle d'atomes : les atomes de métal se diffusent dans le

germanium et les atomes de germanium se déplacent dans le métal. Ce phénomène peut être expliqué par le modèle proposé dans [105] : la liaison covalente Ge-Ge à l'interface métal-semiconducteur est affaiblie à cause du métal. En présence d'énergie d'activation, des atomes de germanium se déplacent vers le film métallique où le grain cristallin se forme aux frontières des grains métalliques. La croissance des noyaux de Ge cristallin génère finalement une couche continue de germanium polycristallin à la place initiale du métal. Au contraire, le métal diffuse dans le sens inverse pour remplir les vacances dans le germanium amorphe. On peut ainsi observer une inversion de position des couches, comme indiqué Fig. IV-8. Il faut aussi remarquer que cette inversion de position des couches n'est pas sûre d'avoir lieu, puisqu'il a été observé par Wang et al. que la cristallisation de Ge est plus probable à l'interface du germanium avec le métal et que la diffusion en profondeur dans le métal est empêchée par le Ge cristallin à l'interface [115]. La diffusion du métal va certainement augmenter la conductivité du film de Ge, mais aucune recherche ne s'est focalisée sur son influence sur la piézorésistivité.

- Pour les autres métaux, ils forment d'abord un composé avec le germanium à l'interface de contact métal/semiconducteur. C'est le grain de ce composé qui se déplace vers le fond du film de Ge. Ceci est dû à la différence en potentiel chimique entre les atomes du métal et du germanium à l'interface germaniure/germanium. La cristallisation du germanium amorphe est achevée suivant la trajectoire de diffusion du nodule de germaniure, comme montré Fig. IV-8. A notre connaissance, seulement un article [98] a traité du sujet de la piézorésistivité du germanium cristallisé par MIC (Cu) qui montre de très bonnes propriétés piézorésistives.

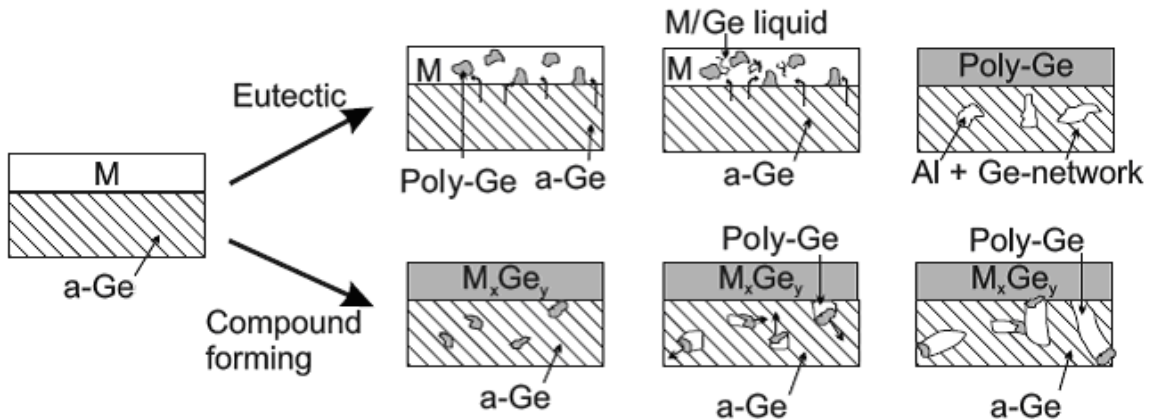


Fig. IV-8 Mécanismes de cristallisation du germanium amorphe assisté par la technique MIC [105]

Par rapport à la méthode de cristallisation assistée par laser, la technique MIC est mieux adaptée à la couche en germanium, car le procédé entier peut être réalisé en compatibilité avec les équipements de microfabrication. De plus, contrairement à la difficulté de contrôler le déplacement de la source laser sur la zone concernée dont les dimensions sont de l'ordre du micron, il est plus facile de structurer la forme de la couche d'activation par la photolithographie. Nous avons ainsi choisi la méthode MIC pour réduire la température de cristallisation du germanium.

En fonction de l'état de la bande d'énergie, les métaux sont plus ou moins efficaces en réduisant la température de cristallisation du Ge. Le schéma ci-après résume les températures de cristallisation en fonction du métal déposé dessus [90, 105]. Les statistiques données dans les deux listes sont plutôt cohérentes, sauf pour les métaux eutectiques (Au, Al, Pd). L'incohérence peut être liée à la différence en épaisseur de la couche métallique. Il est

également constaté dans l'article [107] que c'est l'or qui réduit au maximum la température de cristallisation du Ge jusqu'à 170°C.

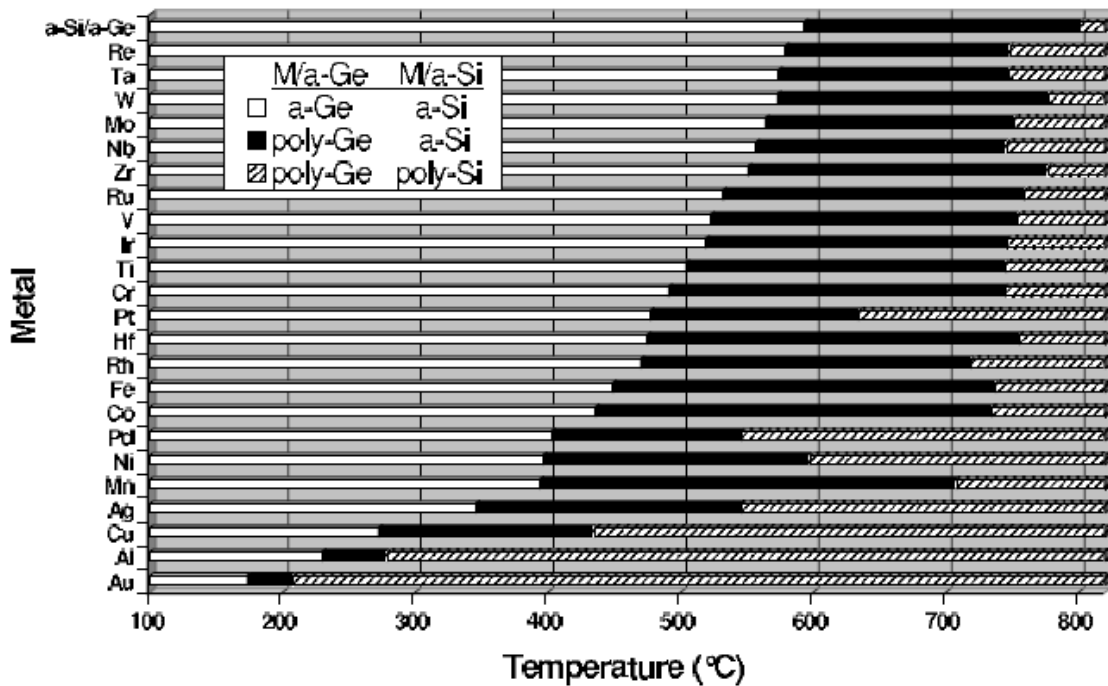


Fig. IV-9 Effet de réduction de la température de cristallisation du Si et Ge en fonction du métal incitant [105]

Deux facteurs déterminent essentiellement la variation de la température de cristallisation : l'épaisseur du film métallique et la condition de recuit. Il a été observé qu'un film métallique trop fin est incapable de suffisamment baisser la température de cristallisation. Une couche de métal ayant une épaisseur importante permet aussi d'augmenter la taille de grain du polyGe généré et ainsi sa piézorésistivité [105, 108, 116]. Pour une couche Ge de 400 nm d'épais, l'épaisseur de la couche métallique devrait être de 20~30 nm.

La cristallisation du Ge est un procédé qui dure éventuellement une période considérablement longue. Le temps nécessaire pour la cristallisation est inversement proportionnel à la température de recuit. Dans le cas de la cristallisation du Ge assistée par Cu [110], les temps nécessaires pour la cristallisation du Ge (épaisseur 50 nm) sont respectivement 6 heures à 130°C et 1 heure à 180°C. Dans nos travaux, la température du substrat métallique est très basse pendant le dépôt du Ge par évaporation, la couche de Ge est donc amorphe à l'issue du dépôt. Nous avons choisi l'or pour métal d'activation qui est le plus performant pour réduire la température de cristallisation du Ge, comme montré Fig. IV-9. Le niveau de cristallisation peut être vérifié par XRD (X-Ray Diffraction) et par la spectroscopie Raman.

IV.3. Procédé de microfabrication des jauges de déformation

Après avoir déterminé toutes les mesures d'adaptation liées aux caractéristiques spécifiques du substrat, nous arrivons à définir le procédé de fabrication des microjauges en germanium sur la surface des cylindres métallique. La structure 3D de la microjauge est présentée Fig. IV-10 : elle a une dimension typique de $500 \times 150 \mu\text{m}$, et sa forme longue et fine en 'U' permet d'éliminer au maximum l'influence de l'effet transverse dans les matériaux piézorésistifs. La largeur de la microjauge est supérieure à sa valeur initiale ($100 \mu\text{m}$) prévue pour la modélisation afin d'améliorer la sûreté de nos premiers essais de fabrication.

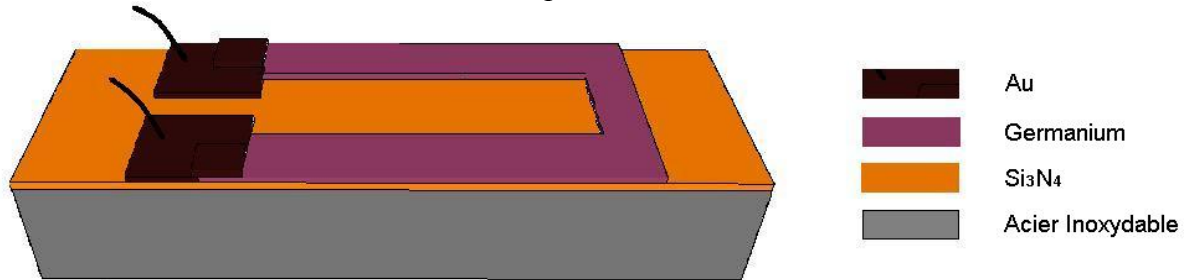


Fig. IV-10 Structure 3D de la microjauge en germanium sur le cylindre

La microjauge est constituée de trois couches empilées : la couche fine (épaisseur 200 nm) de nitrure de silicium (Si_3N_4) couvre entièrement la surface des cylindres (sauf les zones couvertes par les scotches kapton) pour réaliser une isolation électrique. Cette couche de Si_3N_4 est déposée par pulvérisation. Le germanium ayant une épaisseur de 400 nm est déposé et structuré en lift-off par évaporation. Une couche de Cr/Au est ensuite déposée de la même façon pour réaliser le contact électrique. A plus long terme, on envisage aussi de déposer une couche biocompatible pour la passivation du composant dans les applications *in-vivo*. Les étapes de fabrication sont illustrées par la Fig. IV-11, et un récapitulatif des procédés de microfabrication est présenté dans le Tableau I-1.

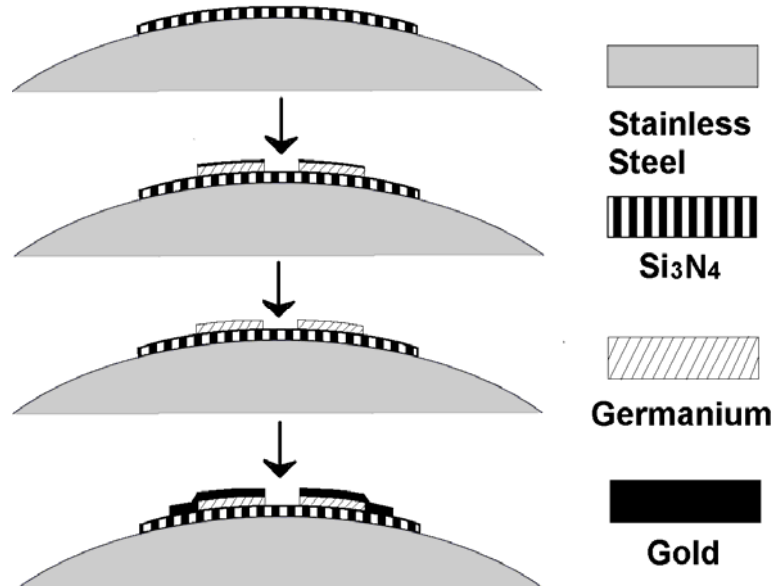


Fig. IV-11 Etapes principales du procédé de microfabrication

Tableau IV-1 Récapitulatif du procédé de fabrication des microjauges

Etape	Procédé	Paramètres
1. Dépôt de Si_3N_4	Nettoyage chimique de la surface	Acétone, éthanol
	Dépôt de la couche isolante Si_3N_4	Pulvérisation, 200 nm
2. Dépôt du Ge/Au par lift-off	Dépôt de la résine par enduction	2000 rpm, 60"
	Relaxation	15min
	Cuisson (soft bake)	90°C, 90"
	Insolation UV 365 nm	720 mJ/cm ²
	Développement	AZ développeur, 4'30"
	Dépôt du film piézorésistif de Ge	Evaporation, 400nm
	Dépôt du film d'activation Au	Evaporation, 20nm
	Enlèvement de la résine	Acétone+ultrason
	Rinçage et séchage	Eau DI
3. Cristallisation MIC	Cristallisation du Ge amorphe	Cuisson, 300°C, 2h
	Gravure Humide de la couche d' Au	I ₂ -KI, 60"
	Rinçage et séchage	Eau DI
4. Dépôt du Cr/Au par lift-off	Dépôt de la résine par enduction	2000 rpm, 60"
	Relaxation	15min
	Cuisson (soft bake)	90°C, 90"
	Insolation UV 365 nm	720 mJ/cm ²
	Développement	AZ développeur, 4'30"
	Dépôt du film Cr/Au	Evaporation Cr: 10nm Evaporation Au : 400nm
	Enlèvement de la résine	Acétone
	Rinçage et séchage	Eau DI
5. Connectique	Wire bonding	Colle conductrice

A cette étape, nous préparons la fabrication de 30 microjauges régulièrement espacées sur les 6 cylindres dans le support, soit 5 jauges sur chaque cylindre. La distance entre deux jauges adjacentes est 1,5 cm. Les jauges également espacées permettent d'évaluer la linéarité de leur piézorésistivité, car en cas de déflexion du cylindre, la contrainte axiale varie linéairement le long du cylindre. Les jauges sont toutes en forme de 'U' pour minimiser l'influence de l'effet transverse. Les jauges ont une longueur unique de 500 μm , et la largeur du bras varie entre 50 μm et 70 μm afin d'estimer son influence sur la piézorésistivité. La configuration des composants sur le masque est présentée Fig. IV-12. La proportionnalité des dimensions n'est pas respectée dans cette figure indicative.

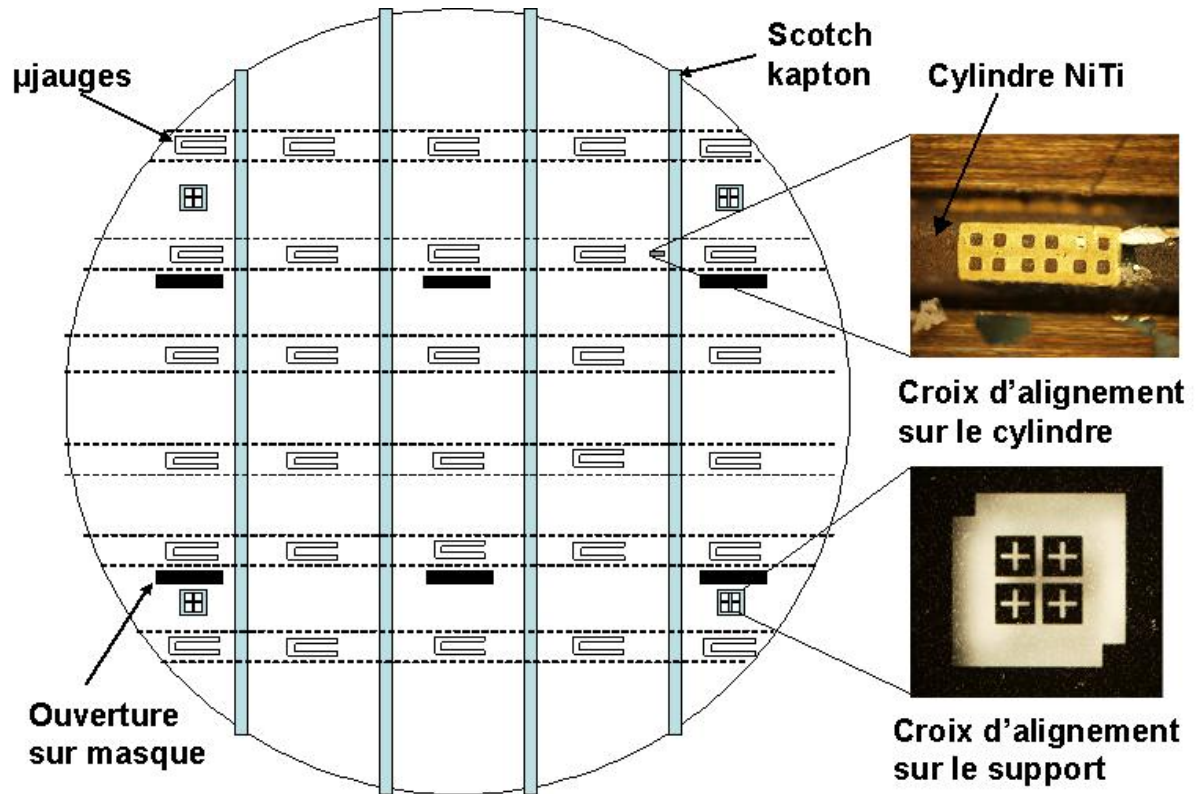


Fig. IV-12 Placements des microjauge et la configuration des motifs sur le masque

L'utilisation de la méthode lift-off est justifiée par la raison suivante : pour structurer les formes de la couche de germanium et de celle de l'or, il existe trois possibilités : gravure humide, gravure sèche et la procédure lift-off. La gravure d'or se fait très rarement par RIE car ses propriétés chimiques sont relativement stables. La gravure humide d'or est réalisée par le produit IKI ($I_2:KI:H_2O$), qui grave aussi le germanium avec une vitesse de gravure réduite. Par conséquent, la méthode lift-off s'adapte mieux au niveau de la faisabilité et de la sélectivité entre matériaux. Concernant le germanium, sa gravure humide peut être réalisée par H_2O_2 avec une sélectivité satisfaisante. Pour la gravure sèche du germanium, plusieurs plasmas fluorés et chlorés sont évoqués dans différents articles comme CF_4 , SF_6 , CCl_2F_2 et Cl_2 [117-119], mais la formule CF_4+O_2 présente une mauvaise sélectivité entre Ge et Si_3N_4 . Pour la formule SF_6+O_2 , ce problème de sélectivité persiste mais s'avère moins critique. En conclusion, nous choisissons la méthode lift-off pour la structuration des couches Ge et Au afin de protéger l'intégralité de la couche isolante Si_3N_4 et du substrat métallique. Il faut donc être d'autant plus attentif à la température de dépôt car la résine AZ4562 ne résiste pas à la température au-delà de $200^\circ C$.

IV.3.1. Prétraitement de la surface du substrat

Les substrats utilisés dans notre procédé, les cylindres en acier inoxydable et NiTi, n'ont pas un état de surface idéal en tant que substrat pour la microfabrication. Les défauts principaux sont la formation d'une couche d'oxyde ou d'hydrocarbure en surface des cylindres et la rugosité de la surface. Cette couche d'impuretés empêche considérablement l'adhérence du Si_3N_4 sur le substrat. Plusieurs méthodes ont été proposées pour le nettoyage et le polissage du substrat, y compris le polissage dans les ultrasons avec les poudres micrométrique de diamant, et l'électro-polissage en mettant le substrat dans un électrolyte. Pour le moment, nous ne disposons pas d'accès à ces appareils pour le nettoyage de la surface. La couche de TiO_2 , relativement épaisse sur le tube NiTi, est finalement enlevée avec un

papier de verre, et la couche d'hydrocarbure sur les cylindres en acier est enlevée par un traitement *in-situ* dans le plasma avant le dépôt de Si_3N_4 . L'enlèvement des impuretés est nécessaire pour renforcer l'adhérence de la couche Si_3N_4 au substrat, comme observé par Bertrand et al. [120]. Avant d'entrer dans les bûtes de dépôt des matériaux, le substrat est d'abord nettoyé dans l'acétone et l'éthanol, et puis rincé pour éliminer les traces organiques sur le support.

IV.3.2. Dépôt de la couche isolante (Si_3N_4)

IV.3.2.1. Choix du matériau isolant

Les substrats utilisés dans notre projet, l'acier inoxydable et l'alliage NiTi, sont tous les deux très bons conducteurs. L'isolation électrique entre le substrat et la jauge piézorésistive devient ainsi indispensable pour pouvoir caractériser correctement la variation de la résistance de la jauge. Contrairement au substrat en silicium, la réalisation de cette couche isolante ne peut pas passer par la croissance ou l'oxydation à la surface. Ce matériau isolant doit être réalisable par la technique classique de dépôt, comme le PVD ou le CVD.

Basé sur le critère ci-dessus, les matériaux isolants les plus souvent utilisés sont la silice (SiO_2) et le nitrure de silicium (Si_3N_4). Nous avons choisi le Si_3N_4 en tenant compte des raisons suivantes :

- Le module de Young du Si_3N_4 (160~190GPa) est plus proche de celui de l'acier inoxydable (200GPa), ce qui réduit la contrainte résiduelle engendrée à l'interface des deux matériaux. D'un autre côté, le module de Young de SiO_2 est environ de 80 GPa.
- Le coefficient de dilatation thermique du Si_3N_4 (3,3ppm/°C) est aussi plus proche de celui du substrat en acier (16ppm/°C) par rapport à SiO_2 (0,55ppm/°C), ce qui réduit la contrainte thermique dans le film liée à la variation de température durant le procédé de dépôt. L'origine de cette contrainte sera expliquée plus tard dans ce chapitre.
- En comparaison avec SiO_2 , le Si_3N_4 démontre une meilleure adhérence aux substrats NiTi et acier inoxydable [120, 121].

En tant que matériau isolant, le Si_3N_4 exhibe des propriétés diélectriques excellentes, marquées par une rigidité diélectrique de 10MV/cm. Ceci signifie que pour avoir une tension de claquage de la couche isolante au-dessus de 100V, l'épaisseur du film Si_3N_4 doit être au minimum 100nm. Cette épaisseur est facilement atteignable dans le procédé de dépôt. Compte tenu de la rugosité de la surface du substrat, nous augmentons l'épaisseur de la couche Si_3N_4 à 200nm pour assurer une isolation électrique complète.

IV.3.2.2. Configuration de la pulvérisation

Le dépôt de Si_3N_4 est réalisé par pulvérisation RF (Alliance concept AC 450). L'appareil de dépôt par pulvérisation cathodique AC 450 est utilisé pour le dépôt des oxydes et de nitrures de manière directe ou bien réactive. Dans ce travail, la cible utilisée est le Si_3N_4 lui-même. La cible est bombardée par des ions d'argon excités dans un plasma autour de la cible. Les atomes de silicium et d'azote provoqués par ce bombardement se diffusent et se condensent sur le substrat. Il est aussi possible de déposer le Si_3N_4 en excitant la cible en silicium en réaction avec l'azote injecté dans la chambre de dépôt afin de pouvoir ajuster la stoechiométrie de Si_3N_4 .

Avant le procédé de dépôt, nous avons effectué un nettoyage de la surface des cylindres par un bombardement ionique dans le plasma. Ensuite un pompage au sein du bâti permet d'éliminer les impuretés dans l'environnement de dépôt. La vitesse de dépôt est estimée à 0,18nm/s, donc la durée pour déposer une couche Si_3N_4 de 100nm est environ 9'15". Le procédé entier de dépôt du Si_3N_4 est tronqué en deux périodes : d'abord une première couche de 100nm d'épais est déposée pendant 9'15". Ensuite, le dépôt est suspendu pendant 10 minutes permettant le refroidissement naturel du substrat. Le même processus de dépôt est

repris pour augmenter l'épaisseur du film Si_3N_4 à 200nm. L'intérêt d'interrompre le procédé de dépôt est d'éviter un sur-échauffement du substrat pendant la pulvérisation qui entraîne un craquement du film. Nous avons déjà observé ce phénomène lors de notre premier essai de dépôt. Une couche Si_3N_4 de 200nm était directement déposée sur le substrat en acier inoxydable, et le craquement du film est évident, comme indiqué par la Fig. IV-13. La cause de ce craquement est très probablement la contrainte thermique résiduelle très importante due au réchauffement du substrat. En divisant cette étape en deux périodes, le film du Si_3N_4 est bien plus uniforme sur l'ensemble du substrat. La couleur du film Si_3N_4 varie en fonction de son épaisseur, et la couleur rose correspond à une épaisseur d'environ 200nm, bien en cohérence avec notre estimation. La configuration des paramètres de la pulvérisation est présentée dans le Tableau IV-2:

Tableau IV-2 Paramètres du traitement de la surface et du dépôt SiN par pulvérisation

Prétraitement de la surface		Dépôt du film Si_3N_4	
Puissance RF	500W	Puissance RF	125W
Gaz	Ar	Gaz	Ar
Pression	8mTorr	Pression	0,75mTorr
Flux	60sccm	Cible	Si_3N_4
		Vitesse de dépôt	0,18nm/s

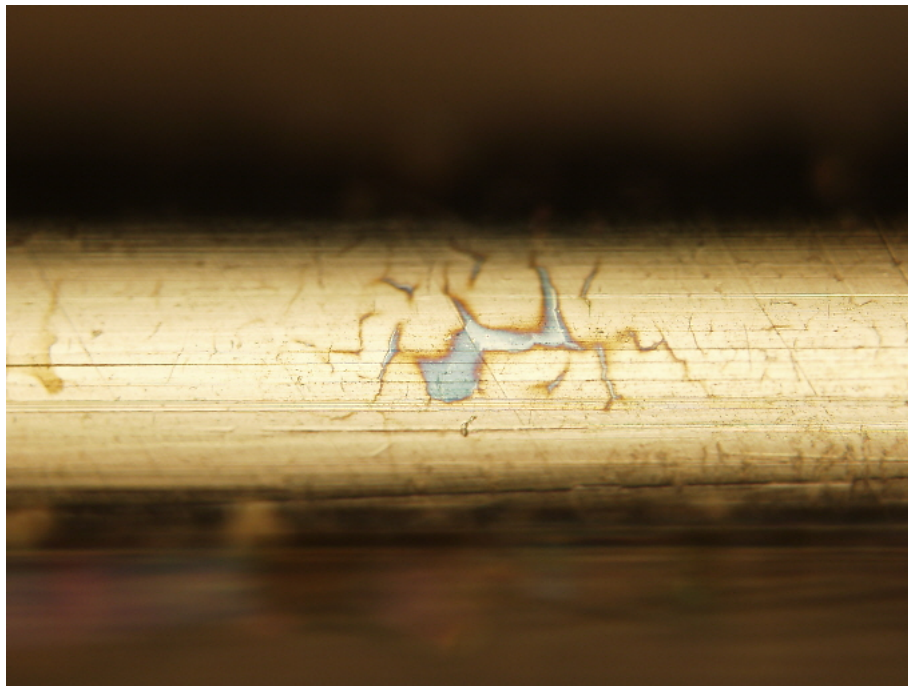


Fig. IV-13 Craquement de la couche de nitrure de silicium après le dépôt par pulvérisation en une seule étape

IV.3.2.3. Contrainte résiduelle

La problématique principale lors du dépôt de Si_3N_4 est la contrainte résiduelle dans le film Si_3N_4 en fonction de la condition de dépôt. De manière générale, le film Si_3N_4 déposé par LPCVD subit une contrainte en traction, tandis que le film déposé par pulvérisation ou par PECVD en basse fréquence subit une contrainte en compression, qui est de l'ordre de -1 GPa [122]. On peut ajuster les paramètres du PECVD pour obtenir un film mince de Si_3N_4 sans contrainte résiduelle. La contrainte résiduelle impose des limitations sur l'épaisseur maximale de la couche Si_3N_4 [123], car la contrainte de rupture de Si_3N_4 se trouve entre 1,0~3,4GPa

selon la littérature, et la contrainte résiduelle importante risque de casser le film à l'issue d'une déflexion du cylindre.

Analytiquement, la contrainte résiduelle du film peut être décomposée en trois éléments [124]:

$$\sigma = \sigma_T + \sigma_g + \sigma_m$$

parmi lesquels σ_T signifie la contrainte thermique due au rétrécissement du film à cause du refroidissement après le dépôt, σ_g représente la contrainte intrinsèque (growth-induced stress) due au bombardement des particules énergétiques sur le corps d'épreuve au cours du dépôt, et σ_m représente la contrainte structurelle (structural mismatch stress). Dans le film amorphe, la valeur de ce dernier est autour de 0.

La contrainte thermique a pour origine la différence du coefficient de dilatation thermique (CTE) entre le film et le substrat. Elle peut être calculée par l'équation suivante:

$$\sigma_T = \frac{E}{1-\nu} \int_{T_R}^{T_D} (\alpha_f(T) - \alpha_s(T)) dT$$

E: module de Young du film Si_3N_4 , ν : coefficient de Poisson de Si_3N_4

α_s et α_f sont respectivement les CTEs du substrat et du film.

De manière approximative, les CTEs sont constants en fonction de la température, les valeurs des constantes sont connues pour : $\alpha_s = 17,3 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ (acier), $\alpha_f = 2,5 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ (Si_3N_4), $E = 160 \text{ GPa}$ et $\nu = 0,25$. Si la variation de température au cours du dépôt est $\Delta T = 200^\circ\text{C}$, la contrainte thermique σ_T est calculée d'être $-0,52 \text{ GPa}$, en compression. Plus la température de dépôt est élevée, plus la contrainte thermique sera importante.

La contrainte intrinsèque est toujours en compression mais ne peut pas être calculée par une équation. Elle dépend du niveau de défauts dans le film créé par le bombardement des ions et des atomes, dont les paramètres cruciaux d'influence sont la puissance, la polarisation du substrat et la pression dans la chambre, etc [124].

En résumé, plusieurs paramètres du process ont un impact influent sur la contrainte résiduelle du film Si_3N_4 , y compris la température du substrat, la tension de polarisation du substrat, la puissance RF, la stoechiométrie du nitrure de silicium, la pression dans l'enceinte de dépôt, l'épaisseur du film et la condition de recuit, etc. [125] Une analyse détaillée sur l'influence de chaque paramètre est présentée dans l'annexe 2. En bref, les approches suivantes favorisent la réduction de la contrainte résiduelle dans le film Si_3N_4 :

- Réduire la tension de polarisation du substrat;
- Limiter la température du substrat lié au procédé;
- Augmenter la pression de gaz dans le bâti;
- Rajouter une étape de recuit après le dépôt du film;
- Régler la stoechiométrie du matériau;
- Limiter l'épaisseur du film Si_3N_4 .

Certains paramètres parmi eux ne sont pas modifiables en salle blanche. Par conséquent, nous sommes obligés de nous focaliser sur la température *in-situ* pendant le dépôt et sur l'épaisseur du film pour limiter la contrainte résiduelle, comme expliqué dans le paragraphe ci-dessus.

IV.3.3. Dépôt de la couche piézorésistive (Ge/Au)

Nous avons mentionné que le dépôt du germanium est réalisé par évaporation en lift-off. Par rapport à la pulvérisation, l'avantage de l'évaporation est que la contrainte résiduelle est faible. Par contre, les paramètres du film comme l'épaisseur et la taille de grain sont moins contrôlables [126]. La machine d'évaporation que nous utilisons est de type Plassys MEB 550S qui permet l'évaporation par canon à électrons. La cible du germanium et de l'or est chauffée à cause du bombardement par le faisceau des ions ayant une très haute énergie

(100V~1000V). Dès que le matériau de la cible s'évapore, les atomes du matériau s'échappent du creuset et se propagent vers le porte-substrat, auquel ils s'attachent au cours du refroidissement.

Le dépôt de Ge/Au double couche se constitue des étapes suivantes :

- L'étalement de la résine AZ 4562 par enduction, suivi par une relaxation dans l'air pendant 15 minutes;
- Une cuisson brève (soft bake) du support pour éliminer les traces de solvant dans la résine;
- Le support est fixé dans l'aligneur (MJB4 – 365 nm), les cylindres sont alignés avec les motifs des microjauges sur le masque, puis la résine est insolée pendant 120 secondes.
- Le support est ensuite immergé dans le AZ développeur pendant 4'30". La résine AZ 4562 étant positive, la résine dans les zones insolées est soluble dans le développeur. C'est dans ces zones que les microjauges seront réalisées.
- Le substrat est ensuite rincé dans l'eau DI et séché.
- Le support est installé dans le bâti d'évaporation. Après le procédé de pompage, la couche de germanium (épaisseur 400 nm) et la couche d'or (épaisseur 20 nm) sont successivement déposées par évaporation, sous le contrôle des programmes pré-configurés.
- La résine restant sur le substrat est enlevée dans l'acétone, avec l'assistance des ultrasons si nécessaire. Les couches Ge/Au sur la résine sont simultanément enlevées. Le germanium et l'or restant sur les cylindres constituent les microjauges sous la forme de 'U' de diverses dimensions. Le support et les cylindres sont rincés dans l'eau DI.

Les paramètres du procédé de photolithographie et d'évaporation sont présentés dans le tableau ci-dessous:

Tableau IV-3 Configuration de la photolithographie et de l'évaporation pour le dépôt de Ge/Au

Type de résine photosensible	AZ 4562, résine positive
Vitesse de rotation	2000 rpm, 60s
Accélération	50 rpm/s
Relaxation	15 min
Cuisson (soft bake)	90°C, 90s
Insolation	UV 365 nm, i-line
Dose d'insolation	720 mJ/cm ²
Développement	4'30", AZ développeur
Dépôt Ge par évaporation	400 nm, 0.25 nm/s
Dépôt Au par évaporation	20 nm, 0.25 nm/s

Par rapport au procédé typique de photolithographie, la spécificité de la géométrie du substrat exige des ajustements importants au cours de notre manipulation. Voici les considérations principales au niveau du procédé:

IV.3.3.1. Masque souple

Pour les premiers essais de photolithographie, nous utilisons les masques souples au lieu des masques classique en chrome/verre. La géométrie des jauges est convertie en fichier numérique et reproduite sur un film plastique par moyen d'imprimerie numérique. Ce film plastique est ensuite redimensionné et collé sur une plaque de verre de 5 pouces. Dans notre premier essai de photolithographie, nous avons constaté que l'ultraviolet avec une longueur d'onde de 245 nm ne peut pas traverser le verre. Nous choisissons ainsi l'aligneur optique par contact à 365 nm pour l'insolation. Un inconvénient du masque souple est lié aux impuretés et

aux bulles existantes dans le film plastique qui pourraient refléter l'ultraviolet, mais ce facteur ne nous a pas gêné pendant nos essais de photolithographie.

IV.3.3.2. Limitations de la résolution

Comme nous l'avons décrit au paragraphe IV.2.4, deux facteurs s'imposent sur la limitation de la résolution de photolithographie : les dimensions des motifs sur le masque souple et la géométrie du substrat cylindrique. Au niveau des motifs sur le masque, les fabricants du masque souple sont contraints par une dimension de seuil au-dessous de laquelle la précision des dimensions ne peut plus être respectée. Cette dimension de seuil se trouve normalement entre 10 μm et 20 μm , en fonction de la qualité de l'imprimante. Ce phénomène est vérifié par notre observation que les motifs ayant une largeur de moins de 10 μm sont largement déformés.

Le dépassement des cylindres sur la surface du support est l'autre facteur qui limite la résolution de la photolithographie. Comme montré dans la Fig. IV-6, la distance entre le cylindre et le masque varie entre 0 et 50 μm . Le gap entre le masque et le substrat entraîne la réflexion du rayon UV d'insolation qui détériore la précision de la photolithographie. Nous avons intentionnellement ajusté les profondeurs des rainures pour que tous les cylindres aient la même hauteur par rapport à la surface du cylindre. De cette manière, le masque est en contact effectif avec tous les cylindres pour optimiser la qualité de la photolithographie. Néanmoins, étant donné que la distance entre le masque et la surface courbée des cylindres n'est pas constante, la perte de résolution est inévitable. Cette perte de résolution peut être représenté par la largeur minimum d'une ligne reproductible, qui est calculée comme :

$$2l_{\min} = 3\sqrt{\lambda(g + d/2)} ,$$

où l_{\min} signifie la largeur minimum de la ligne, $\lambda=365$ nm représente la longueur d'onde de l'ultraviolet, g dénote la distance entre le masque et la résine, et d représente l'épaisseur de la résine. Cette équation convient à la situation où l'épaisseur de la résine n'est pas uniforme et ne peut pas être négligée par rapport à la distance du gap. Dans notre cas, la distance g étant autour de 50 μm , la dimension minimum du motif se trouve de l'ordre de 10 μm . De plus, la réflexion du rayon sur la surface métallique courbe dégrade davantage la précision de la photolithographie. Plusieurs améliorations éventuelles ont été proposées concernant les sujets similaire sur des substrats non-conventionnels, comme : 1) la compensation de la perte de résolution en ajustant les dimensions des motifs dans la conception du masque et 2) l'application d'une couche de matériaux anti-réflexion sur le substrat courbe. Etant donné que cette dernière solution est complexe au niveau de la réalisation, la première méthode semble plus pratique pour une amélioration ultérieure de la précision de photolithographie, qui n'est pas mis en œuvre à ce stade faute de retour d'expérience. Malgré toutes les contraintes mentionnées ci-dessus, nous pouvons quand même constater dans les échantillons fabriqués que pour les motifs dont la dimension est supérieure à 10 μm , leurs géométries restent fidèles à la conception sur le masque.

IV.3.3.3. Dose d'insolation et durée de développement

Il est mentionné dans le paragraphe ci-dessus que l'épaisseur de la résine varie entre 7~10 μm en fonction de la géométrie du substrat, bien plus important que l'épaisseur typique de la résine AZ 4562 à 6,2 μm (si la vitesse de rotation de la tournette est à 4000 rpm). Par conséquent, la dose d'insolation et le temps de développement de la résine dans le développeur doivent être proportionnellement augmentés par rapport aux spécifications du fabricant. Une insolation insuffisante ou un sous-développement de la résine insolée ne permet pas d'enlever entièrement la résine dans les zones insolées. D'un autre côté, si la résine est surexposée, l'effet de diffraction de l'UV pourra endommager considérablement la précision de la photolithographie. Un temps de développement trop long risque aussi d'élargir

les dimensions des microjagues par rapport aux dimensions prévues. Il faut donc trouver un équilibre entre ces deux paramètres. A l'issue de plusieurs essais de photolithographie, nous avons défini la dose d'insolation à 720 mJ/cm^2 et le temps de développement à $4'30''$, ce qui donne les meilleures précisions pour le transfert des motifs.

IV.3.3.4. Alignement

Alors que la position des rainures est fixe, l'alignement entre le masque et le substrat devient critique dès l'alignement pour le premier dépôt de la couche de germanium (le dépôt de Si_3N_4 ne nécessite pas un alignement car le Si_3N_4 couvre toute la surface exposée des cylindres). Si l'alignement est inexact les jauges en germanium risquent de se situer hors des cylindres. Il est ainsi indispensable de pouvoir observer la position des cylindres à travers le masque pendant l'alignement. Pour le masque majoritairement opaque correspondant à la résine positive pour le lift-off, nous avons conçu de petites ouvertures transparentes (voir Fig. IV-12) se situant à proximité des microjagues sur le masque. Pendant que le substrat se déplace sous le masque, les cylindres sont clairement visibles une fois qu'ils passent sous ces ouvertures transparentes. Ceci indique que les motifs sur le masque sont à proximité des cylindres et nous procédons au réglage fin de l'alignement. Pour assurer la précision d'alignement, nous avons réalisé les croix d'alignement à la fois sur les cylindres et sur le support plat, comme montré Fig. IV-12. Les croix sur les cylindres permettent de localiser plus facilement les motifs sur les cylindres, tandis que les croix sur le support plat permettent de réaliser un alignement plus précis.

IV.3.4. Recuit de cristallisation

Il est expliqué au paragraphe IV.2.7 que la cristallisation du germanium nécessite un recuit thermique dans un four. En analysant les travaux effectués sur la cristallisation du germanium par la technologie MIC avec de l'or [127], la température de cristallisation du germanium pourrait descendre jusqu'à 180°C . Compte tenu de la résistance thermique du substrat métallique et par mesure de précaution, la température de recuit est finalement choisie d'être 300°C pour deux heures. Le niveau de cristallisation au cours de recuit peut être caractérisé par la diffraction de rayon X (XRD) ou la spectroscopie Raman.

Idéalement, le recuit dans le four se déroule dans une ambiance contrôlée d'azote ou d'argon. Cependant, le four disponible n'a pas un volume suffisant pour contenir le support entier. Nous avons essayé de sortir les cylindres hors des rainures pendant le recuit et de les remettre à la place après cette étape, mais cela apporte une erreur considérable pour l'alignement dans l'étape suivante. Du fait, nous devons utiliser un deuxième four plus spacieux pour le support entier, qui ne dispose pas de contrôle d'ambiance. Le recuit est finalement effectué à l'air libre à 300°C . La montée et la descente de la température ont été contrôlées pour être graduelles afin d'éviter tout craquement des couches existantes sur les cylindres à cause d'une variation drastique de la température. Le seul souci pour le recuit sous air libre est le risque d'oxydation du germanium pendant le recuit. Comme le germanium est couvert par une couche d'or pendant le recuit qui empêche l'oxydation, nous pouvons conclure que l'oxydation n'est pas évidente dans une température relativement modérée à 300°C . Cette hypothèse est soutenue par le fait que le germanium après le recuit a résisté à un rinçage dans l'eau DI, car le GeO_2 est soluble dans l'eau.

IV.3.5. Gravure d'or (I2-KI)

Pour garder les propriétés semiconductrices de la jauge Ge, il faut obligatoirement enlever la couche d'or restant au-dessus du germanium après la cristallisation. Cette gravure s'effectue dans un agent de gravure IKI ($\text{I}_2\text{-KI}$).

La réaction entre l'or et l'iode génère le composé AuI qui est soluble dans l'eau, et KI sert à augmenter la solubilité de AuI dans la solution.

Dans nos essais de gravure, il faut aussi prendre en compte le fait que ce produit IKI grave aussi légèrement la couche de germanium. Il est donc bien important de contrôler précisément la durée de gravure. La vitesse de gravure pour le graveur actuel est de 20 nm/min en fonction de la densité de I₂, la durée de gravure est fixée à 1 minute. La profondeur de gravure de l'or est évaluée de manière visuelle parce que l'or est bien plus réfléchissant que le Ge. Le résultat de contrôle sous profilomètre (Voir Fig. IV-14) montre clairement que l'épaisseur de la couche Ge est maintenue autour de 400 nm après cette gravure.

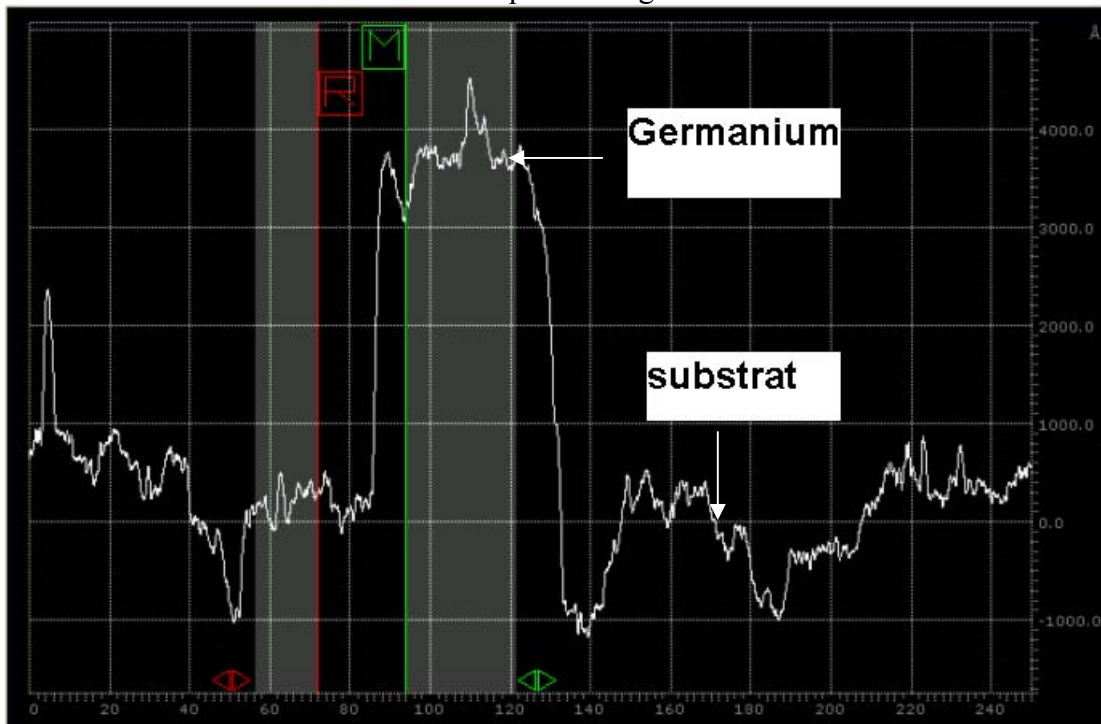


Fig. IV-14 Caractérisation de l'épaisseur de la couche de germanium avec le profilomètre

IV.3.6. Dépôt de la couche conductrice (Cr/Au)

Dans cette étape, une couche d'or ayant une épaisseur de 400 nm est déposée par évaporation en lift-off, de la même façon que l'étape dernière, pour réaliser les plots de bonding sur les cylindres. Les plots de bonding sont réalisés à l'extrémité des bras de la microjauge en U pour pouvoir mesurer la variation de la résistance de la jauge suite à une déformation du cylindre. Les étapes de lift-off sont identiques au dépôt des couches Ge/Au. Les dimensions des plots sont intentionnellement élargies à 200 μm x 150 μm pour faciliter le bonding dans l'étape suivante, lorsque l'essai de bonding a une fois échoué sur les plots dimensionnés de 60 μm x 50 μm.

Parmi les métaux convenables à l'application de plot de bonding, l'or est le meilleur candidat grâce à sa faible résistivité, sa facilité de dépôt par évaporation et sa ductilité. L'exigence primordiale pour le matériau du plot est la réalisation du contact ohmique entre le métal et le germanium. Théoriquement, grâce à l'effet 'pinning' du niveau de Fermi, tous les contacts métal/Ge type P sont ohmiques [128][129]. Cette conclusion a été soutenue par la caractérisation de la résistivité du contact Au (et Al, W) sur Ge_{1-x}C_x de type P [130], qui est inférieure à 10⁻⁵ Ωcm². Une cuisson après le procédé de dépôt diminue encore plus la résistivité du contact.

Dans un test d'adhérence par scotch [131], il est prouvé que l'adhérence entre l'or et le germanium est bien plus forte que celle entre l'or et le silicium, même sans l'existence de Ti ou

Cr. Par contre, il est conseillé de déposer une couche de chrome (ou titane) pour assurer l'adhérence entre l'or et Si_3N_4 [126]. L'épaisseur de cette couche de Cr peut être 5~10 nm. Nous avons ainsi déposé une couche de chrome à l'endroit des plots avant le dépôt d'or. L'épaisseur de cette couche de chrome est de 10nm.

IV.3.7. Wire bonding

Les fils de connexion (wire bonding) en argent assurent la liaison électrique entre les jauges et les cartes d'acquisition. Il existe trois types de technique de bonding pour le substrat conventionnel comme le wafer en silicium : le wedge bonding, le ball bonding et le bonding par la colle conductrice. Le wedge bonding nécessite l'effet thermosonique ou la thermocompression pour appuyer le fil conducteur au plot de bonding. Dans le cas de ball bonding, une petite portion d'un fil en or traversant le capillaire de bonding est fondue sous l'effet thermique ou ultrasonique. Une force est imposée par le capillaire sur le métal fondu pour solidifier la liaison entre le fil et le plot de bonding.

Lors de nos tentatives d'établir le bonding sur les cylindres, les appareils de wedge bonding et de ball bonding n'ont pas pu établir la liaison sur le plot de bonding, pour les raisons différentes : pour le wedge bonding, la surface convexe du cylindre empêche la concentration de l'énergie ultrasonore à l'endroit du plot, qui est essentiel pour l'établissement du bonding. Dans le cas de ball bonding, l'appui du capillaire sur la surface courbe s'avère d'autant plus difficile car il glisse sur le cylindre. En conséquence, seulement la dernière méthode, la colle conductrice, nous a permis d'établir le bonding robuste sur les plots.

La colle conductrice que nous avons utilisée, EPO-TEK H 20E, est une colle époxy chargée à l'argent conçue pour le collage des composants microélectroniques. Cette colle conductrice est composée d'une résine plastique liante et d'une poudre conductrice, disons l'argent dans ce cas. La colle est isotrope au niveau de la résistivité, c'est-à-dire la résistivité reste identique quel que soit le sens de polarisation. La procédure de bonding inclut les étapes suivantes :

- La dispersion de la colle sur les plots de bonding
- L'installation du fil conducteur (en aluminium, diamètre 50 μm) dans la colle de manière manuelle;
- Une cuisson thermique permet la polymérisation de la résine. Le fil est ainsi fixé dans la colle durcie et rétrécie. La conductivité de la colle a aussi contribué à l'effet d'une percolation de la poudre dans l'époxy durant le rétrécissement de la colle pour la formation du contact électrique.

La réalisation du bonding est montrée Fig. IV-15. Durant nos essais électriques, il est observé que le bonding par colle conductrice offre une robustesse mécanique suffisante pour la caractérisation électrique suivante.

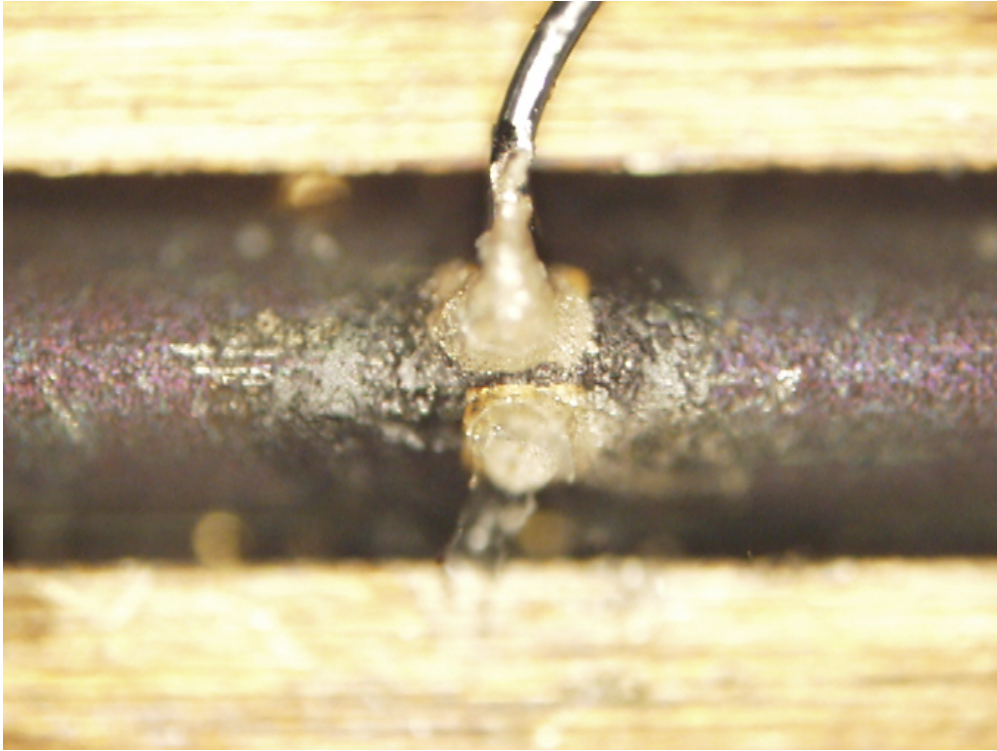


Fig. IV-15 Bonding sur un cylindre NiTi

En résumé, les microjauges de déformation ont été fabriquées sur le substrat cylindrique en acier inoxydable et en NiTi. En comparaison avec le procédé typique dans l'industrie microélectronique, plusieurs mesures d'adaptation ont été réalisées en tenant compte de l'état du substrat non-conventionnel. Certains paramètres du procédé sont déterminés en comparant les résultats de plusieurs essais. Dû à la limitation de temps et de ressource disponible, le procédé actuel de microfabrication n'est pas forcément le procédé optimal dans notre objectif. Des améliorations du procédé pourront être apportées dans de nombreux aspects, y compris les potentialités suivantes :

(1) Dans le procédé actuel de fabrication, la résine AZ 4562 est étalée par enduction, faute de moyen alternatif disponible à notre portée. La nature inhomogène de la surface du support compromet considérablement l'étalement de la résine et l'uniformité de son épaisseur. Le spray coating permet de déposer la résine sur la topographie non-conventionnelle du substrat avec une épaisseur bien plus uniforme, comme indiqué dans le cas de [132]. L'épaisseur de la résine est principalement fonction du volume de dispersion de la résine, de la densité de la résine (soit le niveau de dilution) et de la topographie du substrat.

(2) Pour les premiers essais de photolithographie, nous avons choisi le masque souple car les dimensions des motifs sont susceptibles d'être fréquemment modifiées suites aux résultats d'essai. La technique d'imprimerie sur le masque souple impose lui-même la limitation sur la dimension minimale réalisable sur le masque. Pour pouvoir obtenir les composants à l'échelle réduite, une fois que la géométrie des microjauges est définitivement déterminée, la fabrication d'un masque chrome/verre est nécessaire pour réduire la dimension minimale du motif à l'ordre de $1\mu\text{m}$. Par ailleurs, nous pouvons aussi envisager de réaliser la lithographie par méthode électronique (E-beam lithography) [133], qui permet d'ajuster la profondeur de focalisation du faisceau d'électrons en fonction de la topographie du substrat pour améliorer la précision de lithographie, au dépens de la durée prolongée d'insolation.

(3) Le recuit pour la cristallisation du germanium s'est finalement déroulé dans l'air libre. Il serait toujours souhaitable de pouvoir trouver un four remplaçant pour faire le recuit dans l'ambiance contrôlée pour éliminer le risque d'oxydation du germanium. Une analyse plus profonde sur le comportement de cristallisation du germanium au cours de recuit est également souhaitée, à condition de la disponibilité de l'instrument de caractérisation, comme la spectroscopie Raman.

(4) Il est expliqué dans le chapitre précédent que les facteurs décisifs sur le comportement piézorésistif de la jauge sont l'épaisseur de la couche de Ge et le niveau du dopage. Nous n'avons pas pu caractériser l'influence de ces deux facteurs par des analyses paramétriques (en faisant varier uniquement chaque paramètre pendant plusieurs essais de fabrication), parce que la durée entière pour compléter toutes les étapes du procédé sont relativement longues. Cette analyse paramétrique permettra de déterminer l'épaisseur optimale et le niveau de dopage convenable pour maximiser la propriété piézorésistive de la jauge.

(5) Comme montré dans la Fig. IV-17, les plots de bonding se trouvent à l'extrémité du bras de la jauge pour réaliser le contact ohmique directement sur place. Dans notre pratique de bonding par colle conductrice, lorsque la manipulation est manuelle et la surface du substrat est courbe, des erreurs manuelles abîment souvent la couche de germanium et entravent ainsi la fonctionnalité de la jauge. Dans la prochaine fabrication, deux plots supplémentaires seront réalisés un peu plus éloignés des plots actuels, sur lesquels le bonding aura lieu. La connexion électrique entre les plots est assurée par des pistes conductrices en or, déposé en même temps avec les plots de bonding. La géométrie de ces plots restructurés est représentée par la Fig. IV-16.

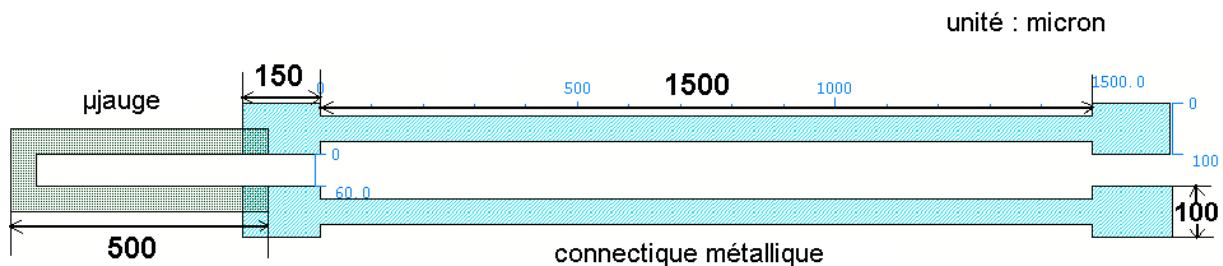


Fig. IV-16 Structure modifiée des plots de bonding à réaliser sur le cylindre

IV.4. Présentation des résultats de caractérisation

IV.4.1. Présentation des jauges fabriquées

Les jauges fabriquées sur les cylindres sont présentées Fig. IV-17. Elles ont une longueur uniforme de 500 μm , et la largeur des bras varie entre 50 μm et 70 μm . La distance entre les bras est fixée à 50 μm . Les jauges sont bien situées au milieu de chaque cylindre, et les différentes couches constituant les jauges sont correctement alignées. L'effet d'arrondissement aux coins de la jauge est bien visible, ce qui est lié à la projection des UV en insolation. Ce phénomène courant n'a pas d'influence sur la propriété piézorésistive des jauges, mais on peut quand même envisager les corrections optiques de cet effet lors de la conception du masque [134]. La géométrie des microjauge respecte la forme des motifs sur le masque sans distorsions remarquables.

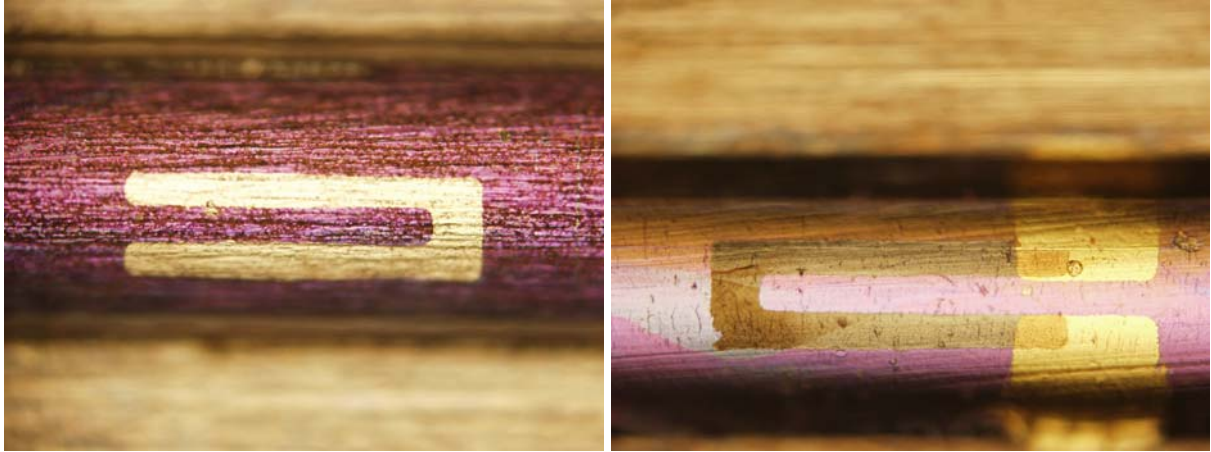


Fig. IV-17 A gauche : microjauge (sans plots de bonding) réalisée sur la tube NiTi;

A droite : microjauge avec plot de bonding réalisée sur le cylindre en acier.

Il est visible sur la Fig. IV-17 que la continuité du film de Ge n'est pas idéale selon la photo prise avec le microscope optique. La rugosité de la surface du substrat pourrait dégrader la qualité du film dessus. Un fin polissage du substrat avant les procédés de dépôt servira bien à améliorer l'homogénéité du film de Ge.

IV.4.2. Problèmes d'adhérence

Nous avons enregistré une perte très importante au niveau du nombre des jauges restantes tout au long du procédé de fabrication. Parmi les 30 jauges envisagées lors de la conception, seulement 6 jauges sont restées intactes et complètes avant l'étape de bonding. Cette mauvaise rentabilité est essentiellement attribuée à deux causes :

(1) Le dépassement des cylindres sur le support empêche la propagation de la résine. En conséquence, dans certaines zones où une jauge doit être réalisée, l'épaisseur locale de la résine est largement supérieure à sa valeur moyenne sur le support. Le temps de développement que nous avons défini qui s'adapte à l'épaisseur moyenne de la résine devient ainsi insuffisant pour développer la résine insolée dans toute la profondeur. Si la résine n'est pas complètement développée, le matériau (Ge ou Au) déposé à cet endroit sera enlevé avec la résine dans l'acétone, et le dépôt par lift-off sera en échec. Pour résoudre le problème de l'étalement de la résine, nous pourrions éventuellement essayer d'augmenter la vitesse de rotation de la tournette ou d'adopter une nouvelle méthode de dépôt de la résine (tel que le spray coating), mais toutes ces deux solutions exigent un support matériel qui n'est pas encore disponible pour le moment à Grenoble. Cependant, l'influence de ce facteur reste relativement limitée, par rapport au problème d'adhérence présenté dans le paragraphe suivant.

(2) Le plus grand inconvénient dans notre procédé qui empêche la réalisation des jauges est le problème d'adhérence entre la couche de germanium et la couche de Si_3N_4 . Le germanium est déposé sur Si_3N_4 par évaporation, donc la qualité d'adhérence dépend principalement de la capacité de mouillage du film Si_3N_4 par Ge liquide. De manière concrète, cette capacité de mouillage peut être représentée par l'angle de contact qui se forme à l'interface entre une goutte de liquide et une surface plane, comme indiqué Fig. IV-18. On peut définir une 'bonne adhérence' par un angle de contact inférieur à 90° . Plus cet angle de contact est grand, plus la qualité d'adhérence est mauvaise.

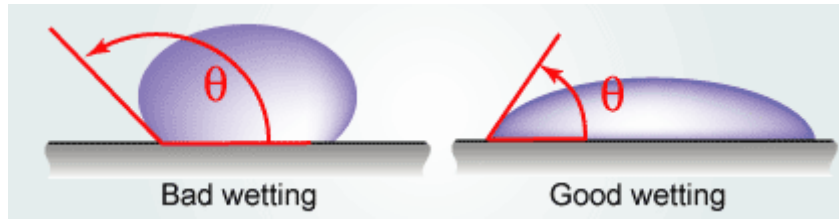


Fig. IV-18 Evaluation de la capacité de mouillage en fonction de l'angle de contact du liquide

Pour donner une explication physique de la problématique, l'angle de contact du liquide est déterminé par la viscosité du liquide et la différence entre la tension de surface du liquide et l'énergie de surface du substrat. La tension de surface est liée à la force d'attraction entre les molécules constituant le liquide. Une forte attraction moléculaire va promouvoir la formation des gouttes de liquide, au lieu du mouillage (expansion) sur toute la surface du substrat. L'énergie de surface, qui quantifie la capacité du substrat de briser la liaison d'attraction moléculaire dans le liquide, dépend principalement de la composition et la topographie du substrat. Si la tension de surface est supérieure à l'énergie de surface, la formation du film Ge s'avère très difficile. Lorsqu'on augmente l'énergie de surface du substrat, la qualité d'adhérence du film déposé s'améliore graduellement.

Kaiser et al. [134] annoncent que l'angle de contact de Ge liquide s'élève à 136° , ce qui signifie que l'adhérence des deux matériaux est théoriquement mauvaise. De plus, l'adhérence entre les deux couches est considérablement empêchée par une couche d'oxynitride qui se forme immédiatement sur le nitrure de silicium sous exposition à l'air. Cette contamination inévitable a lieu très rapidement même à température ambiante.

La conséquence directe de cette mauvaise adhérence est la vulnérabilité du film de germanium pendant les traitements de surface pour les étapes suivantes. Nous avons observé durant le procédé que la couche de germanium a été éliminée à l'effet d'un nettoyage de la résine dans l'acétone, ou sous un choc mécanique pendant le procédé de bonding. De nombreuses jauges deviennent incomplètes à l'issue d'un lift-off ou d'un procédé de bonding. Pour les prochains essais de microfabrication, trois solutions possibles pourront contribuer à résoudre ce problème d'adhérence :

- Il reste de nombreuses possibilités pour améliorer la qualité d'adhérence du Ge au substrat Si_3N_4 . Augmenter la pression dans la chambre de dépôt favorisera le mouillage de Ge liquide sur le substrat. Il est aussi conseillé de déposer un agent promoteur d'adhérence, tel que le chrome, le titane ou le chlorosilane, entre les deux matériaux. L'utilité du promoteur d'adhérence est basée sur sa réactivité à la fois avec le matériau déposé et avec le substrat. Il faut aussi noter que l'épaisseur de cette couche promotrice doit être très faible (de l'ordre de 5~10 nm) pour ne pas compromettre la piézorésistivité de la couche de germanium.
- Un prétraitement de la surface de Si_3N_4 dans le plasma peut être exécuté dans le bâti d'évaporation pour enlever cette couche d'oxynitride avant le dépôt de germanium. La qualité d'adhérence entre les deux matériaux peut ainsi être améliorée. Par contre, comme l'épaisseur de cette couche d'oxynitride est difficile à caractériser, le contrôle de la durée du traitement dans le plasma est assez délicat.
- Le silicium exhibe une meilleure adhérence au Si_3N_4 , même avec la présence d'une couche d'oxynitride. On peut éventuellement envisager de remplacer le germanium par le silicium, à condition que l'équipement de dépôt de silicium nous soit disponible hors de Grenoble. La température de cristallisation du silicium peut aussi être réduite à 220°C sous l'effet de la technologie MIC. Par contre, le polysilicium doit être correctement dopé afin d'avoir une conductivité suffisante pour la caractérisation électrique, car le polysilicium intrinsèque n'affiche pas de caractère P ou N.

- Khakifirooz [136] a constaté que la température du substrat pendant le dépôt de germanium a aussi un impact sur la qualité d'adhérence. Il est donc envisageable d'élever la température du substrat à plus de 400°C en évaporation. Dans ce cas, il faut bien trouver un compromis avec la capacité thermique du substrat.

IV.5. Proposition de procédé alternatif pour les travaux futurs

Il est signalé dans les paragraphes précédents que plusieurs mesures d'amélioration peuvent être apportées au procédé actuel, dans la mesure où l'équipement de fabrication ou d'usinage nous est disponible. Bien que ces procédés ne sont pas réalisables actuellement à Grenoble, il est toujours légitime de proposer le procédé 'idéal' de fabrication des microjauges piézorésistives sur les cylindres, en vue de l'acquisition des nouveaux équipements et de la collaboration avec d'autres plateformes technologiques.

Globalement, la structure de la microjauge reste inchangée, qui est toujours constituée d'une couche d'isolation électrique, d'une couche piézorésistive structurée en serpentín ou en 'U' et des plot de bonding en métal (Au). La dimension des microjauges peut encore être réduite une fois que l'imprécision attribuée à la photolithographie est diminuée, mais le plot de bonding doit rester suffisamment grand (au moins 50 μm) qui est exigé par la technique de bonding sur le substrat courbe. Le matériau isolant doit toujours être Si_3N_4 pour la même raison mentionnée dans le paragraphe IV.3.2, et l'or (Au) est toujours choisi pour réaliser le plot de bonding. Au niveau du matériau piézorésistif, le polysilicium est préféré au poly-germanium en raison de la meilleure adhérence à la couche de Si_3N_4 , ce qui nécessite un procédé supplémentaire de dopage (type P). D'ailleurs, la température nécessaire pour la cristallisation du silicium et pour l'activation du dopant est plus élevée que le cas de germanium, même avec la présence d'un métal d'activation. Il serait raisonnable de fabriquer par électroérosion un autre support en acier qui peut supporter des températures jusqu'à 650°C, pour pouvoir être utilisé dans les bâtis de pulvérisation, PECVD, LPCVD et MIC.

Ce procédé 'idéal' de fabrication sera composé des étapes suivantes :

- Les cylindres, traités en polissage dans l'ultrason, sont insérés (sans l'aide des scotches de préférence) dans les rainures du support. Le support est ensuite nettoyé dans l'éthanol et l'acétone.
- Le dépôt de Si_3N_4 s'effectue par pulvérisation, comme déjà réalisé en salle blanche.
- Pour le dépôt de silicium (amorphe à basse température) par lift-off, la résine destinée à la lithographie électronique, tel que le ZEP et l'UV-5, pourrait être déposée par spray coating sur le substrat courbe. A notre connaissance, la technique de spray coating est actuellement pratiquée à Besançon (FEMTO-ST) et à Lille (IEMN). Une machine de lithographie e-beam est actuellement disponible à la PTA pour insoler la résine et structurer les microjauges.
- Après la procédure de développement, le dépôt de silicium peut se faire par la pulvérisation et le PECVD. Il est souhaitable de réaliser le dopage de bore *in-situ* en même temps, si l'équipement disponible permet de le faire. Idéalement, le niveau optimal de dopage se trouve entre 10^{19} cm^{-3} et $2 \times 10^{19} \text{ cm}^{-3}$, comme indiqué dans le paragraphe II.4.3.1.
- Une couche fine d'or est ensuite déposée par évaporation pour faciliter la cristallisation de silicium et l'activation du dopant. La résine doit être strippée avant la procédure de recuit.
- La température nécessaire de recuit pour l'activation du dopant reste néanmoins élevée malgré le dépôt d'or. Selon la bibliographie [137], cette température doit atteindre 550°C. Cela justifie la nécessité de fabriquer un nouveau support résistant à la plus haute température. Cette procédure de recuit peut aussi être assistée par le faisceau

laser, mais pour le moment nous n'avons pas trouvé un appareil convenable à cette application. La couche d'activation d'or est ensuite gravée dans le produit chimique IKI.

- Le dépôt et la structuration de la couche Cr/Au peuvent être réalisés de la même manière que celle existante, car tous les deux matériaux peuvent être déposés par évaporation, et la température de procédé est maintenue relativement basse.
- Pour le moment, la seule technique qu'on connaît pour réaliser le bonding sur le substrat courbe est la méthode de colle conductrice. Il serait dans notre intérêt d'éloigner les plots de bonding de la microjauge pour éviter d'abîmer la structure piézorésistive.

Cette proposition du procédé modifié, non réalisé faute d'équipement et de temps, nous offre de nombreuses possibilités dans les futurs travaux consacrés à améliorer la performance piézorésistive et mécanique de la microjauge semiconductrice.

IV.6. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons étudié les possibilités technologiques pour la réalisation des microjauges en germanium sur le substrat métallique cylindrique. Plusieurs mesures d'adaptation ont été effectuées pour résoudre le problème de compatibilité engendré par la géométrie spécifique des cylindres. Un support en acier sous forme d'un wafer de 4 pouces a été fabriqué à cet effet. Le matériau du support mais aussi des cylindres pose à nouveau des contraintes thermiques sur le procédé de microfabrication. Nous avons ainsi décidé de choisir le germanium pour matériau piézorésistif, qui convient le mieux à l'environnement d'usinage à basse température.

Le procédé de fabrication doit aussi faire des modifications correspondantes, d'un côté pour répondre à la spécificité de la géométrie du substrat, d'un autre côté pour s'adapter à la disponibilité des équipements en salle blanche à Grenoble. La problématique essentielle à surmonter est la surface courbe du substrat, qui entraîne l'irrégularité de la répartition de la résine à travers le support. Plusieurs essais de photolithographie s'avèrent nécessaire pour pouvoir en conclure les ajustements les plus appropriés sur le procédé 'classique' de micro-usinage en surface. La microjauge constituée d'une couche de matériau isolant, un matériau sensible (piézorésistif) et un matériau conducteur est finalement fabriquée sur les deux types de cylindres. Les paramètres du procédé ont été déterminés, et le procédé final est reproductible sur une série de substrats non-conventionnels.

Les limitations matérielles sont l'inconvénient principal pendant le procédé de fabrication. Plusieurs compromis ont été pris à l'égard de la disponibilité des équipements à Grenoble, ce qui indique que le procédé actuel pourrait encore être optimisé selon plusieurs aspects. A ce stade, le défaut majeur du procédé paraît être la mauvaise adhérence entre le germanium et le Si_3N_4 , qui réduit largement le niveau de reproductibilité du procédé. Des solutions ont été proposées visant un traitement de surface ou le remplacement du matériau piézorésistif. Ces tentatives seront éventuellement vérifiées dans des travaux futurs.

Durant les procédures de fabrication, nous nous sommes confrontés aux divers problèmes issus de la pluridisciplinarité du sujet traité, qui nous a obligé à traiter des domaines qui ne nous sont pas familiers, y compris l'interface des matériaux, le comportement mécanique des films minces, les technologies de caractérisation (XRD, éllipsométrie, profilométrie), etc. Les collaborations avec l'expertise dans ces domaines concernés dans les travaux futurs nous permettront de mieux connaître l'enjeu de certains paramètres du procédé sur le résultat final de microfabrication, et ainsi d'optimiser notre procédé de fabrication sur le substrat non-conventionnel.

Références bibliographiques du Chapitre IV

- [87] Comprehensive microsystems, Elsevier science, 2007
- [88] P.J.French *et al.* Optimization of a low-stress silicon nitride process for surface-micromachining applications, *Sensors and Actuators A: Physical*, 58, 149-157, 1997
- [89] S.Habermehl, Stress relaxation in Si-rich silicon nitride thin films, *J. Appl. Phys.* 83, 4672 (1998)
- [90] J.H.Park *et al.* Metal-induced dopant (boron and phosphorous) activation process in amorphous germanium for monolithic three-dimensional integration, *J. Appl. Phys.* 106, 074510 (2009)
- [91] Z. Meng, Z. Jin *et al.* On the formation of solid state crystallized intrinsic polycrystalline germanium thin films, *Journal of Materials Research*, 12, pp.2548-2551, 1997
- [92] M. Le Berre *et al.* Electrical and piezoresistive characterization of boron-doped LPCVD polycrystalline silicon under rapid thermal annealing. *Sensors and Actuators A: Physical*, 54(1-3):700 – 703, 1996.
- [93] P. Pham, E. Boellaard *et al.* Spin, spray coating and electrodeposition of photoresist for MEMS structures- a comparison, *Euroensors*, 81–86, (2002).
- [94] J.G.Kim *et al.* Optical-photolithographic technology for patterning on curved surfaces. *J. Micromech. Microeng.* 19, 055017, (2009)
- [95] P.J. French *et al.* The development of a low-stress polysilicon process compatible with standard device processing. *Journal of MEMS*, 5(3):187–196, 1996.
- [96] P.Gonzalez *et al.* Evaluation of the piezoresistive and electrical properties of polycrystalline silicon-germanium for MEMS sensor applications, *23rd Intl. Conf. on MEMS*, 580-583, 2010
- [97] Y.Onuma *et al.* Piezoresistive elements of polycrystalline semiconductor thin films, *Sensors & Actuators A*, 13, 71-77, 1988
- [98] A. Khakifirooz, S. S. Mohajerzadeh *et al.* Effect of copper-induced recrystallization on the piezoresistivity of germanium films, *MRS Spring Meeting*, San Francisco, April 2000
- [99] W.D.Edwards *et al.* Germanium piezoresistive element on a flexible substrate, *J. Phys. E: Sci. Instrum.* 2, 613-615, 1969
- [100] A.K.Okyay, Silicon germanium CMOS optoelectronic switching device: bringing light to latch, *IEEE transactions on electron devices*, vol. 54, no. 12, december 2007
- [101] K.P.Chik *et al.* Annealing and crystallization of amorphous germanium thin films, *Thin Solid Films*, vol. 35, issue 1, 45-56, 1976
- [102] W. B. Jordan and S. Wagner, Electrical properties of phosphorous-doped and boron-doped nanocrystalline germanium thin-films for p-i-n devices, *Spring MRS 762 (2003) A 5.7*, 577-582.
- [103] G. K. Giust, T. W. Sigmon, Laser-processed thin-film transistors fabricated from sputtered amorphous-silicon films, *Electron Devices, IEEE Transactions on*, 47, no.1, 207-213, (2000)
- [104] N. H. Nickel, Laser crystallization of silicon, Vol. 75, Elsevier Inc, 2003
- [105] W. Knaepen, S. Gaudet *et al.* In situ x-ray diffraction study of metal induced crystallization of amorphous germanium, *Journal of Applied Physics* 105, pp.083532, 2009
- [106] Y.M.Yeh *et al.* Crystallization of large grain polycrystalline silicon films on glass substrate induced by nano aluminum film at a low temperature of 350°C, *Photovoltaic Specialists Conference, PVSC '08. 33rd IEEE*, 1-4, (2008)
- [107] Z.Tan *et al.* Gold-induced germanium crystallization, *Phys. Rev. B* 46, 9505-9510 (1992)
- [108] Z.Wang *et al.* Fundamentals of metal-induced crystallization of amorphous semiconductors, *Advanced Engineering Materials Volume 11, Issue 3*, 131–135, (2009)
- [109] Z.W.Chen *et al.* Microstructural changes and fractal Ge nanocrystallites in polycrystalline Au/amorphous Ge thin bilayer films upon annealing, *Journal of Applied Physics* 39, 4544-4548 (2006)
- [110] B.Hekmatshoar *et al.* Low temperature crystallization of germanium on plastic by externally applied compressive stress, *J. Vac. Sci. Technol.* A21(3), 752-755, (2003)
- [111] D. Shahrjerdi, B. Hekmatshoar *et al.* Low temperature stress-induced crystallization of germanium on plastic, *Thin Solid Films*, 427, 330-334 (2003)
- [112] Y. C. Wang *et al.* New low temperature poly-silicon fabrication technique by near infrared femto-second laser annealing, *Lasers and Electro-Optics, Conference on* , vol.2, 16-21 (2004)

- [113] Kuriyama, H., Excimer laser crystallization of silicon films for AMLCDs, *Active Matrix Liquid Crystal Displays, Second International Workshop on*, 87-92, (1995)
- [114] Serikawa, T.; Omata, F. High-quality polycrystalline Si TFTs fabricated on stainless-steel foils by using sputtered Si films, *Electron Devices, IEEE Transactions on*, 49, no.5, 820-825, (2002)
- [115] Z. M. Wang, J. Y. Wang et al. Thermodynamics and mechanism of metal-induced crystallization in immiscible alloy systems: Experiments and calculations, *Physical Review B* 42, 3271 (1990)
- [116] G.J.Qi et al. Experimental study of aluminum-induced crystallization of amorphous silicon thin films, *Surface & Coatings Tech.*, 198, 300-303, 2005
- [117] Zhang, Y., G. S. Oehrlein et al. Reactive ion etching of SiGe alloys using CF₂Cl₂, *Journal of Applied Physics*, 71, 1936-1942, (2009)
- [118] McLane, G. F. Dubey, M. et al, Dry etching of germanium in magnetron enhanced SF₆ plasmas, *J. Vac. Sci. Technol B.15*, 990-992, (1997)
- [119] A. Campo et al. Investigation of Si and Ge etching mechanisms in radiofrequency CF₂-O₂ plasma based on surface reactivities, *Plasma Sources Sci. Technol.* 4, 398-405, 1995
- [120] N. Bertrand, B. Drévillon et al. Adhesion improvement of plasma-deposited silica thin films on stainless steel substrate studied by x-ray photoemission spectroscopy and in situ infrared ellipsometry, *J. Vac. Sci. Technol. A* 16(1), 6-12, (1998)
- [121] Shuichi Miyazaki, Thin film shape memory alloys, Cambridge Inc.
- [122] A. Fourrier et al. Annealing effect on mechanical stress in reactive ion-beam sputter-deposited silicon nitride films, *Jpn. J. Appl. Phys.* 30, 1469-1474, 1991
- [123] M. Gad-el-Hak, The MEMS handbook, CRC Press, 2002
- [124] S. Zhang et al. Effect of sputtering target power density on topography and residual stress during growth of nanocomposite nc-TiN/a-SiN_x thin films, *Diamond and Related Materials*, 13, 1777-1784, 2004
- [125] M. Vila, D. Caceres et al. Mechanical properties of sputtered silicon nitride thin films, *J. Appl. Phys.* 94(12), 7868-7873, 2003
- [126] C. W. Tan, J. Miao, Optimization of sputtered Cr/Au thin film for diaphragm-based MEMS applications, *J. Thin Solid Films*, 517, 4921-4925, 2009
- [127] L. Hutin, S. Koffel et al., Activation level in boron doped thin germanium-on-insulator (GeOI): Extraction method and impact of mobility, *Materials Science in Semiconductor Processing*, Volume 11, 267-270, 2008
- [128] Y. Zhou, M. Ogawa et al., Alleviation of Fermi-level pinning effect on metal/germanium interface by insertion of an ultrathin aluminum oxide, *App. Phys. Lett.* 93, 202105, 2008
- [129] R. R. Lieten, S. Degroote et al., Ohmic contact formation on n-type Ge, *App. Phys. Lett.* 92, 022106, 2008
- [130] X. Shao, S. L. Rommel et al., Low resistance ohmic contacts to p-Ge_{1-x}C_x on Si, *IEEE Electron Device Letter*, 18, 7-9, 1997
- [131] L. Magagnin, R. Maboudian et al., Gold deposition by galvanic displacement on semiconductor surfaces: Effect of substrate on adhesion, *J. Phys. Chem. B* 106, 401-407, 2002
- [132] N. P. Pham, J. N. Burghartz et al., Spray coating of photoresist for pattern transfer on high topography surfaces, *J. Micromech. Microeng.* 15, 691-697, (2005)
- [133] McCord, M. A.; M. J. Rooks. SPIE Handbook of Microlithography, Micromachining and Microfabrication. (2000)
- [134] W. B. Jordan and S. Wagner, Electrical properties of phosphorous-doped and boron-doped nanocrystalline germanium thin-films for p-i-n devices, *Spring MRS* 762 (2003) A 5.7, 577-582
- [135] N. Kaiser, A. Cröll et al. Wetting angle and surface tension of germanium melts on different substrate materials, *Journal of Crystal Growth* 231, 448-457, (2001)
- [136] A. Khakifirooz, S. S. Mohajerzadeh et al. A miniaturized thin-film germanium strain gauge, *The Eleventh International Conference on Microelectronics*, 71-74, (1999)
- [137] L. Pereira, H. Águas et al., Polycrystalline silicon obtained by gold metal induced crystallization, *Journal of Non-Crystalline Solids*, Volumes 338-340, 178-182, 2004

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

L'objectif de ces travaux est d'intégrer des microjauges sur un substrat cylindrique de façon à détecter en temps réel sa déformée. Nous nous focalisons dans un premier temps sur l'application à une aiguille médicale. Nous avons montré dans l'état de l'art concernant cette application que les approches existantes sont insuffisantes pour localiser de manière précise l'extrémité d'une aiguille, faute de précision ou de compatibilité avec les instruments médicaux. Dans ces travaux, nous proposons d'intégrer directement des microjauges de déformation sur le substrat, pour déduire sa déformée en fonction des déformations mesurées par les microjauges. Ces microjauges peuvent être directement réalisées sur le cylindre par les procédés de microfabrication.

Nous avons ainsi effectué une recherche bibliographique pour étudier l'état de l'art de différents domaines pour réaliser la microjauge de déformation. Parmi divers principes de détection, c'est la jauge à effet piézorésistif qui s'adapte le mieux à notre application. Le modèle optimal de la microjauge est déterminé en comparant les matériaux piézorésistifs et les technologies de fabrication. A la suite de ces comparaisons, nous avons choisi de réaliser les microjauges de déformation en germanium polycristallin par la technologie couche mince.

Nous avons ensuite vérifié la faisabilité de notre conception par une étude analytique du comportement mécanique de l'aiguille et par la simulation FEM sous ANSYS[®]. Un modèle analytique a été construit pour simuler le comportement mécanique d'un cylindre en flexion. Une bonne cohérence entre l'analyse théorique et la simulation FEM a été constatée. Ces analyses permettent de tracer la variation de la déformation suivant le déplacement du cylindre. En outre, l'analyse théorique nous offre aussi la possibilité de reconstruire la déformée de l'aiguille en fonction des déformations mesurées par les jauges de déformation. Nous analysons ensuite l'application spécifique de ce modèle analytique et FEM sur une aiguille médicale pour faire référence aux résultats expérimentaux.

Un premier prototype d'aiguille instrumentée a été réalisé en collant des jauges métalliques du commerce sur l'aiguille. Une table XY a été utilisée pour guider l'extrémité libre de l'aiguille à suivre des trajectoires circulaires et rectilignes. La variation de la résistance des jauges est traduite en signaux à la sortie des cartes d'instrumentations. Ces signaux sont ensuite capturés et stockés dans un PC via LabView[™]. La déformation mesurée est cohérente avec celle obtenue par le calcul théorique et par la simulation FEM, et démontre donc la fiabilité de notre conception. La répétabilité et la précision de ce prototype sont aussi satisfaisantes d'après les résultats des tests.

Comme la faisabilité de ce prototype a été vérifiée, nous avons effectué la fabrication des microjauges semiconductrices en surface de substrats cylindriques, à la place des jauges métalliques commerciales, dans l'objectif de réaliser un contact direct entre la microjauge et le substrat, et de contrôler précisément le positionnement des microjauges sur le substrat. La géométrie des microjauges est déterminée selon le résultat d'une analyse paramétrique sous ANSYS[®], en tenant compte des limitations imposées par le procédé de fabrication.

Une spécificité de notre projet est liée à la géométrie non-conventionnelle des cylindres en tant que substrat de microfabrication. Nous avons ainsi fabriqué par électroérosion un support en acier inoxydable pour adapter les cylindres aux équipements de microfabrication. Deux types de cylindre, l'aiguille en acier inoxydable et le tube en NiTi, ont été choisis pour le substrat métallique. Les contraintes liées aux propriétés mécaniques, physiques et géométriques du substrat et du support nous ont obligé de réaliser de nombreuses modifications sur le procédé typique de microfabrication. La disponibilité matérielle en salle blanche à notre portée a aussi influencé notre choix de technologies pendant le procédé de microfabrication. La structure de la microjauge est constituée d'une couche isolante en Si₃N₄, d'une couche piézorésistive de germanium structurée en forme de 'U', et des plots de bonding en or. Une couche métallique en or est temporairement déposée sur le germanium pour baisser

sa température de cristallisation. Les dépôts de germanium et de l'or se font par la technique de lift-off, et le procédé de fabrication se termine par le bonding avec la colle conductrice pour réaliser le contact électrique.

A l'issue de la microfabrication, nous avons pu réaliser les microjauges semiconductrices en couche mince de germanium sur les substrats métalliques cylindriques, avec les dimensions typique de $500\mu\text{m} \times 150\mu\text{m}$. La géométrie de la microjauge reste fidèle à notre conception sur le masque, en dépit des facteurs limitant la précision de la photolithographie sur le substrat courbe. A notre connaissance, ce type de composant n'a jamais été réalisé sur le substrat non-conventionnel (géométrie et matériau) dans les travaux antérieurs.

Le principal défi que nous avons rencontré est le problème d'adhérence entre le film de germanium et celui du Si_3N_4 , dû à l'existence d'une couche d'oxynitride qui empêche le mouillage du germanium. La mauvaise adhérence du germanium a entraîné une perte importante des échantillons fabriqués dans les procédés successifs, comme le strip de la résine et le procédé de bonding. Des mesures d'optimisation au procédé actuel sont proposées en vue des travaux futurs, ce qui nécessite un avancement dans la disponibilité des équipements de microfabrication.

Les résultats présentés concernant la microfabrication offrent une perspective prometteuse pour le développement des composants transducteurs sur les substrats non-conventionnels. Les travaux futurs à court terme devront se focaliser sur l'amélioration du procédé actuel de microfabrication, afin d'acquérir un taux de rendement d'échantillon plus élevé pour pouvoir confirmer la propriété piézorésistive de la microjauge, ainsi que sa caractérisation et son expérimentation.

A moyen terme, un prototype d'aiguille comportant des microjauges sur plusieurs génératrices permettra les premières expérimentations sur des tissus froids, ceux des animaux par exemple.

A plus long terme, l'intégration de ce prototype dans un système de microlocalisation (développé en partenariat entre le laboratoire TIMC-IMAG et la société Imactis) sera envisagé pour des expérimentations plus avancées.

ANNEXES

Annexe 1 Fichiers Ansys pour la modélisation FEM

(1) Simulation de la déflexion d'un cylindre encastré-libre suivant une trajectoire circulaire

```

/units, Si                                !définir l'unité en Système International
/plopts,logo,0                             !faire disparaître le logo et la date
/plopts,date,0

exx=2.0e11                                 !définir le module de Young
r1=8.25e-4                                 !définir les rayons du cylindre
r2=9.25e-4
l=0.165                                    !définir la longueur du cylindre

/prep7
/title, axial strain - circular trajectory
et, 1, solid45                              !définir le type d'élément
et, 2, mesh200                              !élément intermédiaire
keyopt,2,1,6                               !élément 2 sous forme quadrilatérale
mp, ex, 1, exx
mp, nuxy, 1, 0.28                          !coefficient de Poisson

k,1,0,r2,0                                 !définir un plan générateur du cylindre
k,2,0,r2,1
k,3,0,r1,1
k,4,0,r1,0
k,5,0,0,0                                 !définir l'axue du cylindre
k,6,0,0,0.2
l,1,2
l,2,3
l,3,4
l,4,1
al,1,2,3,4                                !formation du plan générateur

!generate area meshing
asel,all
aatt, , ,2                                 !désigner élément 2 à la surface
mshape,0,2d                                !élément 2D quadrilatéral
mshkey,1                                   !maillage manuel
lesize,1,,,330                             !nombre de division de la ligne 1
lesize,2,,,2
amesh,all                                  !maillage du plan

!sweep 2d mesh to 3d element
type,1                                     !utiliser élément 1
mat,1
esize,,36
vrotat,1,,,,,5,6,360,2                   !générer l'élément 3D par rotation
eplot, all
asel,s,,1

```



```

aclear,all !supprimer l'élément intermédiaire
allsel,all
nummrg,node,1.0e-8
nummrg,kp,1.0e-8 !combiner les nœuds coïncidents
finish

!substep & solution
*afun,deg !unité des angles en degré
/solu
antype,static !analyse statique
nset, s, loc, z, 0
d,all,ux,0,,uy,uz !encastrement à l'extrémité z=0
allsel,all
*do,etape,1,25,1 !définir 25 étapes consécutives
time,2*etape !durée de chaque étape
deplacey=-0.006*cos(15*etape-15) !définir le déplacement pour chaque étape
deplacex=-0.006*sin(15*etape-15)
asel,s,loc,z,1 !sélectionner l'extrémité libre du cylindre
da,all,uy,deplacey !imposer le déplacement x et y
da,all,ux,deplacex
nsubst,1 !nombre de sous-étapes dans chaque étape
kbc,1 !changement immédiat entre étapes
outres,basic,all !enregistrer des grandeurs élémentaires
allsel,all
lswrite,etape !enregistrer la configuration d'une étape
*enddo !end loop
allsel,all
lssolve,1,25,1 !résoudre successivement les 25 étapes
finish

/post1 !post-processing
*dim,stress,table,25,3 !définir les tableaux pour stocker
*dim,strain,table,25,3 !les données
*do,i,1,25,1 !loop
set,i,1 !sélectionner l'étape correspondante
*vget,stress(i,1),node,4281,s,z !stocker la contrainte du nœud 4281
*voper,strain(i,1),stress(i,1),div,2.0e5 !calculer la déformation
*vget,stress(i,2),node,5556,s,z
*voper,strain(i,2),stress(i,2),div,2.0e5
*vget,stress(i,3),node,41904,s,z
*voper,strain(i,3),stress(i,3),div,2.0e5
*enddo

*vplot,,strain(1,1),2,3 !visualiser la variation de la déformation
/gcolum,1,Gauge1 !suivant les 25 étapes
/gcolum,2,Gauge2 !nommer les variables
/gcolum,3,Gauge3
/axlab,x,Needle position !repérer les axes x et y
/axlab,y,Strain (x1.0e-6)
/xrange,1,25

```

```
/replot
```

(2) Simulation de la déflexion d'un cylindre encastré-libre suivant une trajectoire rectiligne

```
/units, Si !définir l'unité en Système International
```

```
exx=2.0e11 !définir le module de Young
r1=8.25e-4
r2=9.25e-4
l=0.17
```

```
/prep7 !idem que (1)
```

```
/title, substep_lines
et, 1, solid45
et, 2, mesh200
keyopt,2,1,6
mp, ex, 1, exx
mp, nuxy, 1, 0.28
```

```
k,1,0,r2,0 !idem que (1)
```

```
k,2,0,r2,1
k,3,0,r1,1
k,4,0,r1,0
k,5,0,0,0
k,6,0,0,0.2
l,1,2
l,2,3
l,3,4
l,4,1
al,1,2,3,4
```

```
!generate area meshing
```

```
asel,all
aatt, , ,2
mshape,0,2d
mshkey,1
lesize,1,,,340
lesize,2,,,2
amesh,all
```

```
!maillage 2D du plan générateur
```

```
!sweep 2d mesh to 3d element
```

```
type,1
mat,1
esize,,36
vrotat,1,,,,,5,6,360,2
eplot, all
asel,s,,1
aclear,all
allsel,all
```

```
!générer les éléments 3D par rotation
!des mailles 2D autour de l'axe z
```

```
nummrg,node,1.0e-8
nummrg,kp,1.0e-8
finish
```

```
!Substep & solution
```

```
*afun,deg
```

```
/solu
```

```
antype,static
```

```
!analyse statique
```

```
nset, s, loc, z, 0
```

```
d,all,ux,0,,,uy,uz
```

```
allsel,all
```

```
!!étapes impaires : déplacement du point final d'une droite au point de départ de la prochaine droite!!
```

```
*do,step,1,25,2
```

```
time,13*step-11
```

```
deplacey=-0.006*cos(7.5*step-7.5)
```

```
deplacex=-0.006*sin(7.5*step-7.5)
```

```
asel,s,loc,z,1
```

```
da,all,uy,deplacey
```

```
da,all,ux,deplacex
```

```
nsubst,1
```

```
!pas de sous-étapes
```

```
kbc,1
```

```
!déplacement immédiat
```

```
oures,basic,all
```

```
allsel,all
```

```
lswrite,step
```

```
*enddo
```

```
!!étapes paires : déplacement suivant une droite en 13 pas uniformément décalés!!
```

```
*do,etape,2,26,2
```

```
time,13*etape
```

```
deplacey=0.006*cos(7.5*etape-15)
```

```
deplacex=0.006*sin(7.5*etape-15)
```

```
asel,s,loc,z,1
```

```
da,all,uy,deplacey
```

```
da,all,ux,deplacex
```

```
nsubst,12
```

```
!12 déplacements dans chaque étape
```

```
kbc,0
```

```
!variation déplacements graduelle (rampe)
```

```
oures,basic,all
```

```
allsel,all
```

```
lswrite,etape
```

```
*enddo
```

```
allsel,all
```

```
outpr,basic,all
```

```
lssolve,1,26,1
```

```
!résoudre les étapes paires et impaires
```

```
finish
```

```
/post1
```

```
*dim,stress,table,169,3
```

```
!tableau pour stocker les contraintes
```

```
*dim,strain,table,169,3
```

```

*do,i,1,13,1
var1=13*i-12
set,2*i-1,1
*vget,stress(var1,1),node,4406,s,z
*voper,strain(var1,1),stress(var1,1),div,2.0e5
*vget,stress(var1,2),node,5681,s,z
*voper,strain(var1,2),stress(var1,2),div,2.0e5
*vget,stress(var1,3),node,43079,s,z
*voper,strain(var1,3),stress(var1,3),div,2.0e5
*do,j,1,12,1
set,2*i,j
var2=var1+j
*vget,stress(var2,1),node,4406,s,z
*voper,strain(var2,1),stress(var2,1),div,2.0e5
*vget,stress(var2,2),node,5681,s,z
*voper,strain(var2,2),stress(var2,2),div,2.0e5
*vget,stress(var2,3),node,43079,s,z
*voper,strain(var2,3),stress(var2,3),div,2.0e5
*enddo
*enddo

*vplot,,strain(1,1)
/gcolumn,1,Gauge1
/axlab,x,Needle position
/axlab,y,Strain (x1.0e-6)
/xrange,1,169
/yrange,-800,800
/grid,3
/gropt,divy,8
/replot

(3) Simulation d'un tronçon du cylindre (en moitié) avec un film mince attaché dessus
(voir paragraphe II.3.2.3)

/units, Si
/plopts,logo,0
/plopts,date,0
toler=1.0e-8

r1=8.25e-4
r2=9.25e-4
t=0.5e-6

/prep7
/title, cylinder+gauge

et, 1, solid45
mp, ex, 1, 2.0e11
mp, nuxy, 1, 0.28
mp, ex, 2, 1.7e11

```

!correspondant au position dans le tableau
!sélectionner l'étape
!enregistrer la contrainte du nœud 4406

!itération pour suivre 12 points sur droite
!correspondant au position dans le tableau

!fin de la tracé d'une droite
!fin de l'itération

!visualisation des déformations stockées

!option d'affichage des grilles

!définir l'unité en Système International

!epsilone équivalent au minimum

!rayon intérieur du cylindre
!rayon extérieur du cylindre
!épaisseur du film mince

!propriétés mécaniques de l'acier
!propriétés mécaniques du polySi

mp, nuxy, 2, 0.28

cylind,r1,r2,0,0.00975,0,87
 cylind,r1,r2,0,0.00975,87,93
 cylind,r1,r2,0,0.00975,93,180
 cylind,r1,r2,0.00975,0.01025,0,87
 cylind,r1,r2,0.00975,0.01025,87,93
 cylind,r1,r2,0.00975,0.01025,93,180
 cylind,r1,r2,0.01025,0.02,0,87
 cylind,r1,r2,0.01025,0.02,87,93
 cylind,r1,r2,0.01025,0.02,93,180

!générer un demi-cylindre en combinant
 !9 morceaux du cylindre avec des densités
 !de maillage différentes

cylind,r2,r2+t,0.00975,0.01025,87,93

!générer le film mince cylindrique

!/pnum,line,on
 !/dev,text,2,300
 !/pnum,line,off
 !/pnum,volu,on
 !/pnum,volu,off

!vérifier la numérotation des lignes

mshkey,1
 mshape,0,3d
 vsel,s,,,1,9,1
 mat,1

!maillage manuel
 !élément 3D hexahédrique
 !sélectionner les 9 morceaux du cylindre

lesize,1,,,4
 lesize,2,,,20
 lesize,9,,,100

!définir la densité de maillage pour chaque
 !morceau

lesize,13,,,4
 lesize,14,,,10
 lesize,21,,,100

lesize,25,,,4
 lesize,26,,,20
 lesize,33,,,100

lesize,37,,,4
 lesize,38,,,20
 lesize,45,,,50

lesize,49,,,4
 lesize,50,,,10
 lesize,57,,,50

lesize,61,,,4
 lesize,62,,,20
 lesize,69,,,50

lesize,73,,,4

```
lesize,74,,,20
lesize,81,,,100
```

```
lesize,85,,,4
lesize,86,,,10
lesize,93,,,100
```

```
lesize,97,,,4
lesize,98,,,20
lesize,105,,,100
```

```
vmesh,all !maillage du cylindre
```

```
mshkey,1
mshape,0,3d
vsel,s,,,10 !sélectionner le film mince
mat,2 !matériau 2
```

```
lesize,109,,,1
lesize,110,,,10
lesize,117,,,50
```

```
vmesh,all !maillage du film mince
```

```
allsel,all
!/pnum,mat,1 !distinguer les matériaux par couleur
!/number,1
```

```
!/pnum,mat,0
nummrg,all,toler !combiner les nœuds coïncidents/collage
```

```
!solution
/solu
antype, static
nset, s, loc, z, 0
d,all,ux,0,,,uy,uz !encastrement du cylindre
nset,s,loc,z,0.02_toler,0.02+toler
d,all,uy,-0.0005 !déplacement 0.5mm imposé dans y
allsel,all
solve
```

```
/post1
plnsol,s,z !visualiser la répartition de la contrainte
plnsol,epel,z !visualiser la répartition de la déformation
```

(4) Simulation de la piézorésistivité d'une microjauge en polysilicium

```
/units, Si !idem
/plopts,logo,0
toler=1.0e-8
```

```

/prep7
/title, polySi strain gauge

et, 1, solid226,101                !élément 226 piézorésistif
mp, ex, 1, 1.7e11
mp, nuxy, 1, 0.28
mp, rsvx,1,8.0e-5                !résistivité du matériau

!define piezoresistive coefficients
p11=5.31e-10
p12=-1.81e-10
p44=0

tb,pzrs,1                        !tableau des coefficients piézorésistifs
tbdata,1,p11,p12,p12
tbdata,7,p12,p11,p12
tbdata,13,p12,p12,p11
tbdata,22,p44
tbdata,29,p44
tbdata,36,p44

block,0,5.0e-4,-5.0e-5,-2.0e-5,0,3.0e-7    !génération de la jauge en U
block,4.5e-4,5.0e-4,-2.0e-5,2.0e-5,0,3.0e-7
block,0,5.0e-4,2.0e-5,5.0e-5,0,3.0e-7

mshkey,1                          !maillage manuel
mshape,0,3d                        !élément 3D hexahédrique
type,1
mat,1

lesize,4,,200                    !définir densité du maillage
lesize,8,,15
lesize,12,,1
lesize,16,,20
lesize,20,,20
lesize,24,,1
lesize,28,,200
lesize,32,,15
lesize,36,,1

vmesh,all                          !maillage de la microjauge
nummrg,all,toler                  !fusionner les nœuds communs
allsel,all

!solution
/solu
antype, static                    !analyse statique
asel,s,area,,17
da,all,volt,1                     !attaquer 1 volt à une extrémité de la jauge

```

```

asel,s,area,,5
da,all,volt,0                                !l'autre extrémité reliée à la masse

*do,etape,1,6,1                               !itération en 6 étapes-contrainte croissante
time,2*etape
nset, s, loc, x, 5.0e-4-toler,5.0e-4          !sélectionner les nœuds à x=5.0e-4
*get,nombre1,node,,count                     !compter le nombre de nœuds
f, all, fx, 0.0006*(etape-1)/nombre1        !appliquer une contrainte dans le sens x
nset, s, loc, x, 0, toler                     !sélectionner les nœuds à x=0
*get,nombre2,node,,count                     !appliquer la même contrainte sens inverse
f, all, fx, -0.00036*(etape-1)/nombre2
nset, s, loc, x, 4.5e-4-toler,4.5e-4+toler    !sélectionner les nœuds à x=4.5e-4
nset, r, loc, y, -2.0e-5,2.0e-5
*get,nombre3,node,,count                     !appliquer la même contrainte sens inverse
f, all, fx, -0.00024*(etape-1)/nombre3
nsubst,1
kbc,1                                         !changement immédiat entre les étapes
oures,basic,all
allsel,all
lswrite,etape
*enddo                                        !6 contraintes croissantes définies
allsel,all
lssolve,1,6,1                                !résoudre les 6 étapes chargées
finish

/post1
*dim,current,table,6,2                       !établir un tableau 6x2
nset,s,loc,x,1.0e-4
nset,r,loc,y,4.0e-5,4.5e-5
*get,node1,node,,num,min                     !choisir le nœud à la position désignée
nset,s,loc,x,1.0e-4
nset,r,loc,y,-4.5e-5,-4.0e-5
*get,node2,node,,num,min                     !choisir le 2ème nœuds sur l'autre bras
allsel,all
*do,i,1,6,1
set,i,1
*vget,current(i,1),node,node1,jc,x           !enregistrer la densité de courant
*vget,current(i,2),node,node2,jc,x
*enddo
*cfopen, '/tima2/yang/Desktop/link to script/result_standard', lis, , append !ouverture fichier
*vwrite,current(1,1),current(1,2)           !écrire les données dans le fichier dessus
(F16.3,F16.3)                                !3 chiffres après la virgule
*cfclose                                     !clôture du fichier

finish

```


Annexe 2 Facteurs d'influence de la contrainte résiduelle du film mince déposé par pulvérisation

i. Température du substrat

Comme il est montré dans le paragraphe IV.3.2.3, la température du substrat influe sur la contrainte thermique mais aussi de manière indirecte, sur la contrainte intrinsèque (via la taille des grains cristallins). Dans le cas où le coefficient de dilatation thermique (CTE) du film est supérieur à celui du substrat, la contrainte thermique est en traction et récompense partiellement la contrainte intrinsèque en compression. Dans le cas contraire (qui correspond à notre cas de déposer un semiconducteur sur l'acier), la contrainte thermique est en compression et s'accumule à la contrainte intrinsèque. Donc la contrainte résiduelle s'accroît ou diminue, en fonction de la combinaison des couches.

Plusieurs travaux ont été effectués qui nous donnent des références :

Cas1: Dépôt du silicium amorphe ($CTE\ 3,0 \times 10^{-6}\ K^{-1}$) par pulvérisation DC sur le substrat en SiO_2 ($CTE\ 0,5 \times 10^{-6}\ K^{-1}$), la variation de la contrainte est montrée dans la Figure 1 [138]:

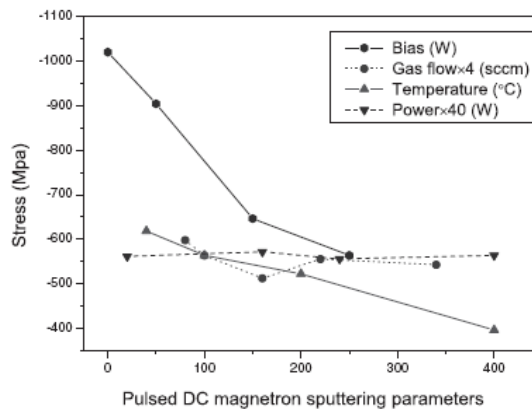


Figure 1 Contrainte résiduelle en fonction des paramètres de pulvérisation

Il est montré sur cette figure que la contrainte (en compression) diminue suite à l'augmentation de la température du substrat.

Cas 2 : Pulvérisation DC CrN ($CTE\ 9,4 \times 10^{-6}\ K^{-1}$) sur substrat en acier inoxydable SA304 ($CTE\ 17,3 \times 10^{-6}\ K^{-1}$) [139]

La contrainte résiduelle en compression augmente suite à l'augmentation de température

Cas 3 : Pulvérisation RF Al_2O_3 ($CTE\ 5,4 \times 10^{-6}\ K^{-1}$) sur substrat en acier [140]

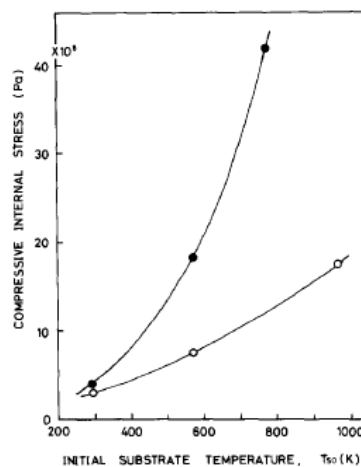


Figure 2 Contrainte résiduelle en fonction de la température du substrat

La Figure 2 indique que la contrainte en compression augmente en augmentant la température du substrat. En résumé, les données fournies par ces trois cas sont en bon accord avec la conclusion qu'on a tirée au début de ce paragraphe. L'influence de la température du substrat est liée au rapport des CTEs entre le film mince et le substrat.

ii. Polarisation du substrat (bias)

Dans tous les articles concernés, la conclusion est unanime: une tension de polarisation importante va rendre les ions bombardant le substrat plus énergétiques, et par conséquent le nombre de défaut dans la structure cristalline ainsi que la contrainte compressive augmente. Plusieurs exemples sont donnés ci-dessous et dans la Figure 1 :

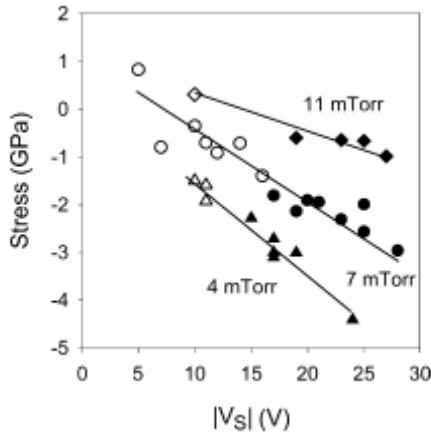


Figure 3 AlN déposé par pulvérisation RF sur wafer [141]

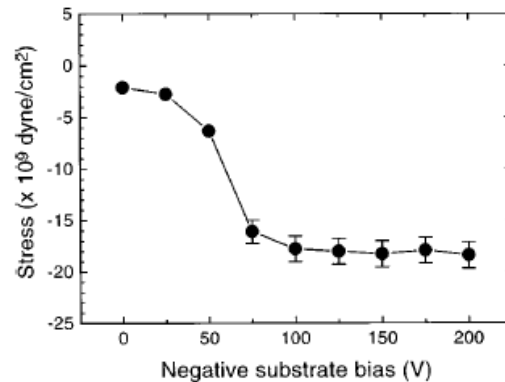


Figure 4 SiNx déposé par pulvérisation RF réactive sur wafer [142]

La tension de polarisation facilite aussi l'implantation des atomes d'Ar dans le film, qui contribue aussi à la contrainte en compression dans le film.

iii. Puissance RF de pulvérisation

Par rapport aux autres paramètres, la puissance (soit du plasma, soit du faisceau d'ion, en fonction du type de machine) a une influence moins importante sur la contrainte résiduelle. Dans la Figure 1, la puissance n'a guère d'influence sur le niveau de contrainte. Il est quand même vérifié que la contrainte résiduelle en compression augmente en fonction de la puissance RF, comme montré dans [143] et [124]. Néanmoins, dans [144], on peut clairement constater que la stoechiométrie du film SiNx a une influence bien plus importante sur le niveau de la contrainte.

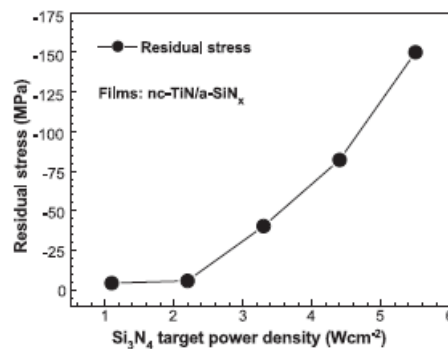


Figure 5 TiN-SiNx déposé par pulvérisation RF sur wafer [124]

Ion-beam voltage(V)	Si	N	O	Stoichiometry
700	42.6%	54.4%	3.1%	SiN _{1,28}
900	42.4%	53.3%	4.4%	SiN _{1,26}
1100	41.5%	54.4%	4.1%	SiN _{1,31}
1300	47.0%	50.1%	3.0%	SiN _{1,07}

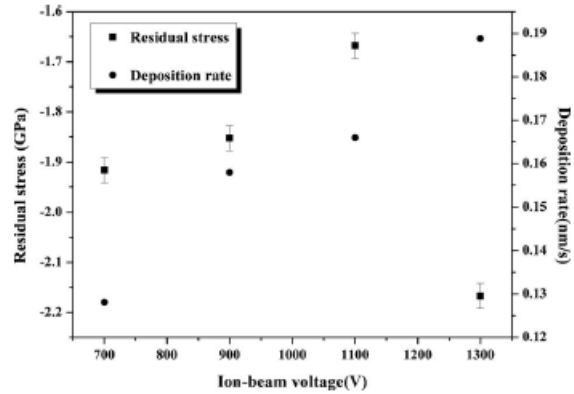


Figure 6 Contrainte résiduelle et vitesse de dépôt en fonction de la puissance [144]

iv. Stoechiométrie

La stoechiométrie du nitrure de silicium peut être ajustée en injectant l'azote au cours du procédé de dépôt (pour la pulvérisation) ou en modifiant le rapport de flux SiH₄/NH₃ (pour CVD). Pour le film SiN_x déposé par pulvérisation, la contrainte est en compression, la croissance en composition atomique de N va modifier la contrainte résiduelle, mais de manières paradoxales selon les différents articles. Selon [122] (voir figure 12), l'enrichissement de N augmente la contrainte compressive, tandis que l'article [144] relève une tendance inverse (figure 6). Pour le film SiN_x déposé par LPCVD [88][89][123], la contrainte en traction augmente à cause de cette injection de l'atome N. Cette tendance est illustrée sur la Figure 7.

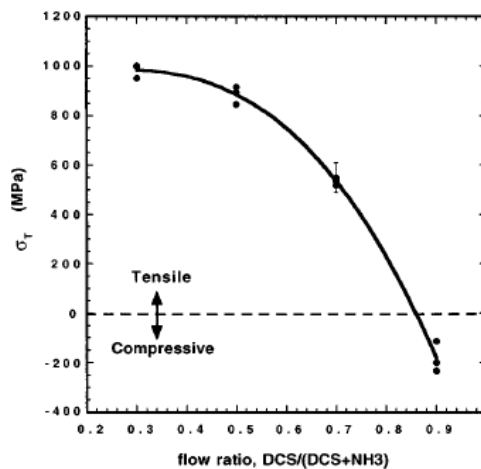


Figure 7 Variation de la contrainte résiduelle en fonction de la composition du film SiN_x déposé par LPCVD [89]

v. Pression

Malgré l'existence des exceptions, la tendance générale de l'évolution de la contrainte résiduelle en fonction de la pression dans le bâti de dépôt est que la contrainte en compression diminue si l'on augmente la pression dans la chambre de pulvérisation. Ce phénomène est déterminé par la possibilité de collision entre les ions de bombardement et les molécules gazeuses. Les ions sans collision bombardent le substrat avec une énergie plus grande et créent ainsi la contrainte intrinsèque plus importante. Cette hypothèse est soutenue par les deux cas suivants dans les travaux précédents :

Cas1 : Contrainte résiduelle du Si amorphe déposé par pulvérisation DC (Figure 3)

Cas2 : Contrainte résiduelle du film Si_3N_4 déposé par pulvérisation RF (Figure 8) [143]

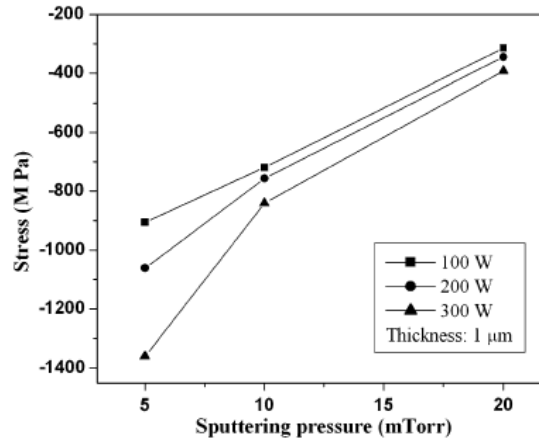


Figure 8 Contrainte résiduelle en fonction de la pression et de la puissance [143]

vi. Epaisseur du film

Des conclusions contradictoires basées sur différents procédés de dépôt sont évoquées. A la connaissance générale, le film épais a plus de risque de se craquer, donc il faut limiter l'épaisseur de chaque couche au cours du dépôt [87]. Cependant, Irene [145] et French [88] ont constaté que pour le film Si_3N_4 déposé par LPCVD, la contrainte résiduelle reste stable pour l'épaisseur du film variant entre 150nm et 500nm. Pour les films de Si_3N_4 [143] et Al_2O_3 [140] déposés par la pulvérisation, la contrainte compressive diminue lorsque l'épaisseur du film augmente. Ce phénomène peut être expliqué par le raisonnement suivant : le film épais nécessite un temps de dépôt plus long, durant lequel la contrainte se relaxe.

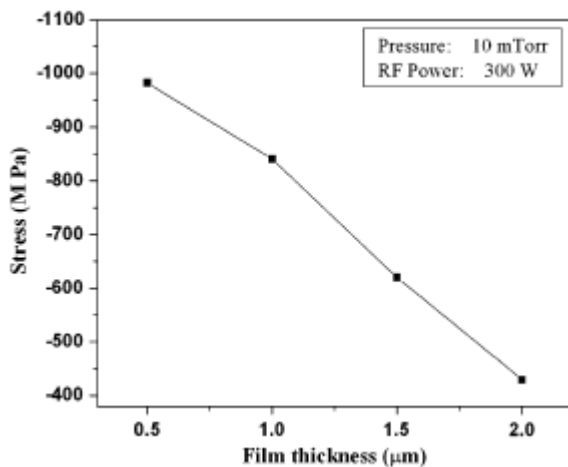


Figure 9 Contrainte dans le film Si_3N_4 en fonction de l'épaisseur du film [143]

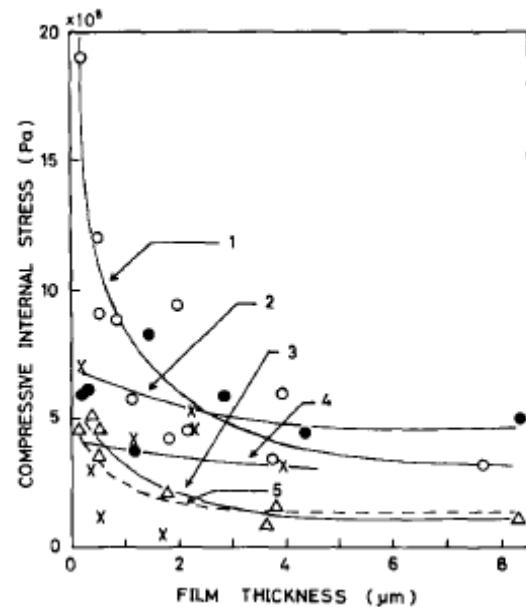


Figure 10 Contrainte dans le film Al_2O_3 en fonction de l'épaisseur du film [140]

Dans notre procédé de fabrication, nous avons fixé l'épaisseur de la couche de Si_3N_4 à 200nm. Le phénomène de craquage du film a été observé pour les épaisseurs supérieures.

vii. Recuit (temps, température)

Le recuit *in-vivo* (dans l'équipement de dépôt du film) et *ex-vivo* (après le procédé de dépôt) permet de réduire le niveau de la contrainte en élargissant la taille des grains [143] [122]. Les facteurs qui déterminent la qualité de recuit sont la température et la durée. Plus la température de recuit est élevée, moins de temps nous aurons besoin pour compléter le procédé de recuit.

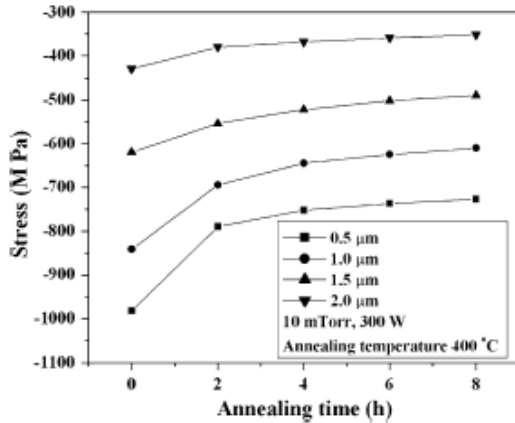


Figure 11 Influence du recuit sur la contrainte résiduelle [143]

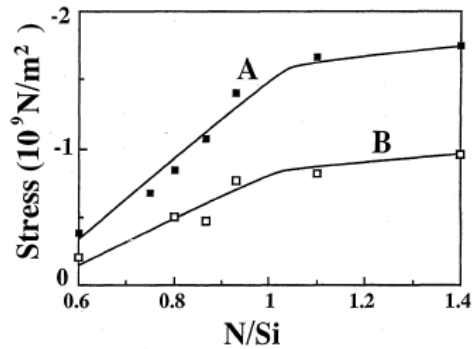


Figure 12 La contrainte est réduite par 50% à l'issue du recuit à 750°C pendant 15min. [122]

viii. Autres

La vitesse du dépôt dépend essentiellement des facteurs suivants: la puissance, la pression dans la chambre, et la composition des gaz [143] [146]. Une vitesse de dépôt trop élevée risque d'entraîner une mauvaise adhérence du film au substrat.

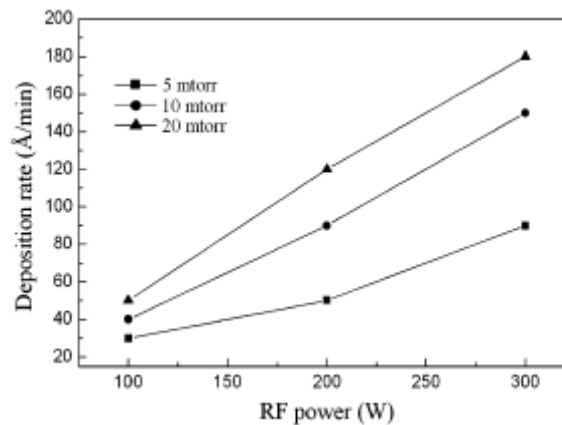


Figure 13 Vitesse de dépôt en fonction de la puissance RF et de la pression [143]

Conclusion

Approches pour la réduction de la contrainte résiduelle dans le film Si_3N_4 :

- Réduire la tension de polarisation du substrat;
- Limiter la température du substrat lié au procédé;
- Augmenter la pression de gaz dans le bâti;
- Rajouter une étape de recuit après le dépôt du film;
- Régler la stoechiométrie du matériau;
- Limiter l'épaisseur du film Si_3N_4 .

Récapitulatif des paramètres de dépôt Si_3N_4 par pulvérisation

	PTA	[143]	[146]	[125]	[124]	[144]	[142]
Puissance (W)	500	100~300	500	100	50~250	121~225	400
Bias (V)	-40	--	--	--	--	--	0~300
Pression(mtorr)	3	5~20	8,25~21,75	3,5	5	--	5
Flux gaz(sccm)	Ar 70	Ar	Ar+N ₂	Ar+N ₂	Ar+N ₂	Ar+N ₂	Ar+N ₂
Cible	Si ₃ N ₄	Si ₃ N ₄	Si ₃ N ₄	Si	Si ₃ N ₄	Si	Si

Moyens de caractérisation de la contrainte résiduelle

- Calculer la contrainte à base du rayon de courbure du wafer avant et après le dépôt du film [141] ; cette méthode ne s'applique pas sur le substrat cylindrique
- Mesurer l'indice de réfraction du film avec l'éllipsomètre et tracer son rapport linéaire avec la contrainte résiduelle par extrapolation [88];

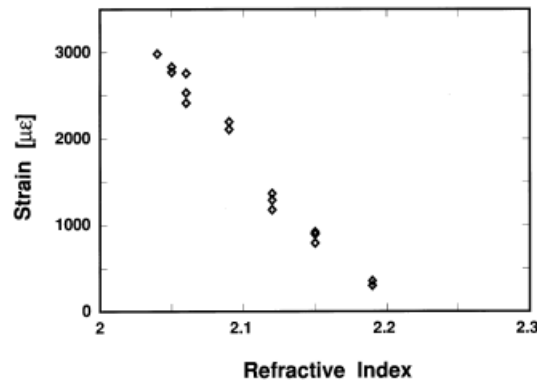


Figure 14 Rapport linéaire entre l'indice de réfraction et la déformation pour un film de Si_3N_4 déposé par LPCVD [88]

- Calculer la contrainte à base du peak-shift détecté dans la spectrométrie Raman

Références bibliographiques

- [138] M.He *et al.* Large polycrystalline silicon grains prepared by excimer laser crystallization of sputtered amorphous silicon film with process temperature at 100°C, *Japanese journal of applied physics*, Vol. 46, No. 3B, 2007, pp. 1245-1249
- [139] H.N.Shah *et al.* Microstructural characterizations and hardness evaluation of d.c. reactive magnetron sputtered CrN thin films on stainless steel substrate, *Bull. Mater. Sci.*, Vol. 33, No. 2, April 2010, pp. 103-110.
- [140] S.Shinzato *et al.* Internal stress in sputter-deposited Al_2O_3 films, *Thin Solid Films*, Vol. 97, Issue 4, Pages 333-337, 1982
- [141] E.Iborra *et al.* Piezoelectric properties and residual stress of sputtered AlN thin films for MEMS applications, *Sensors and Actuators A: Physical*, Volume 115, Issues 2-3501-507
- [142] J.H.Kim *et al.* Microstructure and properties of silicon nitride thin films deposited by reactive bias magnetron sputtering, *J. Appl. Phys.* 83, 5831 (1998)
- [143] V.Bhatt *et al.* Silicon nitride films deposited by RF sputtering for microstructure fabrication in MEMS, *Journal of Electronic Materials*, Vol. 38, Issue 9, 1979-89 (2009)
- [144] C.C.Lee *et al.* Reduction of residual stress in optical silicon nitride thin films prepared by radio-frequency ion beam sputtering deposition, *Opt. Eng.* 49, 063802 (2010)
- [145] E.A.Irene, Residual stress in silicon nitride films, *Journal of Electronic Materials*, Vol. 5, Issue 3, 287-298 (1976)
- [146] A.Grill *et al.* Sputtered silicon nitride coatings for wear protection, *Thin Solid Films*, Vol. 96, Issue 1, Pages 25-30, 1982

Annexe 3 Introduction de la nouvelle carte d'instrumentation*

Ce travail est réalisé par un ingénieur, M. David Escoffier, dans le cadre du projet Carnot C_ISM. La conception de cette carte consiste à faciliter la caractérisation de l'aiguille instrumentée comme décrite dans le paragraphe III.2.1. Cette carte permet de capturer la tension différentielle issue des différents ponts de Wheatstone adaptés à la résistance des microjauges. La tension différentielle est ensuite amplifiée et convertie en signal numérique par l'amplificateur d'instrumentation AD7193 (Analog Devices). Ce signal numérique est ensuite lu par le microcontrôleur PIC18F25k20 via la liaison SPI, et puis envoyé à l'ordinateur de contrôle par le port de communication RS232. Un avantage de cette carte par rapport à celles que nous utilisons initialement est lié à la programmabilité du microcontrôleur, qui permet de réaliser une lecture séquentielle des signaux issus de tous les ponts de Wheatstone avec une haute fréquence. Le fonctionnement stable de la carte et l'atténuation du niveau de bruit sont aussi envisagés lors de la conception de la carte. Par ailleurs, cette carte d'instrumentation a été développée pour être polyvalente, elle pourra servir pour des projets d'instrumentations de signaux issus de divers capteurs.

Le microcontrôleur PIC18F25k20 est programmé sous l'environnement MPLab. Quant à la lecture et l'enregistrement des données, ils sont contrôlés et visualisés par le programme sous LabView. Nous pouvons aussi définir sous LabView les chaînes actives de lecture, la fréquence d'échantillonnage et l'emplacement du fichier de sortie, lors de la phase de configuration au début de chaque lecture. La synchronisation entre l'ordinateur, le microcontrôleur et le composant AD7193 était critique lors de la conception de la carte.

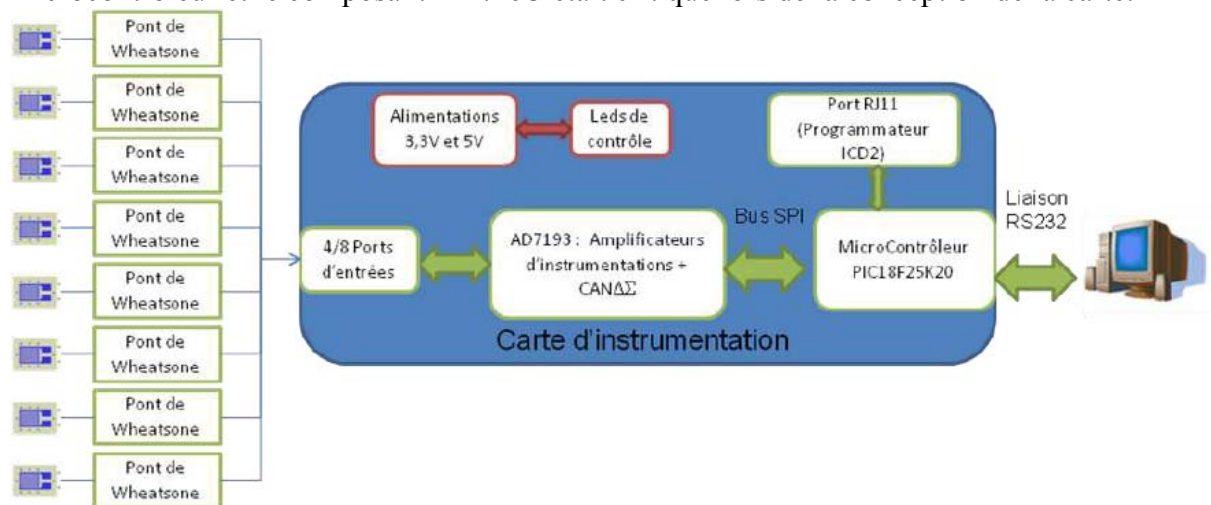


Figure 15 Schéma fonctionnel de la carte d'instrumentation

Le schéma fonctionnel de la carte est présenté Figure 15. Cette carte d'instrumentation est constituée des éléments suivants :

- 4/8 port d'entrées avec 2 points de références, Port d'alimentation +5V et le 0V de référence.
- Composant AD7193 (Amplificateur d'instrumentation avec convertisseur $\Delta\Sigma$).
- Un microcontrôleur PIC18F25k20 ;
- Périphérique RJ11 pour connecter le programmeur ICD2 ;
- Un port de sortie RS232 pour relier la carte au PC.

En complément

- Deux alimentations sur la carte
 - o +3,3V (Pour le PIC18F25k20, et L'AD7193) alimentation numérique ;

* Ce paragraphe est rédigé à base du travail effectué par M. Escoffier dans le cadre du projet Carnot C_ISM.

- +5V (Pour l'AD7193) alimentation analogique permettant aussi d'alimenter les ponts de Wheatstone
 - Leds de contrôle pour confirmer les alimentations de la carte.

Le schématic de la carte et la photo de la carte fabriquée sont présentés par les figures ci-dessous :

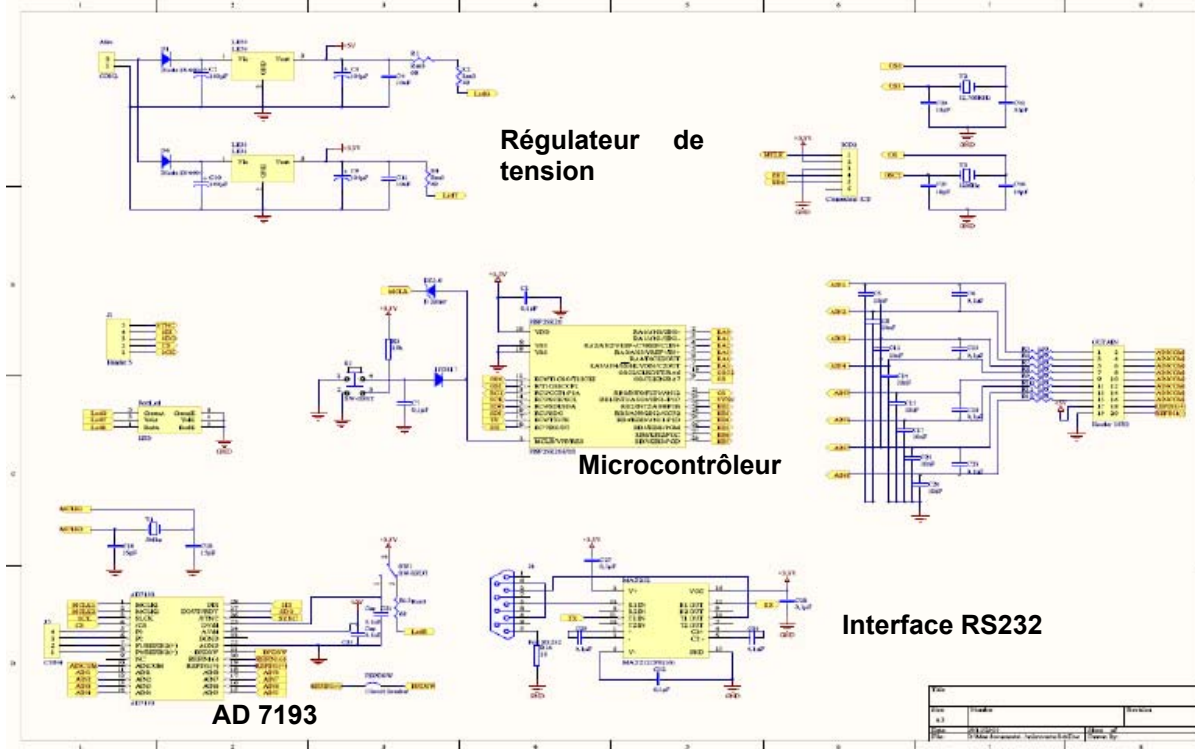


Figure 16 Schématic de la carte d'instrumentation



Figure 17 Photo de la carte d'instrumentation

Le fonctionnement de cette carte a été testé en collaboration avec le banc de test sur la table XY. Les tensions différentielles générées par les jauges de déformation sont correctement converties en signaux numériques et puis transférées à l'ordinateur avec une bonne précision. La fréquence maximale théorique d'échantillonnage est de 4,8 kHz, qui est

liée la fréquence de l'oscillateur intégré sur la carte. Cette carte permet aussi d'effectuer deux types de lecture : la lecture continue et la lecture sous commande. La vitesse et la précision de conversions s'avèrent satisfaisantes.

Liste des publications de l'auteur

Article de revue internationale

Design and fabrication of semiconductor strain microgauges on cylindrical metal substrates
W. Yang, A. Bonvilain, F. Gustavo, S. Basrour
Journal of Micromechanics and Microengineering (article soumis en 2011)

Articles de conférences internationales

Modelling and characterization of an instrumented medical needle in sight of new microsensor design for its insertion guidance
W. Yang, A. Bonvilain, T. Alonso, A. Moreau-Gaudry, S. Basrour
IEEE EMBS, Int. Conference EMBC, 2010.

Strain microgauge implementation on cylindrical metal substrates
W. Yang, A. Bonvilain, F. Gustavo, S. Basrour
Proceedings of conf. MNE 2011 (accepté)

Articles de conférences nationales

Modélisations et Expérimentations d'une Aiguille Médicale Instrumentée pour le Guidage de son Insertion
W. Yang, A. Bonvilain, S. Basrour
Journées Nationales du Réseau Doctoral en Microélectronique (JNRDM'10), Montpellier, Juin 7-9, 2010

Développement de microjauges pour détecter la déformée des instruments médicaux percutanés
W. Yang, A. Bonvilain, T. Alonso, A. Moreau-Gaudry, S. Basrour
Colloque national RITS 2011, Rennes, 6-8 Avril 2011