Vers le déploiement d'un réseau de capteurs enfouis dans des multi-plis carbone-epoxy pour l'instrumentation in-situ de structures composites pour l'avionique

Jérôme Lubin

▶ **To cite this version:**

Jérôme Lubin. Vers le déploiement d'un réseau de capteurs enfouis dans des multi-plis carbone-epoxy pour l'instrumentation in-situ de structures composites pour l'avionique. Micro et nanotechnologies/Microélectronique. Université Paul Sabatier - Toulouse III, 2012. Français. NNT : . tel-01068036

HAL Id: tel-01068036

https://theses.hal.science/tel-01068036

Submitted on 24 Sep 2014

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

En vue de l'obtention du

DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

Délivré par *l'Université Toulouse III - Paul Sabatier*
Discipline ou spécialité : *Micro Nano Systèmes*

Présentée et soutenue par *Lubin Jérôme*
Le *17/12/2012*

Titre : *Vers le déploiement d'un réseau de capteurs enfouis dans des multi-plis carbone-epoxy pour l'instrumentation in-situ de structures composites pour l'avionique*

JURY
M. Vincent GIBIAT : Président de jury
M. Yves OUSTEN : Rapporteur
M. Mohamed BENZOHRA : Rapporteur
M. Gustavo ARDILA RODRIGUEZ : Examinateur
M. Robert BAZER-BACHI : Examinateur
M. Thierry CAMPS : Directeur de thèse

Ecole doctorale : *G.E.E.T.*
Unité de recherche : *LAAS - Laboratoire d'Analyse et d'Architecture des Systèmes*
Directeur(s) de Thèse : *Thierry CAMPS*
Rapporteurs : *Yves OUSTEN, Mohamed BENZOHRA*

Table des matières

TABLE DES MATIERES **2**

INTRODUCTION GENERALE **12**

UN PEU D'HISTOIRE 14

QU'EST-CE QU'UN MATERIAU COMPOSITE ? 14

QU'EST-CE QUE LA SURVEILLANCE DE L'INTEGRITE DES STRUCTURES? 15

LES COMPOSITES CARBONE DANS L'AERONAUTIQUE 16

CHAPITRE I **18**

I.1. INTRODUCTION : 20

I.2. POURQUOI CONTROLER L'INTEGRITE DES STRUCTURES ? 20

I.3. MONITORING PAR JAUGES DE CONTRAINTES 22

I.3.1. Notions théoriques : la loi de Hooke *22*

I.3.2. Notions théoriques : contrainte et stress *24*

I.4. DISPOSITIFS DE MESURES DE CONTRAINTE 25

I.4.1. Monitoring par câble vibrant *25*

I.4.1.1. Principe de fonctionnement 25

I.4.1.2. Stabilité en température 26

I.4.1.3. Cas d'utilisation 27

I.4.2. Monitoring par jauges de contraintes électriques *28*

I.4.2.1. Structure et fabrication d'une jauge électrique 28

I.4.2.2. Principe de fonctionnement 30

I.4.2.3. Sensibilité et lecture 31

I.4.3. Monitoring par jauges à semiconducteur *33*

I.4.4. Monitoring par fibres optiques *35*

I.5. MONITORING PAR TRANSDUCTEURS PIEZOELECTRIQUES 39

I.5.1. Emission acoustique *39*

I.5.2. Techniques de monitoring *40*

I.5.2.1. Piezoelectric Wafer Active Sensor 40

I.5.2.2. Monitoring par émission acoustique 41

I.5.2.3. Monitoring par émission Acousto-Ultrasonique 42

I.5.2.4. Monitoring par impédance Electromécanique 42

I.5.3. Utilisation des matériaux piézoélectriques « intelligents » *43*

I.5.3.1. Composites intelligents 43

I.5.3.2. Peintures piézoélectriques 45

I.6. PRESENTATION DU PROJET I2MC 46

I.7. CONCLUSIONS : 47

CHAPITRE II **49**

II.1 INTRODUCTION : 51

II.2 LES CAPTEURS A JONCTION TUNNEL 51
II.2.1 Présentation et principe de fonctionnement 51
II.2.1.1 Description de la structure 52
II.2.1.2 Propriétés physiques et électriques des diodes en polysilicium 53
II.2.1.3 Différents régimes de conduction dans un ESS 58
II.3 MODES DE FONCTIONNEMENT 58
II.3.1.1.1 Mode de conduction parasite : courants de fuite 58
II.3.1.1.2 Mode de conduction surfacique : Détection 59
II.3.1.1.3 Conduction volumique : Actionnement thermique 60
II.3.1.1.4 Conclusion 60
II.3.2 Utilisation des TJS pour l'instrumentation thermique 62
II.3.2.1 Polarisation en courant, lecture en tension 63
II.3.2.2 Polarisation en tension, lecture en courant 65
II.3.3 Utilisation des TJS pour l'instrumentation mécanique 67
II.3.3.1 Design des capteurs 67
II.3.3.1.1 Dimensions et connectique générique 67
II.3.4 Tests en déformation statique 69
II.3.5 Mesures en Z(F) 71
II.3.5.1.1 Le Design d'un capteur TJS 72
II.3.6 Méthode de dépôt du polysilicium 75
II.3.7 Etude du dopage du polysilicium 77
II.3.7.1 Dopage par diffusion 77
II.3.7.2 Dopage par implantation ionique 78
II.3.7.2.1 Etude du procédé d'implantation et du recuit de redistribution 78
II.3.8 Description du procédé de fabrication 82
II.3.9 Problème du masquage lors de la diffusion de phosphore 85
II.3.10 Reproductibilité du process 88
II.3.11 Microscopie à émission lumineuse 88
II.4 CONCLUSIONS : 90

CHAPITRE III 92

III.1 INTRODUCTION 94
III.1.1 Contraintes liées à l'enfouissement dans le composite 94
III.1.2 Solution de packaging proposée 96
III.1.2.1 Mise en boîtier 96
III.1.2.2 Connexion filaire 96
III.1.2.3 Circuit imprimé 97
III.1.2.4 PCB flexible 99
III.1.2.4.1 Présentation 99
III.1.2.4.2 Composition d'un PCB flexible 99
III.1.2.4.3 Première génération de flex 100
III.1.2.4.4 Seconde génération de flex 101
III.2 TECHNIQUES DE REPORT DU CAPTEUR 103

III.2.1 Interconnexion capteur / Flex ... *103*
III.2.2 Flip-chip ... *104*
III.2.2.1 Stud-bump et brasure ... 104
III.2.2.2 Collage des capteurs et épaississement électrolytique des plots ... 106
III.2.3 Solution pour un placement libre des capteurs ... *108*
III.2.4 Déploiement d'un réseau de capteurs enfouis ... *109*
III.2.5 Validation électrique ... *110*
III.3 VALIDATIONS MECANIQUES ... 111
III.3.1 Tests mécaniques pour l'évaluation de l'intrusivité ... *111*
III.3.1.1 Essai en traction ... 112
III.3.1.2 Essais en flexion ... 114
III.3.1.3 Essais en cisaillement ... 116
III.4 CONCLUSIONS : ... 117

CHAPITRE IV ... 119

IV.1 INTRODUCTION ... 121
IV.2 METHODE DE LECTURE DU SIGNAL ... 121
IV.3 VALIDATION DE LA TRANSDUCTION MECANIQUE ... 124
IV.4 INSTRUMENTATION IN SITU D'UNE PIECE COMPOSITE CARBONE ... 127
IV.4.1 Elaboration d'une éprouvette composite ... *127*
IV.4.2 Instrumentation : suivi de réticulation ... *127*
IV.4.3 Instrumentation in-situ d'une pièce composite ... *130*
IV.5 CONCLUSION ... 132

CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES ... 134

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES ... 140

Remerciements

Ces travaux ont été réalisés au LAAS-CNRS, je souhaite remercier Raja Chatila, Jean-Louis Sanchez et Jean Arlat, directeurs successifs du laboratoire pour m'avoir accueillis durant mes travaux. Je remercie Robert Bazer-Bachi, porteur du projet I2MC pour m'avoir intégré à l'équipe. Ce projet à été financé par la fondation STAE, (Sciences et Technologies pour l'Aéronautique et l'Espace) et je remercie Dominique Le Quéau pour avoir prolongé mon contrat et permis, de ce fait, de terminer mes travaux.

Je souhaite adresser mes plus vifs remerciements à mon directeur de thèse, Thierry Camps, qui m'a accompagné, guidé et soutenu depuis mon stage de Master jusqu'a la fin de ma thèse. Je le remercie particulièrement pour son aide, sa patience et sa compréhension.

Un grand merci également à Jean-Yves Fourniols, responsable du groupe N2IS pour m'avoir accueilli au sein du groupe, pour les séances de TP que nous avons donné à l'INSA ainsi que pour son aide précieuse dans ma vie professionnelle.

Je remercie M. Vincent Gibiat, professeur à l'Université Paul Sabatier Toulouse III, pour avoir accepté la présidence de mon jury. Je remercie également mes rapporteurs, M. Mohamed Benzohra, professeur à l'Université de Rouen et M. Yves Ousten, professeur à l'Université de Bordeaux. Enfin j'adresse mes remerciements à M. Robert Bazer-Bachi, professeur à l'IUT de génie mécanique et productique de Toulouse ainsi que M.Gustavo Ardila Rodriguez, Maître de conférences à l'INP de Grenoble pour avoir accepté de juger mon travail en tant qu'examinateurs.

Je remercie également les autres membres du projet, Xavier Jacob, Laurent Crouzeix, Mauricio Torres, Yves-Henry Grunevald et Francis Collombet auprès de qui j'ai beaucoup appris et avec qui j'ai apprécié travailler.

J'adresse également mes plus sincères remerciements à tout le personnel de l'AIME auprès de qui, jeune stagiaire, j'ai découvert et appris les rudiments de la microélectronique. Merci donc à Frédéric Gessinn, responsable de la salle blanche et chef respectable plein d'humour et de finesse et m'enseigna nombre de principes nobles et justes. Merci à François Guérin, technologue aguerri et homme de goût dont l'aide fut précieuse lors de la réalisation de ces capteurs et le sera plus encore pour vider chopes et bouteilles. Merci a Philippe Bourdeu d'Aguerre, responsable de la plate-forme CAO et cycliste de l'extrême qui m'a

démontré à maintes reprises qu'il est possible d'utiliser des coloris d'arrière plan des plus douteux et avoir la classe en même temps. Un grand merci à Christiane Duprat, Christophe Capello et Chérif Rouabhi qui ont su me soutenir et me supporter et grâce à qui j'ai pu réaliser d'innombrables essais dans cette salle blanche qui fut longtemps mon repaire. Merci également à Marie-Line Boy, Sandrine Calvel et Martine Girou pour toute leur aide et leur soutien apporté durant mon stage et ma thèse.

Au LAAS également, de nombreuses personnes ont apporté leur pierre à ce projet. Merci à l'ensemble du service TEAM et notamment Ludovic Salvagnac et Sébastien Pinaud a qui je dois de superbes dépôts métalliques, Eric Imbernon et Jean-Christophe Marrot et leur implanteur sans lequel le wafer ne serait que vulgaire silicium. Merci à Laurent Mazenc, Adrian Laborde et Véronique Connédéra pour leur aide en photolithographie. Merci à Pascaline Serard et David Bourrier, maîtres électrochimistes, qui ont fais croître de jolis petits plots de cuivre sur les wafers découpés ensuite par la main experte de David Colin pour être assemblés par le talentueux Samuel Charlot. Merci également à tous ceux qui m'ont apporté leur soutien, Christophe Escriba, Pierre-François Calmon et Laurent Bouscayrol.

Et bien évidemment je tiens à remercier chaleureusement toutes les personnes rencontrées durant toutes ces années. Merci à mes estimables et estimés collègues de bureau, David Jugieu, Mentor et vénérable prédécesseur dans ce projet I2MC, puisse ce modeste manuscrit te faire honneur, Habib Chalabi, mélomane et photographe de génie qui a toujours un avis juste et éclairé sur les nouvelles technologies mais n'est PAS un geek, même un tout petit peu, et enfin Catalin Codreanu avec qui j'ai grandement apprécié travailler, boire, jouer au billard, lire des blogs bizarres et monter une tour avec des gobelets en plastique, gloire au bureau D19. Merci à Bertrand Marty qui me précéda sur cette technologie de capteurs et dont je me suis efforcé d'être le digne successeur.

Merci également à Benjamin Reig, Nicolas Monnereau, Laurent Assouère et Emilie Leynia de la Jarrige, joyeux compagnons de route, de travail et de bringue!

Merci à Jonathan Boucher, programmeur sensei et pape du moteur 3D! Maeva Collet, qui a ma montre soutiens dans quelques heures et à qui je souhaite bonne réussite. Un grand merci à tous les copains, Julien Campos, Jonathan Bareille, Julien Juyon, François Blard, Stéphane Pinon, César De Oliveira, Alexandra Cueille, Lamine Ourak, Youness Laroussi, Farès Chouchane, Teddy Borr, Thomas Epert, Rémy Fulcrand, Fabien Mesnilgrente, Sven Salomon, Florent Seichepine Emilie Vanhove et bien d'autres encore.

Et enfin merci à tous ceux que j'ai oublié de mentionner et avec qui j'ai eu plaisir à partager des moments au laboratoire ou ailleurs.

Introduction générale

Un peu d'histoire

Souvent considérés comme issus des technologies modernes, les matériaux composites sont utilisés depuis l'antiquité, dans la construction ou l'élaboration d'objets d'utilisation courante. Le bois et le torchis des maisons à colombage font partie des premiers matériaux composites utilisés. Au XIIIe siècle, les guerriers mongols envahirent le continent asiatique, depuis la Chine jusqu'aux portes de l'Europe notamment grâce à leur célèbre arc composite. Ce dernier, composé d'une âme en bois contrecollée de tendons au dos et de corne sur la face interne offrait une puissance deux fois supérieure à celle d'un arc classique.

Autre exemple dans le domaine de l'armement, le sabre japonais ou «Katana», dispose d'une lame forgée en acier de Damas. On parle alors d'acier composite car lors de son élaboration on replie plus de dix fois sur lui-même un empilement de feuilles d'acier, certaines souples et d'autres dures. Un agencement complexe d'aciers de propriétés différentes fait du Katana, l'épée la plus robuste, la plus durable et la plus tranchante connue à ce jour.

Qu'est-ce qu'un matériau composite ?

D'une manière générale un matériau composite correspond à l'association de plusieurs matériaux aux qualités physiques différentes et complémentaires. Le matériau résultant possède des propriétés supérieures aux différents constituants. Un matériau composite structural est constitué la plupart du temps d'un matériau fibreux appelé «renfort» assurant à lui seul l'essentiel des propriétés mécaniques. Le renfort est noyé dans un liant appelé «matrice» dont le rôle est de maintenir les fibres pour permettre au matériau de conserver sa forme initiale, de le protéger de son environnement et surtout d'assurer la transmission des efforts.

On distingue deux catégories de matériaux composites :

- Les composites naturels parmi lesquels on retrouve le bois (fibres de cellulose et matrice de lignine) ou les os (fibres d'apatite et matrice de cellulose).
- Les composites artificiels comme le bois aggloméré, l'acier damassé, le béton armé (tiges métalliques et liant en béton). On y trouve aussi les matériaux à base de fibres de verre et fibres de carbone, liés par une matrice à base d'époxy.

Les composites artificiels se classent en deux catégories. Les composites de Grande Diffusion (GD) et les composites de Haute Performance (HP).

Les composites de grande diffusion sont relativement bon marché et représentent environ 95% du volume utilisé. Ce sont le plus souvent des plastiques armés ou renforcés. Les renforts sont constitués de fibres courtes et il est très difficile de privilégier une orientation. Les matériaux présentent donc des propriétés mécaniques isotropes.

Le coût élevé des composites de haute performance est un handicap pour une large diffusion et on les utilise principalement dans l'aéronautique. Les renforts sont composés de fibres longues de carbone ou de verre qui permettent la réalisation de pièces anisotropes. Leur résistance mécanique est largement supérieure à celle des métaux, pour un poids bien inférieur. Ces caractéristiques font des matériaux composites haute performance des matériaux de prédilection pour la construction aéronautique et ce en dépit de leur coût élevé.

Malgré l'établissement de nombreux modèles de calcul de structure de cette gamme de matériaux, leur hétérogénéité et leurs fortes contraintes internes les rendent imprévisibles. Cela justifie tous les efforts menés pour surveiller leur comportement en fonctionnement, baptisé « Structural Health Monitoring ».

Qu'est-ce que la surveillance de l'intégrité des structures?

Cette surveillance consiste à détecter les vibrations et chocs d'une structure, puis à diagnostiquer l'apparition d'endommagements. Les travaux présentés dans ce manuscrit proposent une instrumentation originale pour la surveillance de l'intégrité des structures. L'objectif est de concevoir et réaliser un nouveau capteur à jonction tunnel (TJS pour Tunnel Junction Sensors) de dimensions réduites. Pour être pertinente, cette instrumentation doit être déployée au cœur du matériau et pour ce faire une connectique adaptée sera proposée.

Dans un premier temps, il conviendra de mettre en évidence la capacité de transduction mécano-électrique de nos capteurs TJS. Puis sera testé l'impact de leur insertion sur les performances mécaniques. Enfin, après pré-traitement des signaux des capteurs enfouis, nous présenterons la démarche entreprise pour réellement proposer une SHM pertinente.

Les composites carbone dans l'aéronautique

Les matériaux considérés dans le cadre de cette thèse, sont les composites à fibre de carbone classiquement utilisés dans la fabrication de pièces pour l'aéronautique. Il s'agit de plis pré-imprégnés des 250µm d'épaisseur composés de multi-fibres de carbone associé au M21, un polymère thermo-réticulable. De plus, il faudra que notre instrumentation enfouie résiste à l'étape de recuit dans le four autoclave, nécessaire au compactage et durcissement de la matrice. Cela correspond à un recuit d'environ 200°C pendant 5 heures sous 5 Bars de surpression.

Chapitre I

Monitoring du comportement structurel d'une pièce composite pour prévenir les déficiences mécaniques

I.1.Introduction :

Ce premier chapitre commence par la présentation de la problématique de l'instrumentation dans les matériaux composites.

Puis, après un bref rappel sur la notion de contrainte et de stress, sera présenté un état de l'art sur les solutions existantes : câble vibrant, jauge de contrainte métallique ou semiconductrice, fibre optique associée à un réseau de Bragg et enfin transducteur piézo-électrique (PWAS) classique ou inséré dans la matrice polymère ou même le peinture (matériaux intelligents).

Enfin, nous introduirons le projet I2MC, soutenu par le Réseau Thématique de Recherche Avancée, dans lequel s'inscrivent ces travaux de thèse.

I.2.Pourquoi contrôler l'intégrité des structures ?

Les technologies de pointe modernes réclament l'élaboration constante de matériaux toujours plus performants. De nombreux travaux portent sur l'amélioration de la rigidité, la fiabilité, le poids, la facilité de mise en œuvre, la tenue à l'usure ou à la corrosion. Le tout intégrant des considérations sur le coût de revient et le recyclage.

Les matériaux classiques, souvent à base d'alliages métalliques, pêchent par leur masse volumique trop élevée. De même les matériaux plus récents à base de polymères souffrent encore d'une tenue mécanique trop faible. Afin d'allier résistance et légèreté l'idée d'utiliser les matériaux composites a progressivement émergé. Il subsiste cependant de nombreuses lacunes dans la connaissance de leur comportement mécanique, notamment en ce qui concerne leur l'état de déformation et l'évolution des contraintes internes une fois soumis à un chargement ou après plusieurs impacts.

Le contrôle et la maintenance de grandes structures telles que les ouvrages d'art ou les aéronefs est indispensable. Dans le cas d'une structure pouvant mettre en péril la vie des personnes présentes à l'intérieur ou à proximité, les normes de sécurité qui régissent le contrôle, la réparation voire le remplacement de pièces jugées défaillantes sont extrêmement sévères et contraignantes. Bien entendu, le coût de ces opérations est conséquent et pour exemple les Etats Unis dépensent plus de 200 milliards de dollars chaque année dans la

maintenance des usines et des équipements routiers. Sur 577000 ponts recensés aux Etats-Unis, un tiers est considéré comme « structuralement défaillant » et en attente de réparations ou même « fonctionnellement obsolète » et donc, à terme, à remplacer. Le vieillissement des infrastructures renforce considérablement l'intérêt de les équiper de systèmes de surveillance tant pour des questions de coût que de sécurité [1].

Avec près du tiers des coûts de fonctionnement dédiés à la maintenance, le secteur aéronautique est directement concerné. On parle dans ce cas de MRO (Maintenance Repair and Overhaul). Cette activité présente quatre niveaux de maintenances, périodiques et obligatoires, allant du niveau « A » pour des révisions mineures au niveau « D » pour de lourdes réparations et mises à niveau pouvant durer plusieurs mois avec immobilisation de l'avion. Ces opérations sont parfois réalisées directement par les compagnies aériennes (Lufthansa Technique, Air-France,…) mais souvent confiées à des entreprises sous-traitantes spécialisées en maintenance (Fars Co., GAMCO, …). Avec une flotte mondiale de 77 000 unités le secteur de la MRO est vaste et très concurrentiel. Le chiffre d'affaire généré dépasse les 100 Milliards de dollars en 2008 (45 pour l'avionique civile et 61 pour l'avionique militaire) [2].

Outre les préoccupations liées à la sécurité, la SHM présente un important enjeu économique. La connaissance individuelle de l'état de santé des pièces permet de s'affranchir ou tout du moins de réduire le nombre d'opérations systématiques de maintenance périodiques et de se limiter aux opérations de réparation ou de changement réellement nécessaires. On évite ainsi le remplacement systématique des pièces, souvent pratiqué et très onéreux. A titre d'exemple, les palles d'hélice d'un gros transporteur militaire sont systématiquement changées après 3000 heures de vol même si elles sont en parfait état.

Collecter des informations sur l'état de santé d'une pièce permet également de pratiquer des opérations préventives non planifiées suite à un impact ou à tout autre défaut survenu pendant le vol. En prévoyant, dès l'étape de design, l'intégration d'un système de surveillance dans les zones critiques, on accroît sensiblement la fiabilité du système global sans augmenter les coûts de façon prohibitive.

Côté recherche, la SHM est un domaine émergeant couvrant de multiples applications. Pour appréhender et quantifier les évènements subis par la structure (chocs et vibrations importants, délamination ou propagation de défauts internes) un monitoring général et continu est difficilement envisageable. Pour alléger le stockage des données et les temps de calcul, l'acquisition se fera de manière périodique pendant les phases critiques telles que le décollage ou l'atterrissage sur un nombre limité de points choisis de manière stratégique. L'analyse de

la dérive des mesures permet ainsi d'aborder la prédiction de l'état structurel de la pièce. Ces données sont collectées puis traitées pour interpréter la dérive des mesures et ainsi aborder l'estimation de l'état structurel. Par une interprétation judicieuse de ces résultats on vise à terme la prédiction de la durée de vie restante de la pièce. Ceci implique la connaissance et l'archivage des données concernant l'état de santé de la pièce depuis sa fabrication jusqu'à la fin de son exploitation.

Notre contribution, pour disposer d'une SHM intégrée et performante, sera de proposer un nouveau type de micro-capteur mécanique associé à un conditionnement adapté à un enfouissement non intrusif dans la matrice composite. Nous pensons que disposer les mesures au cœur des structures peut amener des informations plus significatives que celles déjà accessibles par les méthodes de CND classiques s'appuyant sur le déploiement de capteurs externes.

I.3. Monitoring par jauges de contraintes

Une solution de monitoring parmi les plus simples vise à mesurer la distribution du stress dans un matériau ou une éprouvette soumise à une charge extérieure statique ou dynamique. La mesure du stress est indirecte. On procède en premier lieu à la mesure de la contrainte grâce à un capteur puis on peut évaluer la valeur du stress en utilisant la loi de Hooke.

I.3.1. Notions théoriques : la loi de Hooke

La loi de Hooke définit le comportement mécanique d'un solide soumis à de petites déformations. Selon cette loi l'allongement d'un solide est proportionnel à la force appliquée dans le domaine de déformation élastique du matériau. Le terme « élasticité » sous-entend que le matériau retrouve sa forme d'origine lorsque la force extérieure n'est plus appliquée. La limite d'élasticité est atteinte plus ou moins rapidement selon le matériau considéré.

Cette loi a été énoncée en 1678 par Robert Hooke, astronome et mathématicien Britannique, alors qu'il étudiait le comportement des ressorts. Dans ce cas précis (I.1), en considérant k la raideur du ressort, ce dernier subit une petite élongation de valeur Δl pour une force appliquée F.

$$F = k \times \Delta l \tag{I.1}$$

Pour s'affranchir de la forme et des dimensions de la pièce on exprime la loi de Hooke en fonction de la contrainte dans le matériau et de l'allongement relatif de la pièce. La contrainte (σ) est une grandeur assimilable à une pression exprimée en « Pascal », elle est calculée en divisant la force par l'aire de la section de la pièce (I.2).

$$\sigma = \frac{F}{S} \tag{I.2}$$

L'allongement relatif (ε) est défini dans un axe donné par le rapport entre l'allongement et la longueur initiale (l_0). Cette grandeur n'a pas d'unité.

$$\varepsilon = \frac{l - l_0}{l_0} \tag{I.3}$$

La loi de Hooke s'exprime alors de la façon suivante :

$$\sigma = E \times \varepsilon \tag{I.4}$$

Avec E le module de Young du matériau. Cette loi est valable dans le cas d'un étirement ou d'une compression dans un axe donné à condition que les autres axes soient libres de mouvements. Dans le cas d'une pièce de forme complexe la loi de déformation globale n'est pas linéaire. En revanche chaque partie infinitésimale se comporte de manière linéaire.

Cette loi est en réalité une approximation linéaire de la loi réelle. Si l'on prend en compte le coefficient de Poisson (v) du matériau alors la loi de Hooke devient :

$$\sigma_{ij} = \frac{E}{1+v}\left(\varepsilon_{ij} + \frac{v}{1-2v} \times \varepsilon_{kk} \times \delta_{ij}\right) \tag{I.5}$$

Avec δ_{ij} le symbole de Kronecker et ε_{kk} une notation abrégée de la trace du tenseur des déformations.

I.3.2. Notions théoriques : contrainte et stress

Considérons un objet solide de forme et de dimensions données. Afin d'illustrer ces notions de contrainte et de stress nous considèrerons le cas d'une barre cylindrique de diamètre « d » et de longueur « L ».

Lorsque l'on qu'une force extérieure est appliquée sur cet objet, une force interne apparaît de même intensité et de direction opposée permettant à l'objet de conserver sa forme originelle. (Figure I.1)

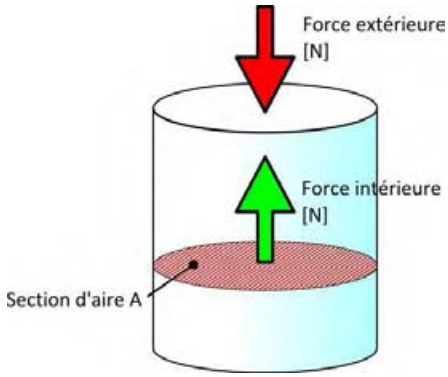


Figure I.1 : Comportement mécanique d'un objet soumis à une force extérieure

Le rapport entre l'intensité de la force appliquée et l'aire de la section de l'objet est appelé « Stress » (cf. équation (I.6)).

$$\sigma = \frac{P}{A} \tag{I.6}$$

Avec P la force extérieure, A l'aire de la section de l'objet (m^2).

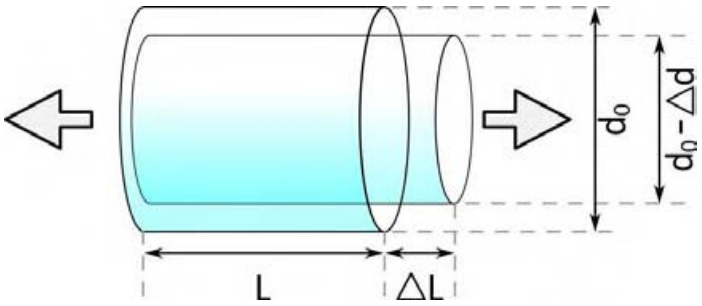


Figure I.2 : objet soumis à une contrainte en traction

Un matériau de forme cylindrique (cf. Figure I.2) soumis à un effort en traction s'allonge d'une valeur ΔL et son diamètre diminue d'une valeur Δd. la contrainte est la grandeur correspondant au rapport entre la valeur de l'allongement et la longueur initiale.

$$\varepsilon_1 = \frac{\Delta L}{L} \quad \text{(I.7)} \qquad \varepsilon_2 = \frac{\Delta d}{d} \quad \text{(I.8)}$$

La contrainte est une grandeur anisotrope c'est-à-dire que sa valeur dépend de la direction considérée. Dans notre cas on va parler de contrainte longitudinale (I.7) et de contrainte latérale ou radiale (I.8). Le rapport entre les contraintes longitudinales et latérales est appelé coefficient de Poisson.

$$\upsilon = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} \quad \text{(I.9)}$$

Pour la plupart des matériaux, la relation entre la contrainte et le stress a déjà été déterminée expérimentalement.

Le type de capteur le plus utilisé pour ce genre de mesures est la jauge de contrainte [3], [4]. On peut distinguer différentes familles de jauges : purement mécaniques, des jauges à résistance électrique ou encore les jauges optiques qui seront plus amplement présentées dans les paragraphes suivants.

I.4. Dispositifs de mesures de contrainte

I.4.1. Monitoring par câble vibrant

Une des techniques utilisées pour mesurer la contrainte exercée sur une pièce est la technique dite du câble vibrant (VWSG pour Vibrating Wire Strain Gauge).

I.4.1.1. Principe de fonctionnement

Une jauge de type VWSG se compose d'un fil en acier inoxydable tendu par ses extrémités entre deux causses fixées à l'éprouvette par des points de soudure.

Le fil vibrant est placé dans une gaine protectrice autour de laquelle un capteur sous forme de spirale est chargé de mesurer la fréquence des oscillations.

Selon la théorie de la vibration naturelle, la fréquence d'oscillation d'un fil tendu par les extrémités est reliée à l'amplitude de la tension par la relation suivante :

$$f = \frac{1}{2l}\sqrt{\frac{F}{m}} \tag{I.10}$$

Avec *f* la fréquence d'oscillations (Hz), *l* la longueur du fil (m²), *F* la tension du fil (N) et m la masse du fil par unité de longueur (kg/m). Toute variation $\Delta\varepsilon$ de la contrainte subie par l'éprouvette entraîne une modification dans la tension du fil de la jauge de valeur ΔF. Comme on peut le voir sur l'équation (I.10) les variations dans la tension du fil se répercutent sur sa fréquence d'oscillation propre. [5]

Selon la loi de Hooke, les variations de contrainte de faible amplitude peuvent s'exprimer par la relation suivante :

$$\Delta\varepsilon = \left(4l^2\frac{m}{YA}\right)(\Delta f)^2 \tag{I.11}$$

Avec *Y* le module de Young du matériau (Pa) et *A* (m²) l'aire de la section du câble [6].

I.4.1.2. Stabilité en température

En raison de leur exceptionnelle solidité les VWSG sont utilisées le plus souvent pour des études longues, pouvant durer plusieurs années. Dans de telles conditions les capteurs sont soumis à d'importantes variations de température en particulier s'ils sont placés dans une ambiance non contrôlée. Pour garantir la fiabilité des mesures dans le temps il est impératif de tenir compte de ces fluctuations lors de la lecture et de l'interprétation des données.

Si l'éprouvette est libre de mouvements et si le matériau qui la compose possède le même coefficient d'expansion thermique α que le câble du capteur, ils subiront tous les deux une contrainte de valeur $\alpha\Delta T$ pour une variation de température ΔT. Dans ce cas de figure ni l'éprouvette ni le capteur ne subiront de stress additionnel. La réponse du capteur ne sera donc pas affectée par les changements de température. En conséquence, lorsqu'une variation de température et une variation de charge sur l'éprouvette se produisent en même temps, le VWSG ne capturera que l'effet de la charge extérieure. Du coup aucune correction de la réponse du capteur n'est nécessaire.

Dans le cas où le câble vibrant et l'éprouvette ne possède pas le même coefficient d'expansion thermique (α pour le câble et β pour l'éprouvette) l'effet de la température induit une contrainte différentielle de valeur $\varepsilon_{\text{Ther. Diff.}} = (\beta-\alpha)\Delta T$. Cette contrainte parasite va induire une erreur qu'il faudra corriger grâce à l'équation (I.12).

$$\varepsilon_{corr} = \varepsilon_m - (\beta - \alpha)\Delta T \qquad \text{(I.12)}$$

I.4.1.3. Cas d'utilisation

Les VWSG sont des éléments d'une grande robustesse. L'acier qui compose le câble vibrant ne subit pas les effets de la corrosion [7]. De ce fait ils sont particulièrement adaptés pour les études à long terme notamment pour des applications souterraines dans le domaine du génie civil. De plus, la possibilité de les souder directement sur les barres métalliques de renforcement des structures en béton facilite leur intégration pour ce cas d'utilisation.

Figure I.3 : Le « Malaysia-Singapore second link » reliant Singapour à Johor (Malaisie) inauguré en 1998.

Ce type d'instrumentation a été utilisé, par exemple, lors de la construction du pont reliant Singapour à la Malaisie (cf. Figure I.3) en 1997 [8]. Les capteurs VWSG présents en grande quantité dans ce projet étaient toujours opérationnels huit ans plus tard. Dans un article, Van Oosterhout a rapporté le cas d'un programme de monitoring similaire, mené sur une durée de cinq ans, qui a démontré la robustesse et la longévité de ce type de capteurs [7].

Cependant, ces capteurs VWSG ne sont vraiment fiables que pour la mesure de déformations statiques. C'est là leur principal défaut. Ils sont également très sensibles aux bruits provenant des vibrations mécaniques du milieu ambiant. S'ils sont utilisés à l'extérieur, par exemple sur des étais métalliques de chantier, il sera nécessaire de les protéger afin d'éviter leur détérioration par l'activité normale des machines et des ouvriers.

I.4.2. Monitoring par jauges de contraintes électriques

Les jauges de contrainte électriques (ESG pour Electrical Strain Gauges) sont des dispositifs très simples de conception, de fabrication et d'utilisation. Elles présentent de bonnes performances en matière de précision de mesure, de répétabilité et de fiabilité à moindre coût ce qui les place parmi les dispositifs les plus utilisés pour la mesure de contraintes mécaniques de type élongation, contraction, torsion ou cisaillement.

Leur principe de fonctionnement est basé sur les propriétés de variation de résistance électrique d'un matériau conducteur (comme les métaux et alliages) soumis à une déformation mécanique.

Dans ce paragraphe nous allons détailler leur géométrie, la technologie de fabrication, leurs propriétés électriques ainsi que les méthodes de traitement du signal.

I.4.2.1. Structure et fabrication d'une jauge électrique

A l'origine la jauge était constituée d'un fil de Constantan collé en spires rapprochées sur un substrat isolant. Aujourd'hui, on la retrouve sous forme de serpentin métallique déposé sur un film mince et/ou souple. Cette technologie, mise au point en 1952 par Peter Jackson de la Saunders-Roc Company, au Royaume Uni, a démontré un grand potentiel pour une production de masse. Les supports sont le plus souvent des substrats époxy (rigides) ou Kapton (souple), ils assurent à la fois le maintien mécanique et l'isolation électrique de la partie métallique.

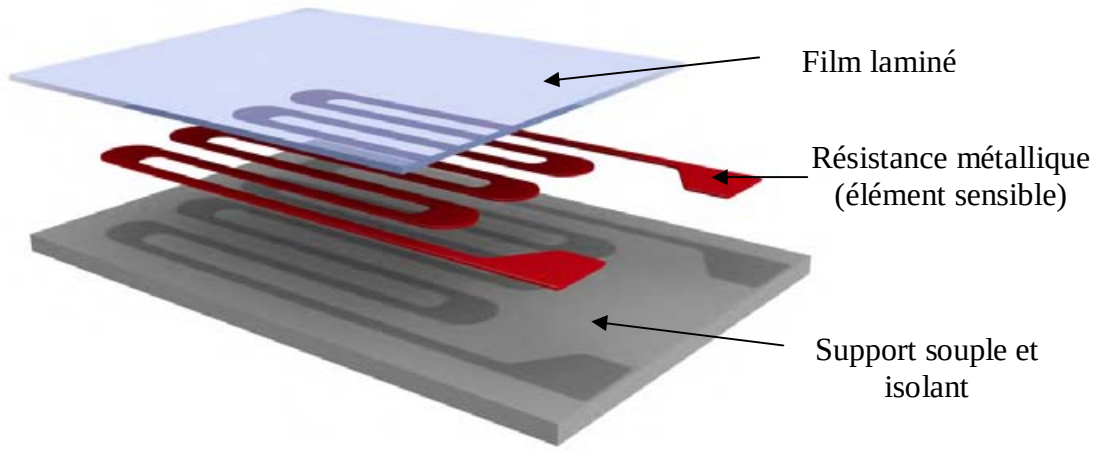
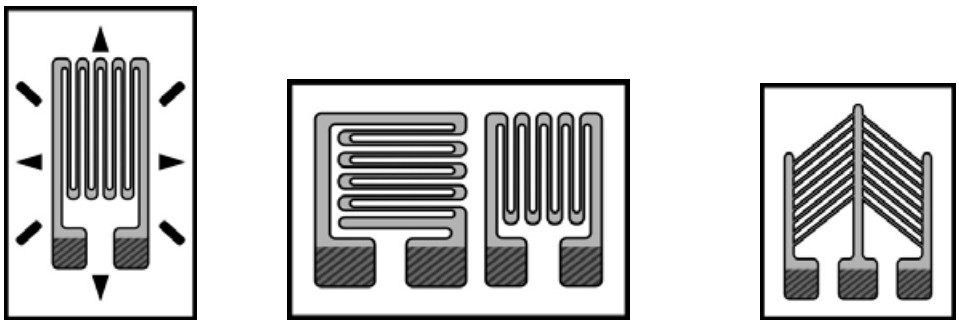


Figure I.4 : éléments constitutifs d'une jauge de contrainte électrique "universelle".

Les géométries des jauges sont nombreuses et reposent sur un principe générique appelé « jauge universelle », illustré par la Figure I.4.

Dans cette configuration la partie sensible du dispositif, appelée « corps d'épreuve », prend la forme d'un serpentin métallique avec deux électrodes de contact à ses extrémités. Les chemins sont larges au niveau des électrodes et des courbures et étroits dans les parties longitudinales orientées dans une même direction. Ces zones étroites, bien plus résistives que les autres, constituent la majeure partie de la résistance globale de la jauge, et fixent ainsi l'orientation de la sensibilité optimale en déformation. La Figure I.5 illustre différents design parmi les plus courants.



Jauge uniaxiale | Jauge biaxiale | Jauge biaxiale de cisaillement

Figure I.5 : différentes formes d'une jauge de contrainte.

La réalisation de ces jauges fait appel à la technologie des circuits imprimés. Le corps d'épreuve est fabriqué à partir d'une feuille métallique pré-collée sur un support mince et isolant. Le dessin des pistes se fait généralement par photolithographie et gravure chimique. L'ensemble est recouvert par un film isolant laminé qui garantit une conduction dans la seule résistance métallique et exclut toute conduction parasite (courts-circuits ou conduction dans la matière en contact).

Figure I.6 : jauge de contrainte métallique « universelle ».

Le support isolant, souvent en Polyimide, très souple, permet à la jauge de supporter des déformations avec de faible rayon de courbure.

I.4.2.2. Principe de fonctionnement

Les jauges de contrainte métalliques exploitent les propriétés de variation de résistance des métaux soumis à une contrainte. Prenons l'exemple d'un fil de section constante. Sous l'effet d'une traction, dans la limite de son domaine élastique, sa longueur augmente et sa section diminue provoquant une augmentation de sa résistance. Ce phénomène peut être traduit par l'équation (I.13).

$$R = \rho \frac{l}{S} \tag{I.13}$$

Avec **R** la résistance du fil (en Ω), **l** sa longueur (en m), **S** sa section (en m²) et **ρ** la résistivité du métal (en Ω.m). Inversement, sous l'effet d'une compression, la longueur du fil diminue et sa section augmente, du coup la résistance du fil diminue.

Il existe une relation de proportionnalité entre la variation de résistance et la contrainte, exprimée dans l'équation (I.14).

$$\frac{\Delta R}{R} = K.\varepsilon \tag{I.14}$$

Avec **R** (en Ω) la résistance originale de la jauge (sans déformation), **ΔR** la variation de résistance due à l'élongation ou la contraction (en Ω). **ε** représente la contrainte appliquée sur l'éprouvette, et cette grandeur sans unité traduit l'élongation ou la contraction relative de la jauge. On peut l'exprimer de la manière suivante :

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l} \tag{I.15}$$

K est une constante de proportionnalité appelée aussi facteur de jauge que l'on peut calculer grâce à l'équation (I.16).

$$K = (1 + 2v) \tag{I.16}$$

Avec **v** le coefficient de Poisson du métal de la jauge.

Le métal le plus couramment utilisé pour la réalisation de l'élément sensible est un alliage de Cuivre-Nickel (45%-55%) appelé « Constantan » dont le facteur de jauge vaut 2. Le Tableau I.1liste les facteurs de jauge de différents alliages.

Nom	Composition	Facteur de jauge (K)
Constantan	Ni(45%)-Cu(55%)	2.0 à 2.1
Karma	Ni(75%)-Cr(20%)-Cu(3%)-Fe(3%)	2.1 à 2.2
Platine-Tungstène	Pt(92%)-W(8%)	4.0 à 4.6
Polysilicium	Si	20 à 40
Si monocristallin	Si	Autour de 90

Tableau I.1 : Facteur de jauge (K) de différents alliages.

I.4.2.3. Sensibilité et lecture

Pour que la mesure soit précise il faut que les efforts subis par la pièce soient transmis le plus fidèlement possible à l'élément sensible (la résistance métallique). Pour minimiser l'amortissement des contraintes à l'interface jauge/éprouvette, la jauge doit être 'solidarisée' à l'éprouvette. Dans ces conditions il est légitime de considérer que le fil subit les mêmes contraintes que s'il avait été tendu par les extrémités.

Si l'on se réfère à l'équation (I.14) on remarque que la sensibilité $\left(\frac{\Delta R}{R}\right)$est directement proportionnelle au facteur de jauge K. Comme on peut le voir sur le Tableau I.1 les valeurs de K sont assez faibles quel que soit l'alliage utilisé. Les déformations subies par un matériau rigide sont infinitésimales par rapport aux dimensions macroscopiques d'une pièce mécanique par exemple. En conséquence les variations de la résistance sont très faibles et une lecture directe avec un appareil de type ohmmètre est délicate et souvent imprécise.

Pour faciliter la lecture, il est nécessaire de convertir dans un premier temps les variations de résistance en variations de tension, puis de réaliser une amplification avant l'entrée dans la chaîne d'acquisition.

Le circuit électronique le plus utilisé pour la conversion résistance/tension est le pont de Wheatstone illustré ci-dessous (cf. Figure I.7).

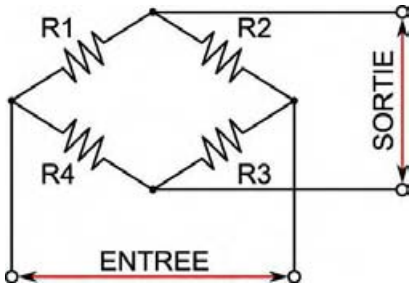


Figure I.7 : Schéma d'un pont de Wheatstone.

Le pont de Wheatstone est constitué de quatre résistances que l'on ajuste au départ pour répondre à la condition $R1 \times R3 = R2 \times R4$. Lorsque cette condition est vérifiée, le pont est dit « à l'équilibre » et la tension en sortie est nulle quelle que soit la valeur de la tension d'entrée. Quand la valeur d'une résistance change, le pont se déséquilibre et une tension image de cette variation apparaît en sortie.

Pour faire de la détection mécanique on insère la jauge de contrainte à la place d'une résistance comme l'illustre la Figure I.8. La valeur des trois autres résistances est adaptée pour conserver l'équilibre du pont ce qui permet également de réaliser facilement des mesures avec des capteurs d'impédance très élevée.

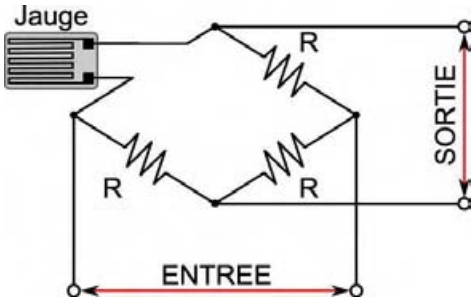


Figure I.8 : pont de Wheatstone à une jauge.

Pour une variation ΔR de la valeur de la jauge, la tension de sortie est donnée par :

$$V_{sortie} = \frac{1}{4} \times \frac{\Delta R}{R} \times V_{entrée} \quad = \quad \frac{1}{4} \times K \times \varepsilon \times V_{entrée} \qquad \text{(I.17)}$$

Nous venons de prendre l'exemple d'un pont de Wheatstone à une jauge, mais pour accroître la sensibilité de ce montage d'un facteur 2 à 4, il faut insérer respectivement 2 et 4 jauges en opposition (en tension et en compression). De plus, Il est légitime de considérer que lorsque les résistances et les jauges sont proches les unes des autres, leur température est identique. Si l'on prend soin d'utiliser des résistances présentant des dérives thermiques identiques à celle de la jauge, la mesure s'affranchit des fluctuations thermiques. L'étude des

jauges de contrainte et des circuits d'instrumentation associés ne fait pas partie des objectifs de cette thèse, c'est pourquoi nous ne la détaillerons pas d'avantage.

I.4.3. Monitoring par jauges à semiconducteur

Les propriétés piézorésistives du silicium ont été découvertes au milieu des années 50 par une équipe de chercheurs des laboratoires Bell. Ces jauges constituées d'une bande de silicium dopé présentent un comportement résistif. Comme pour les jauges métalliques, sous l'effet d'une déformation la résistance varie proportionnellement à la charge appliquée. La sensibilité à la contrainte du silicium monocristallin est très élevée, d'environ 10 à 100 fois plus importante que les jauges métalliques. Lors d'une étude menée sur des jauges en silicium déposées sur film plastique de polyéthylène terephtalate les facteurs de jauge obtenus sont situés entre 25 et 35 pour un dopage de type P et entre –40 et –10 pour un dopage de type N [9].

Néanmoins, ces jauges semiconductrices présentent une forte sensibilité en température, il devient incontournable de traiter les mesures pour s'affranchir de cette dérive thermique et remonter à la seule détection mécanique.

Leur fabrication fait appel aux technologies classiques de la microélectronique et est compatible avec la réalisation d'un circuit en technologie CMOS pour le traitement et la préamplification. Même si elles présentent une sensibilité mécanique nettement supérieure aux jauges métalliques, elles demeurent bien moins utilisées en raison de leur coût de fabrication élevé. Compte tenu des températures relativement élevées (> 600°C) nécessaires au dépôt de silicium mono ou polycristallin, ces procédés ne sont pas compatibles avec des supports organiques souples. Les jauges semiconductrices sont donc réalisées par implantation localisée d'atomes dopants sur un wafer de silicium rigide. Cette puce rigide de silicium limite sa déformabilité (étirement et torsion) et rend problématique son positionnement sur une surface incurvée.

Des travaux ont été réalisés pour combler cette lacune en particulier la technologie MEMS (*MicroElectroMechanical Systems*). Klink [10], [11] et ses collaborateurs ont par exemple travaillé sur des circuits intégrés silicium ultra-minces. Amincis par rodage mécano-chimique face arrière (Figure I.9b) à moins de 30µm, ces capteurs sur silicium présentent une bonne flexibilité et s'ouvrent à des champs d'applications tels que les cartes intelligentes ou des systèmes de récupération d'énergie [10]–[12]. Il est également possible d'amincir un

substrat localement par photolithographie suivie d'une gravure DRIE face arrière (Figure I.9a).

Il est également possible d'utiliser une couche sacrificielle pour rendre mobile une partie du circuit (Figure I.9c) ou la totalité. Dans un cas comme dans l'autre les jauges ne sont plus implémentées dans le wafer mais sur une couche mince déposée par-dessus. Il s'agit le plus souvent de polysilicium. Hwang et al. [13], [14] ont utilisés une couche sacrificielle de S_iO_2 déposée pleine plaque sur un wafer porteur. Le SiO_2 est recouvert par une couche de $S_{ix}N_x$ visant à protéger la partie inférieure du film de polysilicium dans lequel ils ont implémenté les jauges par dopage de type P et gravure plasma. La partie supérieure est ensuite protégée par un film de polyimide à travers lequel sont placées les électrodes. La couche sacrificielle est ensuite retirée par gravure chimique libérant ainsi un film souple contenant les jauges [14]. Le facteur de jauge maximal obtenu est de 43 ce qui est bien meilleur que celui des métaux (autour de 2) mais inférieur à celui du silicium monocristallin (autour de 90). De plus, contrairement au silicium monocristallin le polysilicium présente une orientation cristalline aléatoire. De ce fait la sensibilité en déformation est isotrope. Pour l'orienter suivant un axe défini il conviendra de graver dans le polysilicium un motif adapté par une technique de photolithographie.

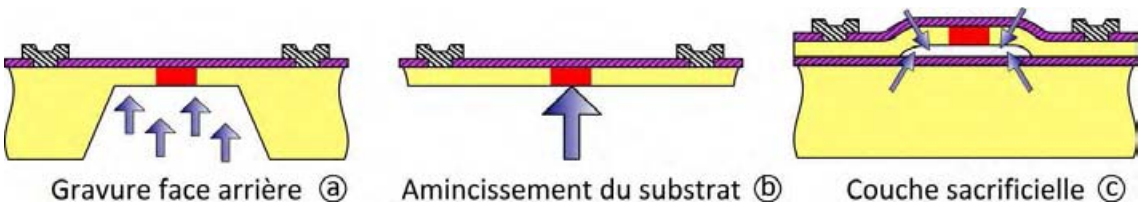


Figure I.9 : illustration des différentes technologies permettant la réalisation de MEMS.

Pour conclure, ces jauges piézorésistives présentent une forte sensibilité mécanique, mais leur grande sensibilité à la température rend difficile leur utilisation dans des applications aéronautiques soumise à de grandes variations de température. De plus, les réalisations de type MEMS sont fragiles et délicates à mettre en œuvre pour ces mêmes applications et des réticences perdurent quant à la fiabilité de ce type de capteurs MEMS dans des conditions sévères de vol. Ils sont cependant très utilisés dans des applications telles que les accéléromètres et les gyroscopes [15]–[17]. Développés sous forme de film flexible, ils peuvent également être utilisés pour le développement de peaux artificielles et de textiles intelligents [18].

I.4.4. Monitoring par fibres optiques

Le monitoring par fibres optiques suscite un grand intérêt dans le domaine de la détection et en particulier pour la surveillance de la santé des structures [19], [20]. Leur champ d'application est très large et de nombreuses études ont démontré leur sensibilité multiphysiques : déformation, température, pression, ultrasons, accélération et même champs électromagnétiques. Particulièrement appréciées pour leur résolution ($\Delta L<0,1nm$), leur précision et la fiabilité de leur réponse, elles sont de plus en plus présentes dans des secteurs d'activité de pointe tels que l'industrie aérospatiale [21].

La fibre optique est composée d'un cœur de silice de 8µm de diamètre à faible indice de réfraction dans lequel l'onde lumineuse se propage (cf. Figure I.10). Le confinement de l'onde à l'intérieur du cœur est assuré par un revêtement d'indice différent (cladding) de 125µm de diamètre extérieur. Enfin, une gaine plastique protège la fibre de l'environnement et porte le diamètre total du système à 250µm.

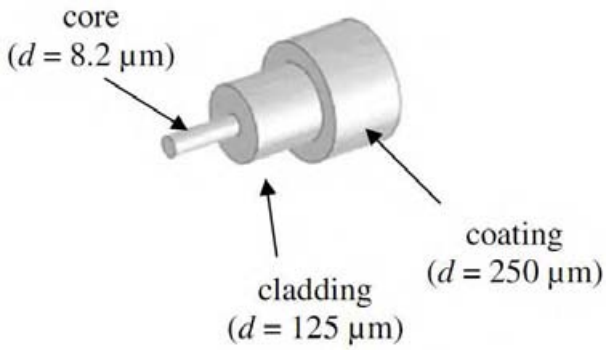


Figure I.10 : vue éclatée d'une fibre optique [22].

La fibre optique transforme la déformation ou la contrainte à mesurer en variation d'intensité, de longueur d'onde, de phase ou de polarisation. Les capteurs optiques sont généralement classés en fonction de la grandeur porteuse de l'information. On retrouve principalement trois grandes catégories [23] :

- Intensité
- Phase
- Longueur d'onde

Parmi les différents types de capteurs existants les interféromètres de Fabry-Pérot extrinsèques (EFPI pour Extrinsec Fabry-Pérot Interférometer) et les miroirs de Bragg (FBG pour Fiber Bragg Grating) ont d'ores et déjà démontré leurs performances pour la mesure de température et de contrainte [22].

Les EFPI présentent la meilleure sensibilité en particulier pour la mesure de phénomènes transitoires de contraintes [24], [25] et d'émissions acoustiques [26], [27]. Cependant cette mesure opto-mécanique reste indirecte. L'exploitation des données nécessite une démodulation préalable, réalisée par un système à base de lasers ajustables souvent complexe à mettre en œuvre et très coûteux.

Pour leur part, les capteurs à réseaux de Bragg présentent d'autres avantages. En effet, même si le coût du système de lecture reste onéreux, la fabrication de ces capteurs à réseaux de Bragg est simple, peu coûteuse et les rendent très compétitifs même face aux jauges de contrainte. Ils sont réalisés dans le cœur de la fibre ce qui limite la taille du capteur aux dimensions de la fibre. Le diamètre d'une fibre sans la gaine de protection est approximativement de 125µm, ce qui est comparable à l'épaisseur d'un pli de fibres de carbone et cela facilite leur insertion dans l'éprouvette tout en minimisant l'impact sur sa tenue mécanique. Dans la suite de ce manuscrit, cette absence d'impact sur la tenue mécanique sera qualifiée de non intrusivité.

Le capteur à réseau de Bragg est réalisé dans une courte portion de fibre optique rendue photosensible par dopage au Germanium. Une exposition UV intense émises par un laser est localisée dans la fibre ce qui permet d'augmenter localement l'indice de réfraction de manière bien contrôlée. Par répétition périodique de cette variation d'indice on obtient une succession de petits miroirs qui agissent comme un filtre de Fabry-Pérot. Comme l'illustre la Figure I.11, une lumière avec un spectre étendu est appliquée à l'entrée et circule le long de la fibre, mais après réflexion sur le DBR, seul un signal à spectre très étroit est réfléchi. La longueur d'onde centrale reflétée λ_B est définie par la relation de Bragg :

$$\lambda_B = 2n_0\Lambda_B \qquad \text{(I.18)}$$

où n_0 représente l'indice de réfraction de la fibre et Λ_B le pas entre sauts d'indice (m) [22].

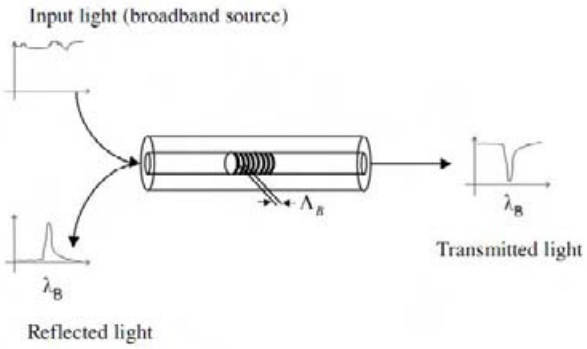


Figure I.11 : principe de fonctionnement du capteur à réseau de Bragg [22].

Lorsqu'une contrainte ou plus généralement une déformation mécanique est appliquée sur la fibre, le pas du miroir de Bragg est modifié. Cette variation se répercute sur la longueur d'onde reflétée comme le précise l'équation (I.18). Par exemple, pour une contrainte longitudinale $\Delta\varepsilon$ à température constante le décalage en longueur d'onde $\Delta\lambda_B$ est donné par :

$$\Delta\lambda_B = \left(\frac{1}{\Lambda_B} \times \frac{\partial \Lambda_B}{\partial \varepsilon} + \frac{1}{n_0} \times \frac{\partial n_0}{\partial \varepsilon} \right) \Delta\varepsilon = \lambda_B \left(1 - p_e\right) \Delta\varepsilon \qquad \text{(I.19)}$$

Avec p_e le coefficient photoélastique effectif de la fibre. La sensibilité en déformation d'un capteur à miroirs de Bragg, pour une fibre de silice et à une longueur d'onde de 1555nm est approximativement de 1,15 pm $\mu\ \varepsilon^{-1}$ [28].

La réponse des capteurs à réseaux de Bragg permet une lecture directe de la contrainte proportionnelle au stress appliqué sur l'éprouvette [29], [30]. La méthode d'analyse devient très nettement plus simple et moins coûteuse que l'interféromètre de Fabry-Pérot extrinsèque. De plus la variation de longueur d'onde de résonance du capteur DBR est indépendante de la source lumineuse et de ses éventuelles fluctuations.

Néanmoins, ce capteur à réseau de Bragg présente est très sensible à la température et là encore il sera nécessaire de mesurer cette dernière pour corriger la réponse du capteur.

Depuis le milieu des années 2000 il est possible de fabriquer des miroirs de Bragg longs (> 150 mm) et dans ce type de dispositif la contrainte est contenue dans l'intensité de l'onde reflétée et dans le spectre de phase des capteurs. Une mesure distribuée de la contrainte peut ainsi réalisée en interrogeant ces capteurs par interférométrie [31], [32].

Il est également possible de créer un réseau de capteurs en disposant un grand nombre de DBR le long de la fibre. En effet, chaque miroir de

Bragg présentant sa propre longueur d'onde de réflexion, un balayage de la longueur d'onde permet d'interroger chaque capteur avec le même système de lecture optique. Grâce à cela il devient possible de distribuer la mesure sur l'ensemble d'une structure pour cartographier les zones de contraintes et localiser précisément les défauts sans alourdir le système de détection [30], [33].

La méthode d'interrogation des capteurs est basée sur trois principes [34] :

Edge filter : Cette méthode est basée sur un filtre optique dont la caractéristique spectrale possède une région sub-linéaire (cf. Figure I.12). La variation de la longueur d'onde de résonance du FBG est obtenue par une lecture des variations d'intensité en sortie du filtre.

Cette méthode simple fournit une relation linéaire entre la grandeur mesurée et la variation de longueur d'onde, facilitant l'exploitation numérique des résultats. Cette méthode est souvent utilisée pour s'affranchir de l'influence des variations de la source lumineuse sur la mesure.

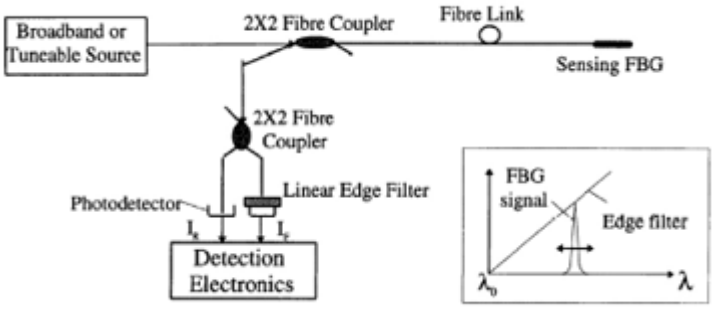


Figure I.12 : Système d'interrogation capteur à réseau de Bragg par Edge filter

Filtre ajustable : L'évaluation du décalage en longueur d'onde peut être réalisée en analysant le signal en sortie du filtre. Ce signal correspond à la convolution entre le spectre de l'onde reflétée par la FBG et la fonction de transfert du filtre (cf. Figure I.13). La superposition de ce signal avec l'onde reflétée permet de déterminer le point où l'intensité en sortie est maximale. A partir de la mesure de cette position, il est possible de remonter jusqu'au décalage de la longueur d'onde. Cependant la précision de cette réponse est limitée par le bruit généré lors du passage dans le filtre.

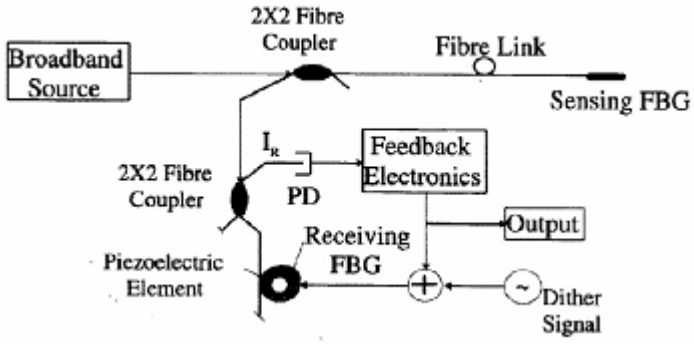


Figure I.13 : Système d'interrogation d'un capteur à réseau de Bragg par filtre ajustable.

Mesure interférométrique : la troisième méthode met en œuvre un suivi interférométrique. Cette méthode est la plus utilisée et garantit une précision optimale des mesures en température et déformation, que ce soit en régime dynamique ou quasi-statique. Le signal provenant de l'interféromètre est donné par la relation suivante :

$$\frac{I}{I_0} = 1 + B\cos\left[\Delta\Phi_B + \phi(t)\right] \qquad \text{(I.1)}$$

avec I_0 l'intensité de la lumière incidente (W), $\phi(t)$ le décalage de phase (rad) dû à la température et $\Delta\Phi_B$ le décalage de phase dû à l'onde reflétée. Ce décalage s'exprime grâce à la relation suivante :

$$\Delta\Phi_B = -\frac{2\pi\Delta L_{SI}}{\lambda_B}\xi_g\Delta Y \qquad \text{(I.2)}$$

avec ΔY les variations de température ou de déformation provenant du capteur, ΔL_{SI} la différence de chemin optique de l'interféromètre et ξ_g la sensibilité du capteur FBG. Grâce à ces relations, connaissant la valeur du décalage de phase $\Delta\Phi_B$, on peut extraire les valeurs des variations de température ou de contrainte.

I.5. Monitoring par transducteurs piézoélectriques

I.5.1. Emission acoustique

Les solutions de monitoring utilisant une détection et/ou une actuation piézoélectrique sont nombreuses et se présentent sous des formes très variées. Le capteur mis en œuvre peut faire partie intégrante de l'éprouvette comme dans le cas des composites intelligents et des peintures piézoélectriques ou bien se présenter sous la forme d'un système indépendant (capteur et connectique) placé en surface de l'éprouvette. Cependant, quelle que soit leur nature, ces transducteurs piézoélectriques mesurent toutes les vibrations mécaniques appelées « ondes acoustiques ». L'onde acoustique est un phénomène dynamique provenant d'une libération d'énergie dans un matériau sous forme d'ondes élastiques transitoires (chocs, vibrations mécaniques parasites, impacts,…). Les ondes acoustiques traversent l'éprouvette et subissent l'influence des inhomogénéités du matériau avant d'atteindre la surface où elles sont collectées par un capteur piézoélectrique avant d'être analysées.

I.5.2. Techniques de monitoring

I.5.2.1. Piezoelectric Wafer Active Sensor

Les « Piezoelectric Wafer Active Sensor » (PWAS) sont des capteurs fonctionnant sur le principe de la piézoélectricité. Ils sont constitués d'un matériau piézoélectrique comme le PZT pris en sandwich entre deux électrodes métalliques comme illustré par la Figure I.14.

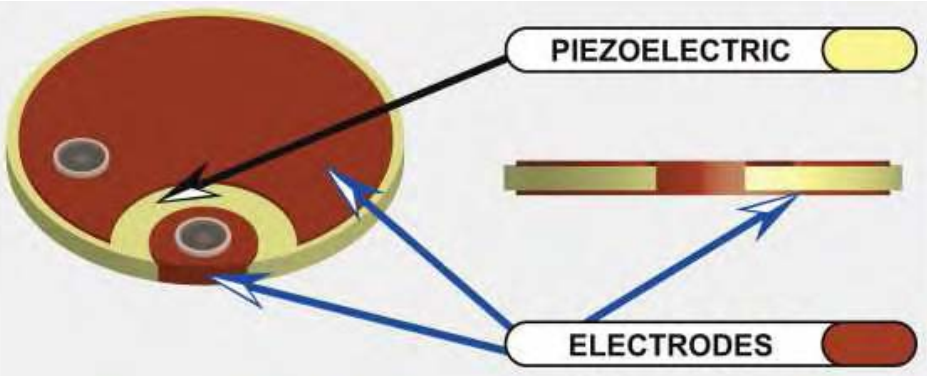


Figure I.14 : schéma d'un capteur PWAS circulaire [35].

Bien qu'ils soient aussi coûteux que les jauges métalliques (environ 10$ l'unité) ils présentent des performances et un champ d'applications bien plus élevés. Ce sont en effet des composants actifs (polarisés) capables de sonder la structure à la demande alors que les jauges sont des composants passifs qui ne peuvent qu'écouter.

On distingue deux types de comportement : actif et passif. Un comportement actif utilise une source ultrasonique pour injecter une onde mécanique de faible intensité et de fréquence contrôlée dans l'éprouvette. La détection de défauts se fait par l'analyse des altérations de ce signal. Dans le cas d'un comportement passif l'onde analysée est générée par l'impact d'un objet externe. Cette technique est très utilisée par l'industrie aéronautique lors de la maintenance au sol où les pièces sont soumises à un impact de puissance calibrée ; cependant elle ne peut pas être utilisée pour un monitoring temps réel. L'onde peut également être générée par l'apparition ou l'agrandissement d'un défaut survenu dans le matériau pendant le vol.

Ces deux approches présentent toutefois des limites dans leurs applications pratiques, en particulier sur des structures de grandes dimensions. En effet cette approche globale n'est réellement pertinente que pour détecter des défauts de grande taille. En effet, l'apparition d'une petite fissure dans une grande structure provoque une onde souvent inférieure au niveau

de bruit mécanique ambiant. La détection de ce type de défaut est cependant possible de manière localisée, ce qui nécessiterait le déploiement d'un important réseau de capteurs pour couvrir l'ensemble de la structure.

Ils ont été utilisés initialement pour la mesure de vibrations mécaniques [36], [37]. Chang et al. furent les premiers à les utiliser pour de la détection de défauts par mesure d'onde de Lamb [38]–[40]. Ils sont depuis abondamment utilisés dans des travaux concernant la SHM.

Les techniques d'instrumentation utilisant des PWAS sont classées en trois familles décrites dans les paragraphes suivants [41] :

- Emission acoustique (apparition d'un défaut)
- Emission acousto-ultrasonique (utilisation d'un émetteur piézo)
- Impédance électromécanique

Bien que ce ne soit pas les seuls éléments utilisant la piézoélectricité, la très grande majorité des solutions de monitoring utilisées dans l'industrie utilise ces transducteurs PWAS. D'autres solutions comme les matériaux intelligents ou les peintures piézoélectriques sont présentées dans les paragraphes suivants.

I.5.2.2. Monitoring par émission acoustique

Initialement employée pour l'étude des mécanismes d'endommagement des matériaux, cette technique est très utilisée pour le test non destructif de structures (NDT pour NonDestructive Testing).

L'apparition d'ondes acoustiques dans un matériau soumis à une contrainte est principalement due à l'apparition d'un défaut ou l'agrandissement d'un défaut déjà existant. La Détection de cette onde transitoire qui se propage vers la surface permet de surveiller en temps réel l'apparition et/ou l'évolution des défauts. En revanche cette technique ne permet pas de détecter des défauts « passifs » (déjà existant) et qui n'évoluent pas [42]. Cette onde acoustique liée à l'apparition d'un défaut, à la forme d'une sinusoïde amortie. Lorsque ces défauts apparaissent de manière régulière et rapprochée les ondes formées se chevauchent et sont visibles sous la forme d'un bruit de fond et on parle alors « d'émission continue ». Ce phénomène est principalement observable dans le domaine de déformation plastique de matériaux tels que les métaux mais n'apparaissent pas dans les matériaux composites.

Des travaux ont permis de démontrer l'aptitude de ces détecteurs à émission acoustique pour l'identification de défauts de fatigue dans des cosses de câbles et dans le fuselage principal d'un avion de chasse type F15 [43]. Ce type de défauts est d'ordinaire très difficile à détecter surtout sur des éléments difficiles d'accès. L'un des plus grands challenges dans l'industrie avionique est de pouvoir déceler l'apparition et l'évolution de défauts pendant le vol. La principale difficulté avec le monitoring en vol est la présence bruit de fond provenant entre autre des vibrations de l'appareil, du frottement entre deux pièces, des flux d'air, des perturbations électromagnétiques. Des travaux ont démontré que le monitoring en vol est possible à condition de garantir un rapport sur bruit supérieur à 30dB.

I.5.2.3. Monitoring par émission Acousto-Ultrasonique

Les transducteurs piézoélectriques utilisés pour réaliser une écoute passive peuvent également servir pour faire de la détection active. En effet, sous une polarisation électrique, ils émettent une vibration acoustique (effet piézoélectrique inverse) dont la fréquence de vibrations est fonction du matériau piézoélectrique constituant le capteur, sa géométrie, ces dimensions et son environnement. En pratique, il est fréquent d'utiliser deux transducteurs piézo pour dissocier l'actionneur électromécanique, du détecteur mécano électrique. Sur une éprouvette de grande surface, utiliser plus de deux capteurs permet la localisation du défaut.

La plupart des structures aéronautiques ont une épaisseur négligeable par rapport à leur surface. Ainsi le transducteur piézoélectrique génère une onde bidimensionnelle appelée « onde de Lamb ». Ces ondes sont dispersives, c'est-à-dire que leur vitesse de propagation dépend de leur fréquence et de l'épaisseur de la structure, et présentent l'avantage de se propager sur de longues distances

I.5.2.4. Monitoring par impédance Electromécanique

La lecture des variations de tension aux bornes des PWAS n'est pas la seule méthode possible pour détecter la présence d'un défaut, on peut également analyser leurs variations d'impédance.

Cette technique a été utilisée notamment par Victor Giurgiutiu et ses collaborateurs pour la SHM dans le domaine aéronautique [44]–[48]. Comme pour les méthodes précédentes le PWAS est fixé en surface de l'éprouvette. Des tests ont démontré que l'évolution spectrale du

moule de l'impédance du capteur subit un décalage fréquentiel en présence d'un défaut (Figure I.15).

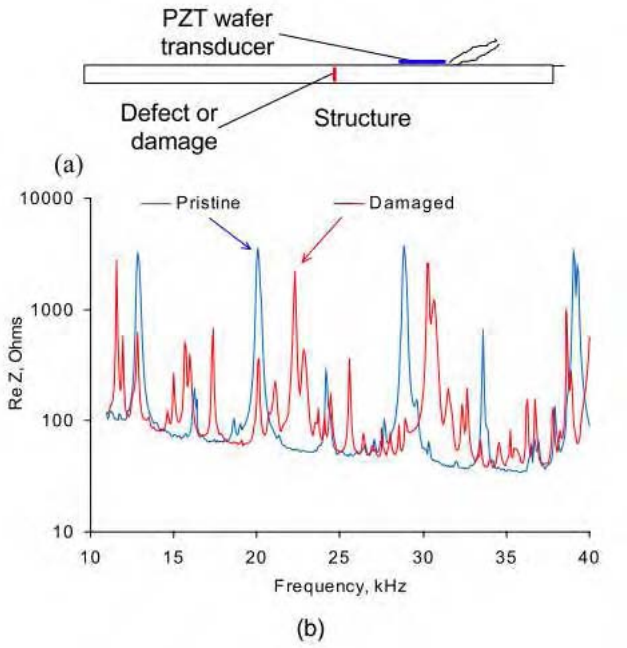


Figure I.15 : a) transducteur PZT monté sur une structure endommagée, b) décalage fréquentiel du spectre d'impédance en présence d'un défaut [47].

I.5.3. Utilisation des matériaux piézoélectriques « intelligents »

Comme nous l'avons évoqué précédemment, la grande majorité des solutions de monitoring utilisant la piézoélectricité pour mesurer des ondes acoustiques mettent en œuvre des capteurs de type PWAS. Cependant des travaux sont menés dans le but de rendre le matériau composite intelligent en intégrant la détection dans le matériau lui-même.

La première solution fut proposée à la fin des années 70 par Newnham et al [49]. Le principe repose sur l'utilisation d'un composite à matrice bi-phase comprenant une phase active (matériau piézocéramique) et d'une phase passive (polymère). Il existe aussi une variante appelée « peinture piézoélectrique » et ces approches sont détaillées dans les paragraphes ci-dessous.

I.5.3.1. Composites intelligents

Les composites intelligents utilisent donc une matrice double-phase. Ces matériaux sont définis par deux numéros représentant respectivement l'axe selon lequel la transduction a lieu

dans la phase active et celui de la phase passive. Cette solution est très utilisée, en particulier le composite « 0-3 » en raison de son faible coût et de sa facilité de production.

Les composites 0-3 utilisent une matrice polymère (phase passive) dans laquelle sont incorporées des particules métalliques ou céramiques (phase active). En ce qui concerne l'élaboration de la phase active, les mélanges de polymères ferroélectriques tels quel les PVDF et leurs copolymères avec des micro ou nano particules de céramiques ferroélectriques comme les PZT et les PMN-PT on fait l'objet de nombreux travaux de recherche [50], [51]. Ces matériaux possèdent bien les propriétés diélectriques, pyroélectriques et piézoélectriques [52]–[55] escomptées. Il est possible de modifier ces propriétés en ajustant l'incorporation de ces particules dans le mélange. Par exemple, il a été observé une augmentation de la constante diélectrique pour un taux de particules céramique plus élevé (cf. Figure I.16). Cette propriété est particulièrement intéressante pour les capteurs dans le domaine de l'imagerie thermique.

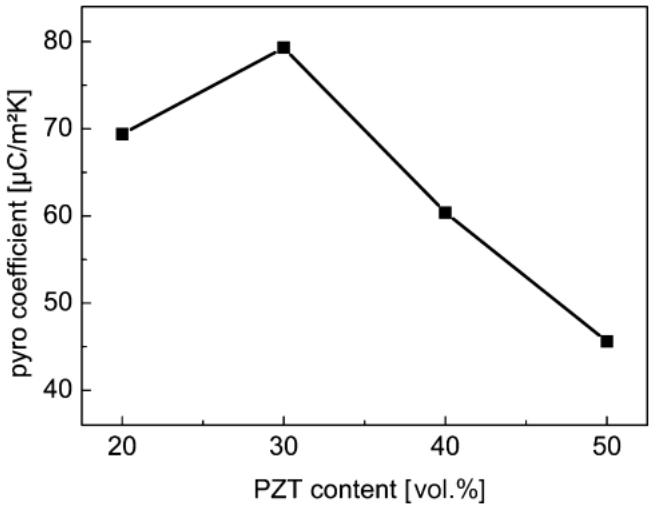


Figure I.16 : évolution du coefficient pyroélectrique en fonction de la fraction volumique de PZT [56].

Avec ces matériaux, on peut limiter la réponse due à l'effet piézoélectrique tout en améliorant l'effet pyroélectrique et vice-versa [52], [57]. Ce phénomène provient du couplage entre les propriétés ferroélectriques de la matrice polymère et les charges des inclusions céramiques qui sont de signe opposé. Cette propriété est très utile en particulier pour la détection infrarouge où elle permet de simplifier grandement le design des capteurs, la compensation de l'effet piézoélectrique n'étant plus nécessaire.

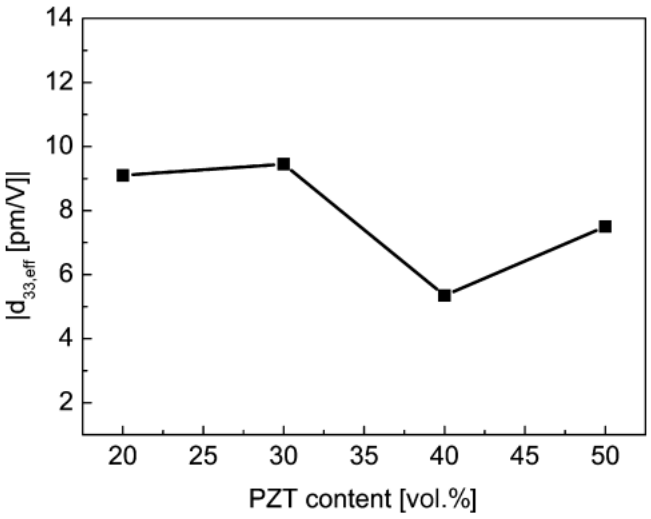


Figure I.17 : évolution du coefficient piézoélectrique en fonction de la fraction volumique de particules PZT [56].

Le mélange polymère-particules est déposé sur le matériau, souvent par spin-coating, avant l'étape de pressage à chaud dans l'autoclave. Le dépôt du mélange par sérigraphie est également très utilisé dans la production à grande échelle de films céramiques épais. La technique de sérigraphie a également été utilisée pour déposer un mélange de PVDF-TrFE-PZT avec un volume de PZT variant entre 20 et 50% sur un support de verre recouvert d'ITO suivis d'une pression a froid [56]. L'épaisseur déposée est contrôlée en ajustant la viscosité du mélange.

I.5.3.2. Peintures piézoélectriques

Les peinture piézoélectriques, comme les composites du même nom, sont constituées d'une phase passive (liant) et d'une phase active (pigment). Elles font partie de la famille des composites piézoélectriques cependant, alors que le terme « composite piézoélectrique » désigne une éprouvette dont la matrice possède des propriétés piézoélectriques, les peintures piézo sont appliquées sur la surface d'une pièce composite conventionnelle. Par rapport aux solutions de monitoring utilisant un système de détection externe, elles permettent de fournir un état global de pièces de grande taille de forme complexe et irrégulière sans altérer le comportement mécanique de la structure. L'absence de packaging permet de s'affranchir d'une couche de d'interface entre le capteur et l'éprouvette. De ce fait le contact avec le matériau à analyser est plus direct et l'onde mécanique vue par le capteur est moins atténuée.

Les premiers composites à connectique 0-3 à porter le nom de « peinture piézoélectrique » sont attribuées à Newnham et son équipe [49], [58].

La phase active de ces peintures est généralement constituée de particules céramiques telles que les PZT ou les PVDF. Les études menées sur la phase passive portent essentiellement sur deux types de matériaux : les résines époxy [59]–[61] et les peintures acryliques [62], [63]. Les peintures acryliques sont des matériaux organiques généralement moins polluants pour l'environnement que les résines époxy, et peuvent être appliquées grâce à des outils de spray conventionnels facilitant leur utilisation et améliorant la reproductibilité des dépôts [62].

Les peintures piézoélectriques sont préparées en utilisant généralement des particules céramiques telles que les PZT ou les PVDF comme pigment et de la résine époxy comme liant. Le mélange est déposé sur l'éprouvette à l'aide d'un aérographe. Le séchage dure quelques jours à l'air ambiant. Des tests effectués sur des films de 35, 49 et 81µm d'épaisseur ont montré qu'elle a peu d'influence sur la résistance diélectrique du mélange. D'autre part le claquage apparaît avant la saturation de l'effet piézoélectrique [59]. Il a été démontré d'autre part que le volume de particule PZT pour lequel l'effet piézoélectrique est le plus important est de 53%. L'effet piézoélectrique augmente également avec l'épaisseur du film.

I.6.Présentation du projet I2MC

I2MC, pour Instrumentation Multicapteurs pour les Matériaux et structures Composites, est un projet pluridisciplinaire soutenu par la fondation STAE[1] de Toulouse porté par Robert Bazer-Bachi (IRAP[2]) en partenariat avec l'ICA[3], le LAAS[4] et le laboratoire PHASE[5]. Les objectifs de ce projet visent l'intégration de capteurs multiphysiques (Mécanique, Thermique, électriques, …) au cœur d'un matériau composite carbone pour la détection de l'apparition et l'évolution d'un défaut dans le une structure composite. A terme, pour une pièce spécifique, une bonne connaissance de l'évolution de la réponse de ces capteurs in situ, depuis la mise en service jusqu'à sa dégradation « naturelle », permettra de prédire la durée de vie restante.

Notre contribution dans le cadre de ce projet porte essentiellement sur l'étude, la conception, la réalisation en salle blanche et la caractérisation électrique d'un nouveau type de capteur mécanique en technologie silicium à transduction mécano-électriques. Le conditionnement du capteur (Puce et connectique) doit impérativement être non intrusif vis-à-

[1] Sciences et Technologies pour l'Aéronautique et l'Espace
[2] Institut de Recherche en Astrophysique et Planétologie
[3] Institut Clément Ader
[4] Laboratoire d'Analyse et d'Architecture des Systèmes
5 Physique de l'Homme Appliquée à son Environnement

vis des performances mécaniques de la pièce instrumentée. Pour cela, la surface et l'épaisseur au niveau du capteur seront minimisées. Concernant la connectique, elle devra être simple, robuste, capable de s'adapter à des pièces de géométrie complexe et permettre le déploiement d'un réseau de capteurs pour une instrumentation distribuée.

I.7.Conclusions :

Lors de ce premier chapitre nous avons commencé par la présenter les problématiques spécifiques de l'instrumentation dans les matériaux composites. Cette instrumentation repose essentiellement, et presque exclusivement, sur une mesure des contraintes.

L'état de l'art sur les différents capteurs pour la mesure de contraintes, commence par l'utilisation de câbles vibrants dont la robustesse et sa longévité sont d'ores et déjà démontrées pour l'instrumentation de grands ouvrages d'art (ponts et bâtiments). En revanche ce type de capteur est difficilement transposable pour le monitoring de pièces composites pour l'aéronautique.

La plus répandue des jauges de contrainte est un ruban métallique que l'on reporte par collage sur la pièce à instrumentée. A l'aide d'un pont de Wheatstone on peut lire la variation de la résistance qui est modifiée par la compression et la traction exercée sur la jauge. Le coefficient de jauge est réduit, entre 2 et 5, ce qui rend délicat la détection de vibration de faible amplitude. Pour aller plus loin on fait appel aux jauges de contrainte semi conductrices, le métal est remplacé par du polysilicium ou mieux du silicium monocristallin, pour disposer d'un facteur de jauge de 50 à presque 100 dans le silicium. Néanmoins, ce type de jauges souffre d'une sensibilité thermique nettement plus élevée que les jauges métalliques, une compensation thermique devient nécessaire et rend délicat leur emploi. Enfin, leur insertion dans la matrice composite reste délicate et rarement mise en œuvre.

L'instrumentation par fibre optique associée à un réseau de Bragg est extrêmes bien résolu et permet de transcrire un déplacement inférieur au nanomètre. De plus leur géométrie cylindrique, avec un diamètre compris entre 100 et 300µm, s'insère parfaitement dans la matrice composite sans incidence sur les performances mécaniques. La possibilité d'inscrire plusieurs réseaux de Bragg à pas distinct le long de la fibre, permet ensuite une lecture individuelle de chacun par multiplexage en longueur d'onde. En revanche, la fibre optique est relativement fragile et impose un rayon de courbure de plus d'une dizaine de centimètre, ce qui peut brider le placement libre des capteurs. Enfin, même si le capteur optique peut être

bon marché, le dispositif de lecture optique s'avère encombrant et sensible aux vibrations. Cela rend délicat son utilisation dans le cas d'une instrumentation embarquée.

Les transducteurs piézoélectrique (PWAS) sont excellents pour une transduction mécano-électrique directe. S'offre à nous deux possibilités : une écoute passive des vibrations et chocs subi par la structure ou une excitation acoustique (ultrason) associée à une écoute par plusieurs autres PWAS. La présence de défaut (délamination, rupture,..) contrarie la propagation des ces ondes acoustiques et cela est détecté sur l'amplitude et/ou la phase des signaux détectés. Cette approche « active » permet entre autre, par triangulation, de détecter et localiser les défauts. Le faible rayon de propagation des ces ondes acoustiques impose un maillage important et donc une instrumentation très lourde. Certaines approches récentes tentent d'intégrer directement dans la matrice polymère des nanoparticules piézoélectriques pour rendre le matériau intelligent. Même si cette approche semble prometteuse, sa mise en œuvre serait extrêmement couteuse et souffre encore d'un manque de maturité.

Enfin, nous avons présenté le projet I2MC (Instrumentation Multicapteurs pour les Matériaux et structures Composites), soutenu par le Réseau Thématique de Recherche Avancée, dans lequel s'inscrivent ces travaux de thèse.

Chapitre II

Développement d'un capteur à détection multiphysique

II.1 Introduction :

Notre objectif est de proposer un nouveau capteur ultra sensible aux micro-vibrations mécaniques. Ce capteur doit être de taille réduite en vue de son insertion dans la matrice composite. Pour aller plus loin que les capteurs existants nous souhaitons également que ce capteur, sous polarisation adéquate, soit sensible à la température. Tout cela pour tendre vers une instrumentation multi-physique plus riche en informations et facilitant le diagnostic.

Notre détection est basée sur la conduction tunnel dans une diode Zéner. Le capteur correspondant sera baptisé « TJS » (Tunnel Junction Sensor). Nous décrirons et présenterons le modèle de conduction global dans un TJS. Cela nous renseignera sur ses conditions de polarisation afin de privilégier la détection de telle ou telle grandeur physique d'où la notion de capteur « multiphysique ».

Les performances du TJS pour la détection thermique seront présentées puis nous mettrons en évidence ses potentialités en terme de transduction mécano-électrique.

Après quelques rappels sur les propriétés du polysilicium nous aborderons l'impact des paramètres technologiques sur les caractéristiques d'une diode Zéner en polysilicium (tension Zéner et résistance série). La présentation des étapes technologiques et de leurs enchainements (processus de fabrication d'un TJS) sera amplement détaillée.

Enfin, une caractérisation en microscopie d'émission lumineuse sous polarisation inverse (effet Zéner) sera présentée et permettra de conclure sur l'uniformité de la répartition en courant. Ceci aura un impact direct sur la zone de détection.

II.2 Les capteurs à jonction tunnel

II.2.1 Présentation et principe de fonctionnement

Lors de ce travail de thèse, nous avons développé des dispositifs de détection multiphysique qui utilisent des jonctions tunnel (TJS pour Tunnel Junction Sensor). Dans un objectif de détection de micro-vibrations mécaniques rapides et d'y associer la détection d'autres grandeurs physiques (thermique, électrique, …), nous avons songé à exploiter la forte sensibilité en courant d'une jonction P^+N^+ (Zéner) en polarisation inverse. Dans des travaux

antérieurs, notre équipe a étudié la sensibilité de ces dispositifs à la lumière et à la température pour la réalisation de plates-formes d'instrumentation thermique dédiées à la microfluidique dans le cadre de la thèse de Bertrand Marty [64]. Ces éléments, capables de conduire de forts courants, ont été exploités pour la réalisation d'actionneurs thermiques présentés dans la thèse de Maxime Dumonteuil [65] pour l'adressage matriciel de micro-initiateurs pyrotechniques et d'une matrice de micro-éjecteurs thermiques à adressage individuel dans celle de David Jugieu [66].

II.2.1.1 Description de la structure

Ce capteur est un dipôle constitué d'un film de silicium polycristallin dopé alternativement de type N et P. Deux électrodes métalliques (C1 et C2) viennent prendre contact sur le polysilicium dans les zones très fortement dopées de type N aux extrémités du composant comme illustré sur la Figure II.1.

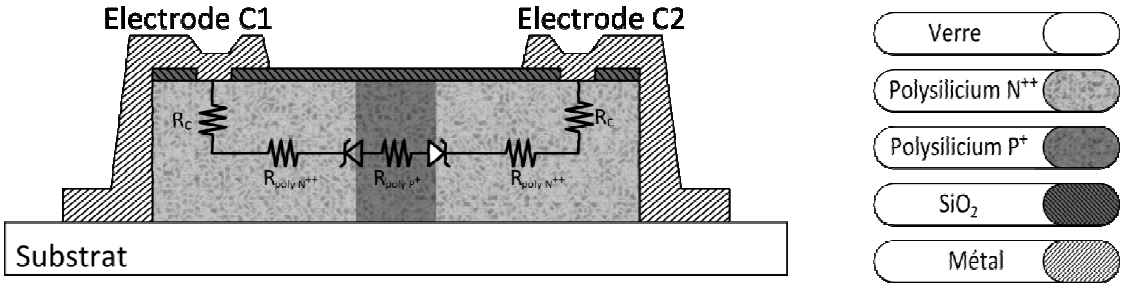


Figure II.1 : schéma de principe et modèle électrique équivalent d'un capteur TJS.

Au niveau structurel, l'alternance des dopages N, P et N correspond à la mise en série tête-bêche de deux diodes Zéner (P^+N^{++}) reliées par l'anode. Les résistances R_s (Résistance Série) et R_c (résistance de Contact) représentent respectivement la somme des résistances du polysilicium dopé N et P, et la résistance d'interface entre les électrodes métalliques et le matériau semiconducteur. Sa symétrie (géométrie et dopage) induit une caractéristique électrique symétrique. La jonction reliée à l'électrode positive est polarisée en inverse et la jonction reliée à l'électrode négative est polarisée en direct. Par conséquent la conduction électrique sera globalement fixée par la seule jonction polarisée en inverse. Ces propriétés seront présentées dans le paragraphe suivant. Par la suite, cette structure de base sera appelée « Elément à Seuils Symétriques » (E.S.S).

II.2.1.2 Propriétés physiques et électriques des diodes en polysilicium

L'utilisation du polysilicium nécessite des niveaux de dopage très élevés pour garantir une bonne maîtrise du dopage électrique effectif ou « net doping ». Comme on peut le voir sur la Figure II.2, la concentration effective en porteurs de charge augmente de manière exponentielle pour une concentration en dopants (donneurs ou accepteurs) située entre $2.10^{17} > N_{A,D} > 5.10^{18}$at.cm^{-3}. En dessous d'une concentration en atomes de 2.10^{17}at.cm^{-3}, le polysilicium pourra être considéré comme intrinsèque (~10^{11}at.cm^{-3}).

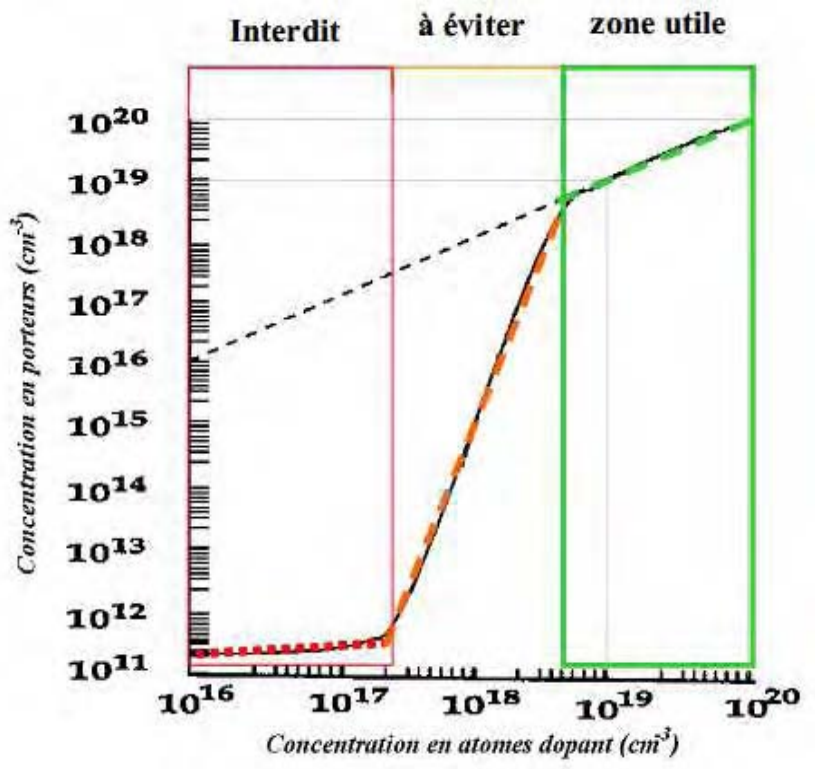


Figure II.2 : Evolution de la concentration effective en porteurs en fonction de la concentration en atomes dopants [67].

Une mauvaise maîtrise des niveaux de dopages affectera la résistivité du polysilicium, la tension Zéner ainsi que la capacité de détection de nos capteurs. C'est pourquoi nous ferons varier la concentration en dopant de 5.10^{18}at.cm^{-3} à 5.10^{20}at.cm^{-3}.

Dans cette plage, la résistance par carré d'un film de polysilicium suit une loi de variation (II.1) qui dépend de sa résistivité (ρ) et de son épaisseur (E_{poly}).

$$R_{SHcarre} = \frac{\rho}{E_{poly}} \qquad \text{(II.1)}$$

Comme le montre le graphique ci-dessous, la résistance par carrés de la couche de polysilicium réalisée au LAAS varie dans une large gamme de résistivité et sa valeur dépend bien évidement de la nature du dopant (cf. Figure II.3).

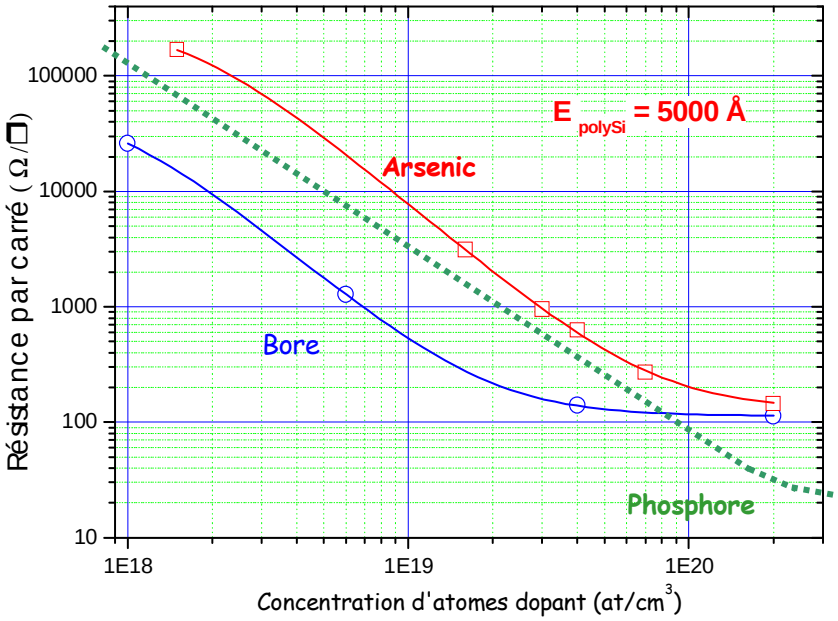


Figure II.3 : évolution de la résistance par carrés avec la concentration en dopant (As, B, P).

En effet, l'arsenic et le phosphore sont des dopants de type N mais la meilleure capacité d'incorporation de l'atome phosphore conduit à une résistivité quasiment deux fois plus faible que celle obtenue avec l'arsenic pour une concentration volumique en atome donnée. Les valeurs varient dans une large gamme allant de 20Ω/□ à plus de 200kΩ/□ pour un dopage phosphore $N_D = 10^{21}$at.cm^{-3} à $N_D = 1.10^{18}$at.cm^{-3}. Cet aspect pourra être mis à profit pour la réalisation compacte de résistances de fortes valeurs (>1MΩ) utiles, par exemple, pour la réalisation d'éléments chauffants. On note aussi, pour les très forts niveaux de dopage, une saturation de la décroissance de la résistance carrée, qui tend vers une valeur asymptotique, et qui traduit le phénomène de solubilité limite.

De plus, dans le silicium la différence de mobilité des porteurs ($\mu_n \sim 2.\mu_p$ à fort dopage) fait qu'à dopage identique la résistance par carrés d'une couche de type N est quasiment 2 à 3 fois plus faible que celle sur type P. En revanche dans le polysilicium à un niveau de dopage donné, la couche dopée P (Bore) est quasiment 10 fois moins résistive que la couche dopée N (arsenic ou phosphore). Cet important écart ne peut être imputé à une différence de mobilité mais plutôt à l'écrantage des électrons aux joints de grains. Cela privilégie la conduction par trou.

Nous avons testé différents niveaux de dopage par implantation et recuit de redistribution sur des films de polysilicium de 0,5µm d'épaisseur déposés à l'AIME[6]. Comme on peut le voir sur la Figure II.4 les tendances obtenues sont similaires à celles de la Figure II.3. Les résistances par carrés obtenues sont globalement plus faibles. Cela est lié à l'optimisation des conditions de dépôt LPCVD pour minimiser la taille des grains. La courbe de phosphore passe sous la courbe de bore pour un dopage de $1{,}5.10^{19}$at.cm^{-3} et atteint asymptotiquement une valeur minimale de 15Ω/□ pour un dopage $N_D = 8.10^{19}$at.cm^{-3}. Afin de minimiser la résistance série globale et les résistances de contacts, nous placerons les électrodes sur ces zones dopées N^{++}.

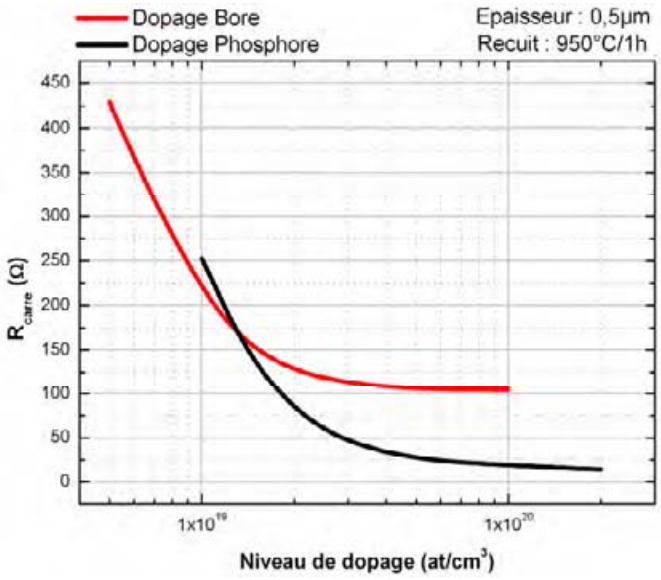


Figure II.4 : évolution de la résistance par carrés avec la concentration en dopant d'un film de polysilicium .

Comme nous l'avons précédemment évoqué, la variation du niveau de dopage affecte aussi la tension de Zéner en conduction inverse (cf. Figure II.5). Le niveau de dopage des zones N étant très élevé, on pourra considérer que la zone de charge d'espace s'étend presque intégralement dans la zone P et à partir de là, seul le dopage de la zone de type P fixe la valeur de la tension Zéner.

[6] Atelier Interuniversitaire de Micro Electronique

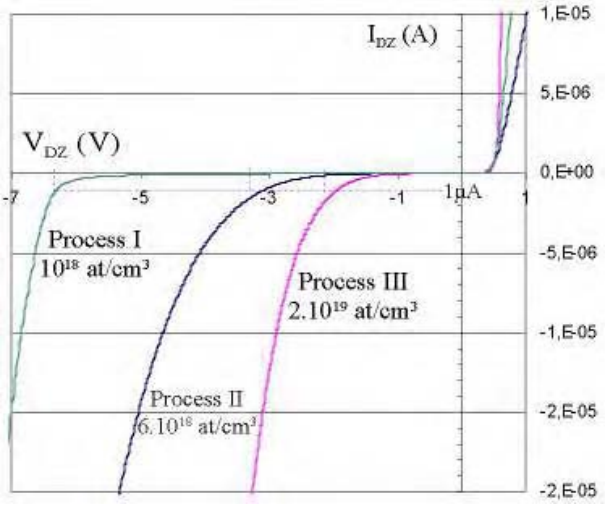


Figure II.5 : influence de la concentration en dopants (B , P) sur la tension de claquage Zéner [64].

On note qu'en polarisation inverse, les seuils de conduction Zéner sont globalement faibles (entre 2V et 8V) et, comme attendu, diminuent lorsque la valeur du dopage augmente. De même on notera sur la caractéristique en direct, que la résistance série diminue avec l'augmentation du niveau de dopage, en revanche, la tension de seuil de la diode reste la même (~0.6V). Conformément à la littérature, en deçà d'une tension de seuil de 5V c'est l'effet tunnel qui est prépondérant (effet Zéner). Au-delà de 7V le claquage par avalanche domine. Comme ces deux types de claquage (Zéner et avalanche) présentent un coefficient thermique de signe opposé, nous essayerons dans nos réalisations de viser une tension de seuil d'environ 6V pour minimiser ce coefficient thermique α comme l'illustre la Figure II.6.

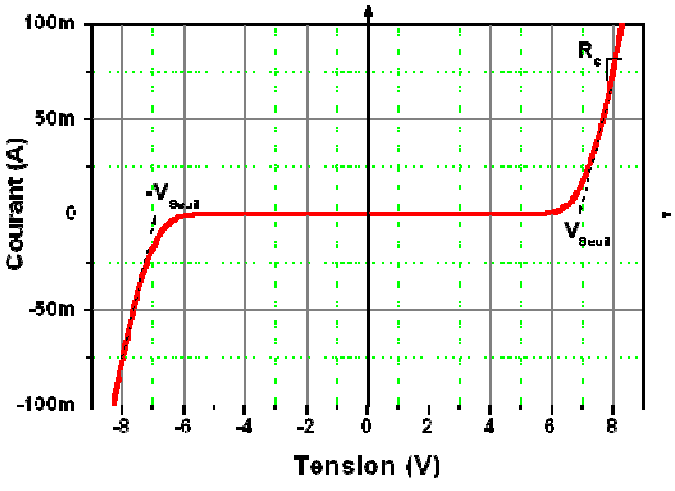


Figure II.6 caractéristique I(V) d'un élément à seuils symétriques (ESS).

Même si ces tensions Zéner sont relativement faibles, il est possible d'obtenir des tensions de seuil plus élevées en positionnant plusieurs ESS en série en suivant le modèle présenté sur la Figure II.7. Dans cet exemple de structure, trois alternances de dopage N-P sont mises en série sur un même ruban de polysilicium.

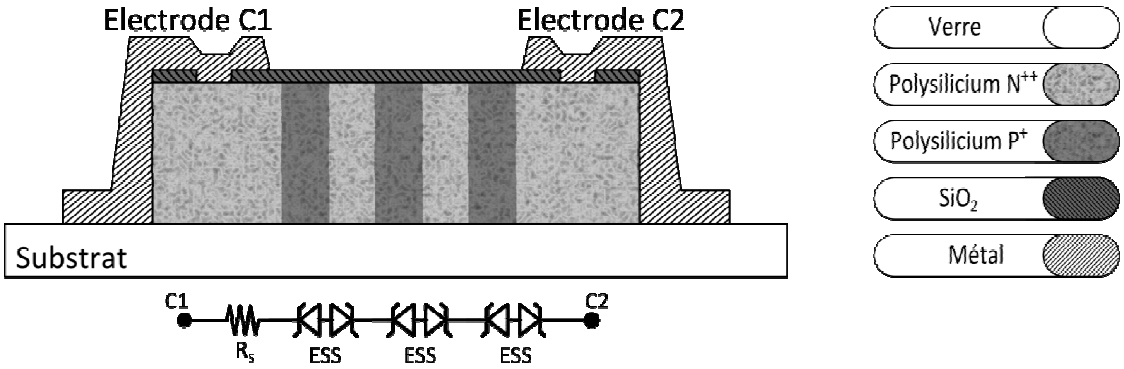


Figure II.7 : schéma électrique comportemental de trois ESS mis en série.

La tension de seuil V_{Seuil} de l'élément est égale à $V_{Seuil} = 3V_z + 3V_d$, *ou* $V_d = 0{,}6V$. La Figure II.8, extraite de la thèse de Maxime Dumonteuil [65], illustre la possibilité d'ajuster la tension de seuil globale en augmentant le nombre *n* d'alternances de dopage N et P. Sa valeur est donnée par l'équation suivante :

$$V_{seuil} = \sum n\left(V_z + V_d\right) \qquad \text{(II.2)}$$

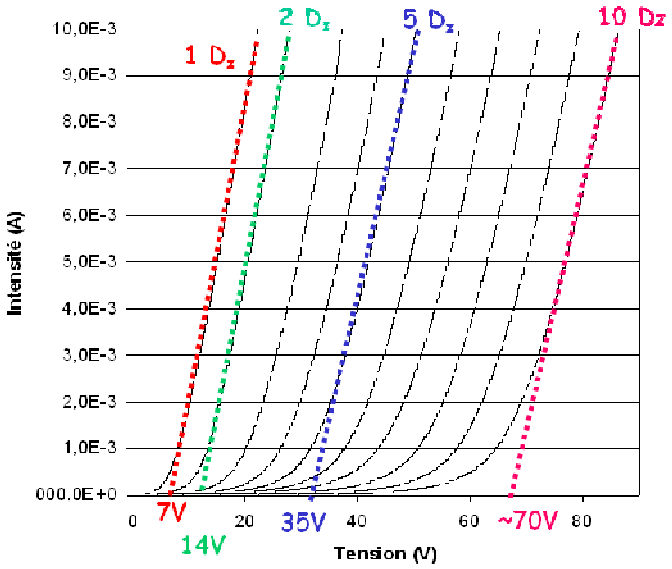


Figure II.8 : influence du nombre de jonctions en série sur la tension de seuil d'un ESS [65].

La caractéristique courant-tension de ce dispositif est parfaitement symétrique et présente des seuils ajustables à volonté par la mise en série d'un certain nombre d'ESS et par le niveau de dopage.

II.2.1.3 Différents régimes de conduction dans un ESS

En analysant la caractéristique électrique d'un ESS, on peut distinguer deux régimes de fonctionnement distincts (en deçà et au-dessus du seuil) que l'on utilisera respectivement pour des applications capteurs et actionneurs.

II.3 Modes de fonctionnement

La caractéristique *V(I)* d'un ESS représentée en échelle semi-logarithmique (Figure II.9) révèle plusieurs régimes de fonctionnement.

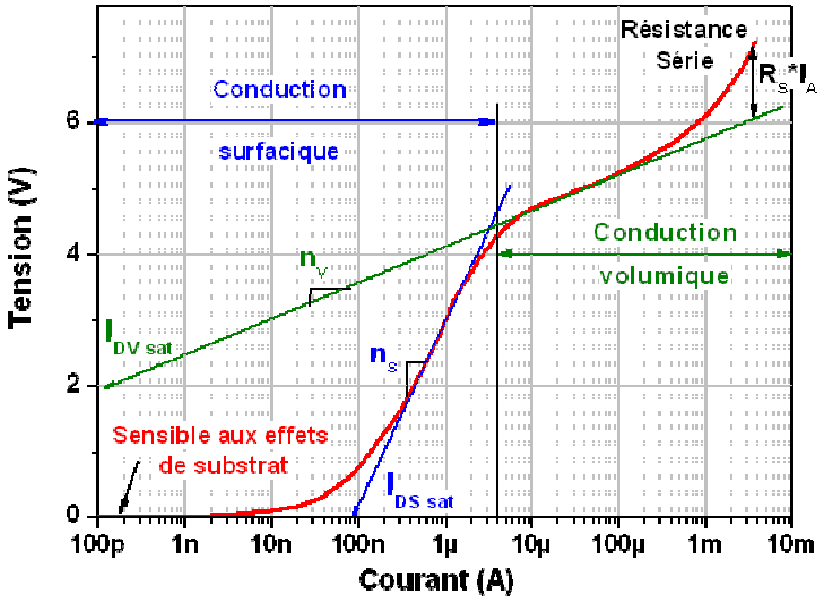


Figure II.9 : conduction tunnel dans un ESS.

II.3.1.1.1 Mode de conduction parasite : courants de fuite

Pour un courant de polarisation inférieur à 100nA la conduction dans le polysilicium est nulle. La tension appliquée au capteur est trop faible pour permettre aux électrons de franchir la barrière de potentiel au niveau de la jonction plane comme nous l'expliquerons ultérieurement (dopage uniforme suivant l'épaisseur du film de polysilicium). Pour le courant, les seuls passages restant au niveau des jonctions sont les interfaces entre le polysilicium et les matériaux d'encapsulations qui sont le SiO_2 de passivation et le substrat de verre comme représenté sur la Figure II.10.

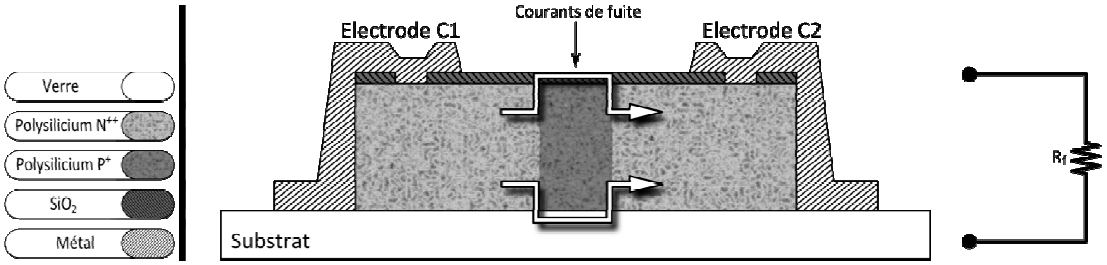


Figure II.10 : Mode de conduction parasite dans un ESS.

Ce mode de conduction est purement résistif. La valeur de la résistance équivalente est élevée du fait de la nature isolante du verre et du SiO_2 (de l'ordre de plusieurs dizaines Méga Ohms dans notre cas).

II.3.1.1.2 Mode de conduction surfacique : Détection

On fait souvent l'hypothèse simplificatrice qu'une diode polarisée en inverse à un niveau inférieur à sa tension de seuil (Zéner ou claquage) n'est parcourue par aucun courant. Ce régime de fonctionnement appelé « bloqué » est pertinent dans le cas des diodes PN classiques. Cependant, dans le cas particulier des diodes P^+N^+, la barrière de potentiel devient si étroite, quelques nanomètres, que l'application d'un champ électrique externe faible provoque une conduction tunnel (émission de champ) permettant aux électrons de traverser la fine barrière de potentiel [68]. Le courant circule alors en surface, sur toute la périphérie du film de polysilicium. Ce mode de conduction sera appelé « mode surfacique ».

Sur la caractéristique *V(I)* de l'ESS (Figure II.9) on peut observer le phénomène de conduction tunnel entre 100nA et 2µA. Sa forme est analogue à la caractéristique d'une diode PN polarisée en direct.

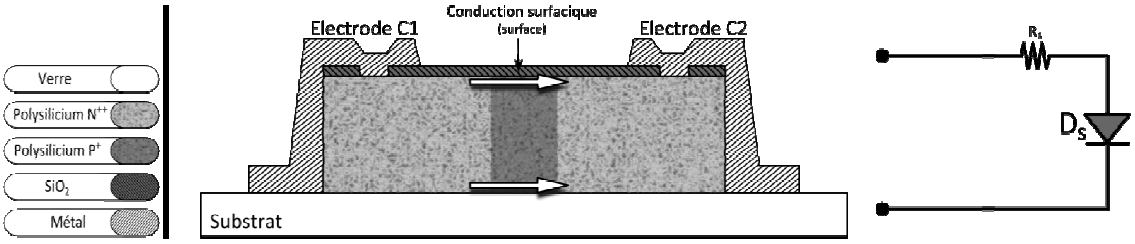


Figure II.11 : mode de conduction surfacique dans un ESS.

Bien que le courant de fuite soit toujours présent, dans cette zone de la caractéristique c'est la conduction surfacique qui prédomine. C'est pour cela que seule la diode représentant ce mode de conduction apparaît sur le modèle électrique comportemental (cf. Figure II.11).

II.3.1.1.3 Conduction volumique : Actionnement thermique

Au-delà d'un niveau de polarisation de 2µA, la caractéristique *V(I)* de l'ESS (Figure II.9) révèle un troisième mode de conduction. Cette zone correspond au dépassement de la tension de Zéner (nommée V_{seuil}), le tracé de la caractéristique V(I), en échelle logarithmique, reste linéaire. Dans ce cas de figure le mode de conduction prédominant sera appelé « mode volumique ». Le champ électrique de polarisation est suffisamment élevé pour permettre aux électrons de passer au-dessus de la barrière de potentiel. Le courant circule alors dans le volume du film de polysilicium (cf. Figure II.12). Même s'ils sont négligeables devant la conduction volumique, les modes de conduction parasite et surfacique sont également présents dans cette zone de la caractéristique.

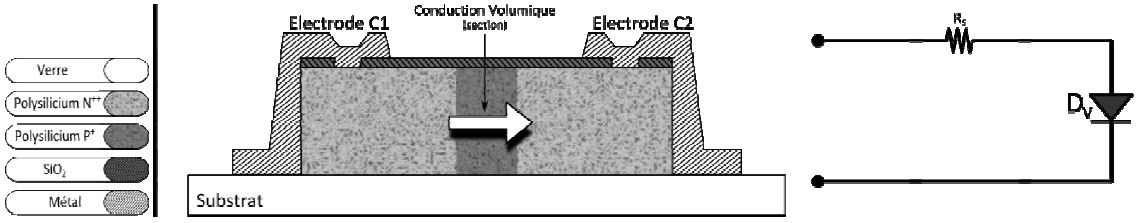


Figure II.12 : conduction volumique dans le substrat et schéma électrique équivalent.

Lorsque l'on polarise l'ESS bien au-dessus de V_{Seuil}, la conduction électrique n'est plus limitée que par la seule résistance série *(R_s)* liée aux contacts et surtout à la résistance du film polysilicium. Sa valeur relativement faible (R_S~500Ω), implique qu'une part importante de la puissance se dissipe dans la zone des jonctions. L'auto-échauffement résultant dépend de la conductivité thermique du substrat utilisé (Silicium passivé ou Verre) et permet d'atteindre des températures supérieures à 500°C [69]. Un arrangement judicieux des jonctions permet d'obtenir une répartition homogène, ou encore des gradients de température selon l'objectif visé. Sachant que le polysilicium peut monter à des températures très élevée (~1000°C), leur utilisation est pertinence pour l'instrumentation thermique de circuits microfluidiques [66] ou encore la réalisation d'initiateur matriciel de matériaux pyrotechniques [65].

II.3.1.1.4 Conclusion

En considérant l'ensemble des modes de conduction sur toute la plage de la caractéristique il est possible d'établir un modèle électrique comportemental équivalent à notre ESS (cf. Figure II.13) qui pourra être implémenté dans un simulateur électrique (Pspice).

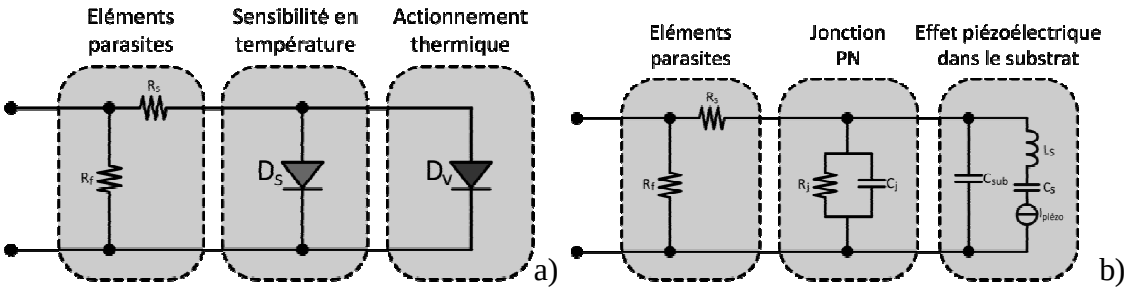


Figure II.13 : modèle électrique comportemental d'un ESS : a) modèle statique b) modèle dynamique.

En déterminant expérimentalement l'évolution des courants de surface et de volume (I_{Dsat}, n), on obtient un bon accord entre les caractéristiques *V(I)* pour différentes températures et notre modèle comme le montre la Figure II.14 ci-dessous.

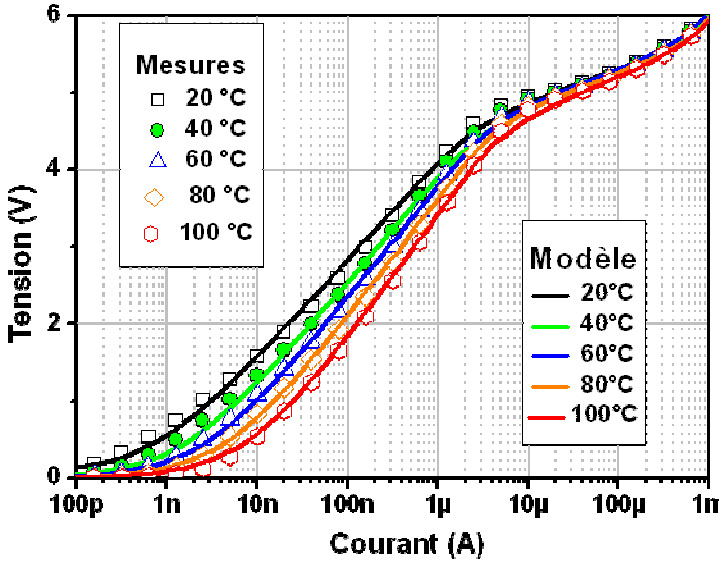


Figure II.14 : comparaison modèle électrique équivalent et mesure V(I) d'un TJS

On constate que c'est la conduction surfacique qui est la plus sensible à la variation de température, en se plaçant dans une gamme de courant allant du nA au µA les courbes sont bien dissociées. Dès lors on peut considérer la façon d'exploiter cette dérive thermique de la caractéristique électrique. Si l'on polarise le dipôle à courant constant, on observe une décroissance linéaire de la tension quand la température croît. Cette variation linéaire permet de déterminer une sensibilité thermique en tension et sera mise à profit pour de l'instrumentation thermique. En revanche si l'on polarise le dipôle à tension constante, on obtient une croissance exponentielle du courant avec la montée en température. Cette très forte sensibilité pourra elle aussi être mise à profit pour une instrumentation ultra-sensible en température (détection de très faible flux de chaleur).

II.3.2 Utilisation des TJS pour l'instrumentation thermique

Dans la perspective de réaliser une instrumentation thermique dans des circuits microfluidiques, des plates-formes d'instrumentation thermique ont été réalisées sur substrat silicium et sur substrat de silice fondue [64]. Le substrat silicium présente une forte conductivité thermique qui drainera efficacement la chaleur créée par une réaction chimique dans la micro canalisation. Il s'en suivra une faible élévation en température mais en contrepartie la faible capacité calorifique du silicium permet l'analyse de transitoires thermiques rapides de l'ordre de la milliseconde. Ces réalisations sur substrat silicium seront donc bien adaptées à des applications mettant en jeu de forts flux thermique et des transitoires thermiques courts.

Le substrat verre présente une faible conductivité thermique ($K_{TH\ verre} = K_{TH\ Si} / 100$) qui induit une forte élévation en température. Cependant sa forte capacité calorifique ne permet l'analyse que de transitoires thermiques de plusieurs dizaines de secondes (inertie thermique lié à l'échauffement lent du substrat verre). Pour ce type de réalisations l'emploi du verre est donc plus adapté à la lecture de faibles flux de température en régime établi.

Comme l'illustre la Figure II.15, les caractéristiques des TJS réalisés sur substrat Silicium et verre sont très semblables.

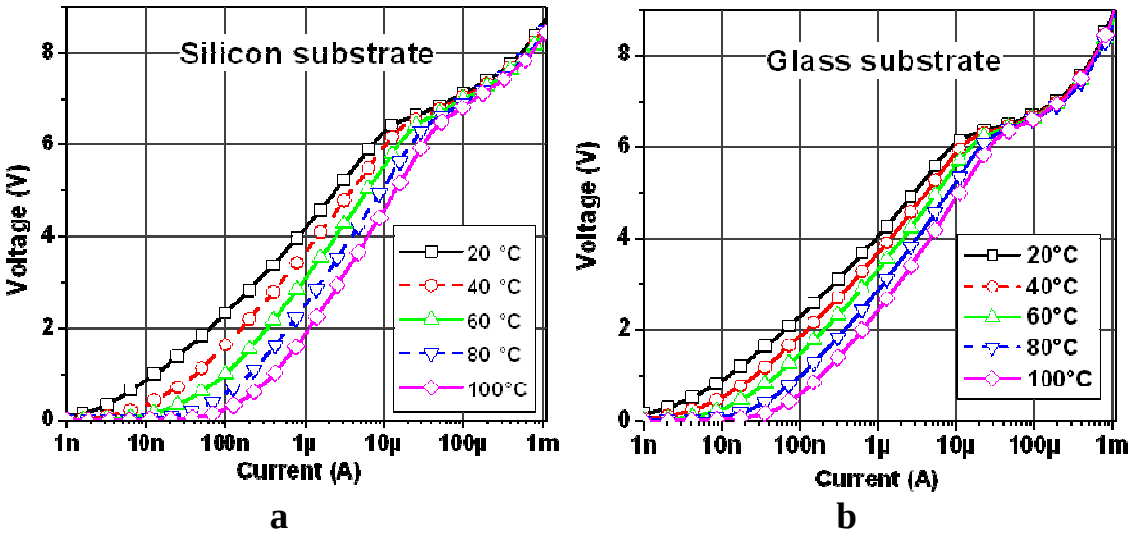


Figure II.15 : caractéristique V(I) d'un TJS sur substrat Silicium et Verre en régime établi.

On note l'apparition des effets de l'auto-échauffement sur le capteur plus précoce sur verre que sur silicium. A partir de ces courbes expérimentales, nous déterminons la sensibilité thermique de ces capteurs TJS.

II.3.2.1 Polarisation en courant, lecture en tension

La polarisation de nos ESS à courant constant permet l'observation d'une dérive linéaire de la tension en fonction de l'élévation en température comme on peut le voir sur les Figure II.15 a et b. On note aussi que l'écart entre les courbes dépend fortement du niveau du courant de polarisation. Nous avons tracé l'évolution de la sensibilité thermique en tension sur substrat verre et silicium, sur la Figure II.16.

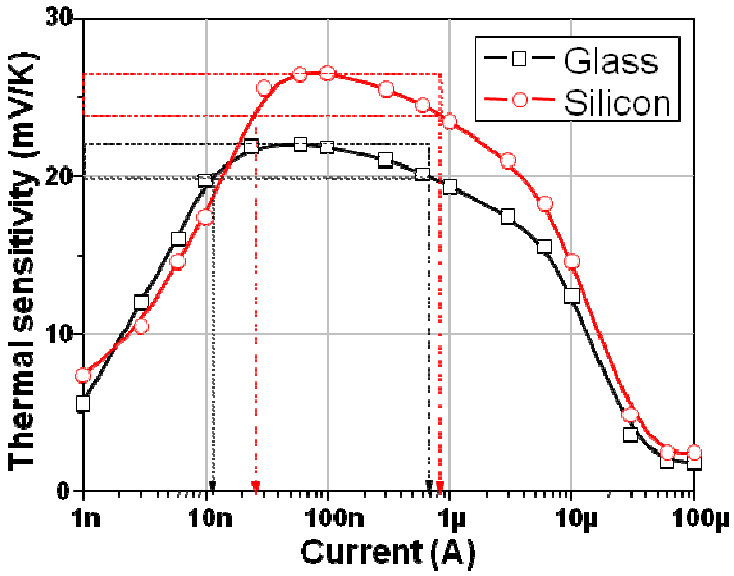


Figure II.16 : sensibilité d'un ESS à la température en fonction du courant de polarisation.

En se plaçant dans le mode de conduction surfacique on obtient une sensibilité thermique moyenne S_V de l'ordre de -20mV/K sur substrat verre et -25mV/K sur substrat silicium. Cette valeur de sensibilité thermique en tension est à mettre en regard avec environ 40µV/K pour un thermocouple Chromel/Alumel, ou encore les -2.2mV/K sur une diode PN polarisée en direct.

Pour atteindre une sensibilité absolue plus importante, nous avons mis en série 10 alternances de dopage N-P. Comme le montre la Figure II.17, pour un courant de polarisation de 10 nA, on observe une chute de la tension de 24V à 7V correspondant à une élévation de température de 80°C (100°C- 20°C). On obtient une sensibilité thermique en tension de S_V = -220mV/K.

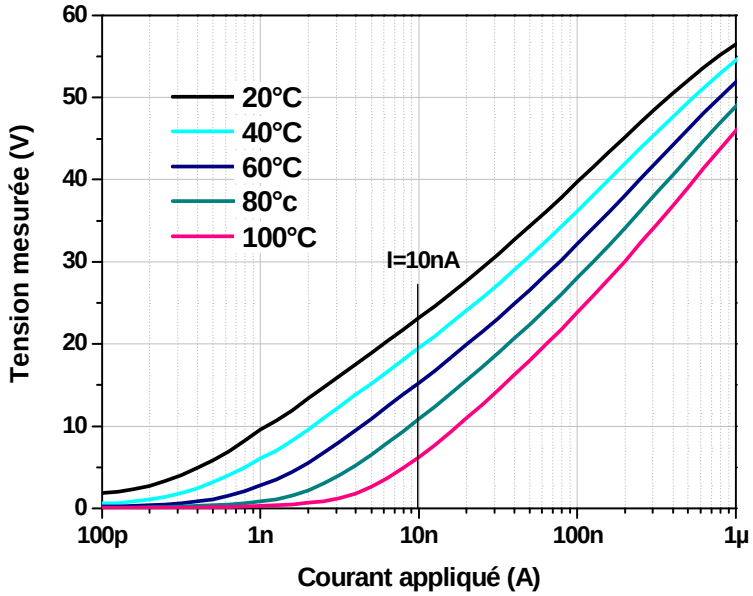


Figure II.17 : Caractéristique V(I) d'un TJS sur verre avec 10 jonctions en séries

Afin d'évaluer le plancher de détectivité, un TJS monté dans un boîtier TO220 a subi successivement une phase de chauffe (buse chauffante de montage CMS), puis une phase de refroidissement par convection naturelle à l'air ambiant. Puis nous avons imposé une convection forcée par jet d'azote induisant un saut brutal de température suivi d'une descente en température plus rapide qu'avec la seule convection naturelle (cf. Figure II.18).

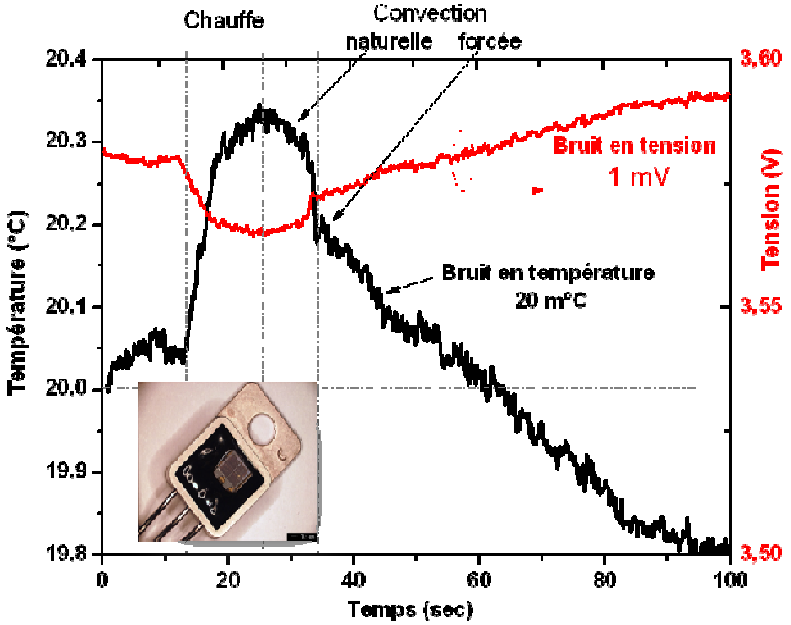


Figure II.18 : évaluation du planché de détectivité d'un TJS

On observe que le signal (tension) mesuré présente un bruit d'environ 1mV non négligeable. Par conséquent la courbe de température est elle aussi affectée par un bruit en température ~20mK. Néanmoins par simple traitement du signal (lissage de la courbe), une

mesure à 5mK devient envisageable. Cependant, cette réalisation sur substrat verre impose une inertie thermique de quelque secondes et ne permet pas de conjuguer transitoire thermique bref et forte détectivité.

II.3.2.2 Polarisation en tension, lecture en courant

La polarisation à tension constante et l'analyse de l'évolution du courant peut aussi permettre la réalisation d'une instrumentation thermique. Des essais ont permis d'extraire la loi d'évolution de la température en fonction du courant mesuré comme le montre la Figure II.19.

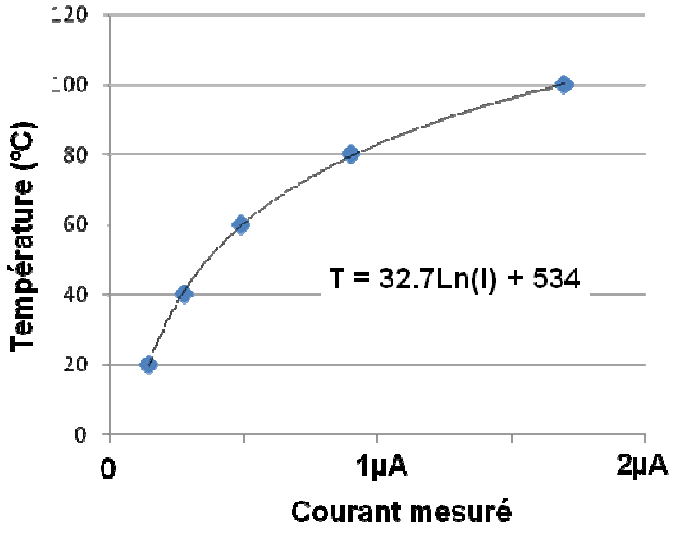


Figure II.19 : loi de variation de la température en fonction du courant mesuré.

En implémentant cette loi dans un circuit électronique d'instrumentation thermique (Figure II.20) on analyse l'évolution temporelle de la température le long d'une canalisation microfluidique de 500x100µm² [70].

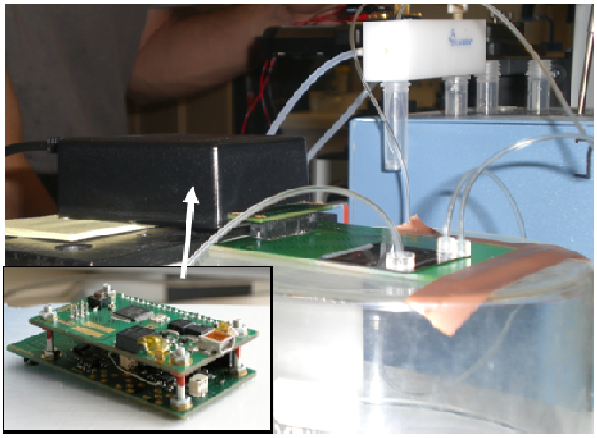


Figure II.20 : Circuit d'instrumentation thermique pour circuit micro fluidique

Nous obtenons des transitoires thermiques dont la différence est liés à la nature du substrat (silicium et Verre) (cf. Figure II.21 a et b).

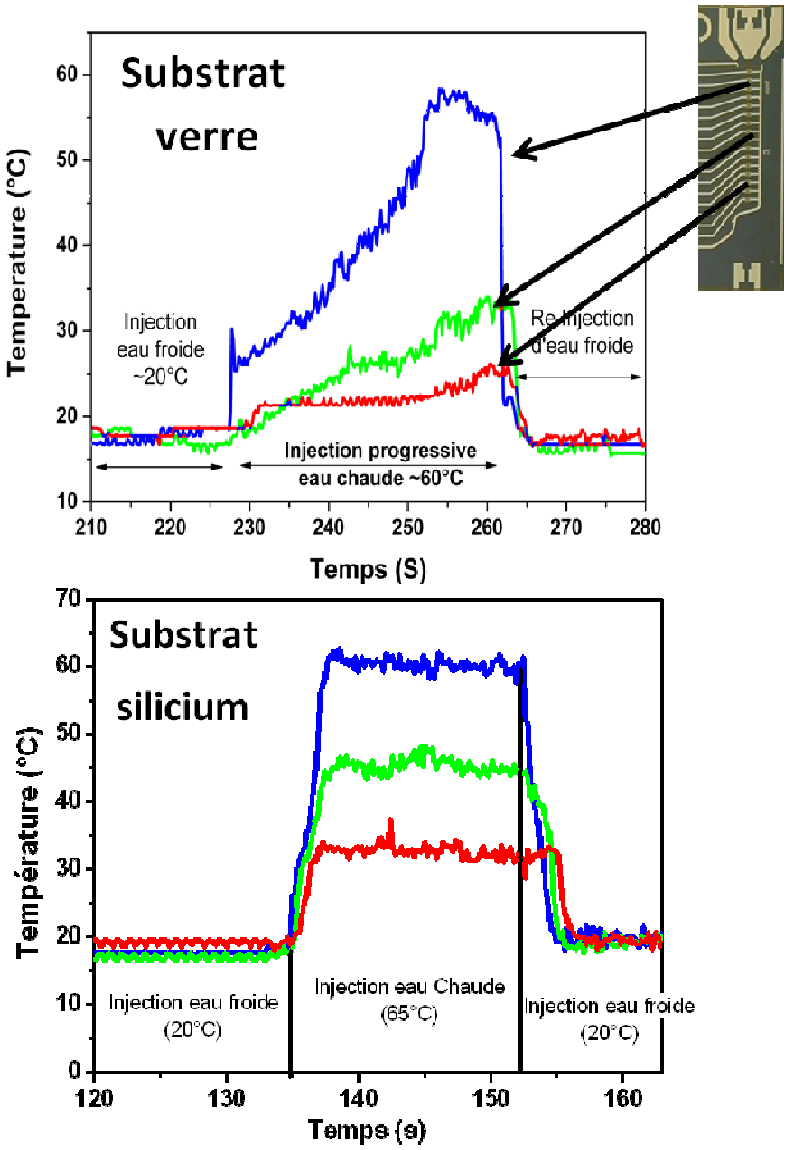


Figure II.21 : circuit d'instrumentation thermique pour circuit micro fluidique.

On retrouve bien le comportement attendu, la diffusivité de la chaleur du silicium étant nettement supérieure à celle du verre. Les transitoires observés sur silicium sont liés à l'établissement des flux (d'eau chaude dans notre cas) et non à l'inertie thermique du verre où l'on peut observer des retards à l'établissement de la température de plusieurs dizaines de secondes (~50s).

Nous ne nous pencherons pas plus sur les performances de ces capteurs et actionneurs thermiques déjà amplement étudiés, mais l'on retiendra que ces capteurs thermiques très

sensibles seront être mis à profit avantageusement dans l'instrumentation multi-physique de matériaux composites que nous développons.

II.3.3 Utilisation des TJS pour l'instrumentation mécanique

II.3.3.1 Design des capteurs

La géométrie et le design du capteur doit prendre en compte les contraintes liées à son utilisation comme l'enfouissement dans une pièce de composite carbone mais aussi les contraintes liées au packaging. La taille du capteur doit être réduite par souci de non-intrusivité dans le composite mais elle doit tout de même permettre le report sur support flexible sans trop de difficulté. Des tests préliminaires ont démontré une intrusivité très faible pour une dimension de 5mm² et environ 500µm d'épaisseur. Par conséquent nous avons fixé la taille maximale des capteurs à 5mm². L'épaisseur du substrat dépend de sa nature (280µm pour un substrat en silicium, 500µm pour un substrat en silice fondue). Toutefois un amincissement du substrat par rodage face arrière est envisageable si nécessaire. Les considérations d'intrusivité dans la matrice composite seront détaillées dans le prochain chapitre concernant le conditionnement spécifique développé pour cette instrumentation enfouie.

II.3.3.1.1 Dimensions et connectique générique

Sans recul sur la conception des capteurs pour optimiser la transduction mécano-électrique, le champ des possibilités est extrêmement large. Toutefois nous avons imaginé une connectique commune pour tous nos capteurs : nous limiterons la réalisation de supports spécifiques à chaque capteur, inutilisables si le capteur ne donne pas de résultats satisfaisants. Ainsi n'importe quel capteur peut prendre place sur n'importe quel support.

Nous avons choisi un design carré de 2,1mm de côté (cf. Figure II.22) qui correspond aux dimensions des puces réalisées à l'AIME[7] où celles-ci seront fabriquées. Chaque puce possède quatre électrodes de contact de 200×200µm. Ces électrodes peuvent être indépendantes par exemple dans le cas où deux TJS orientés dans des directions différentes sont présents sur une même puce. Dans le cas où l'on souhaite réaliser un simple dipôle les électrodes peuvent être reliées deux à deux par une bande métallique ou via le polysilicium dopé.

[7] Atelier Interuniversitaire de Micro-Electronique

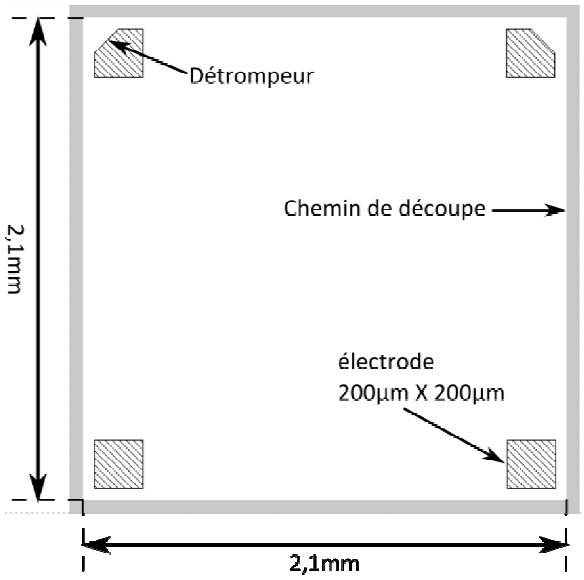


Figure II.22 : Empreinte et connectique commune à tous les capteurs.

Le biseautage des plots de la partie supérieure sont des détrompeurs utiles pour orienter correctement le composant lors du report. Comme l'illustre la Figure II.23, les capteurs sont deux à quatre fois plus petits que ceux de la génération précédente optimisée pour la mesure de température de fluide dans des Lab on chip.

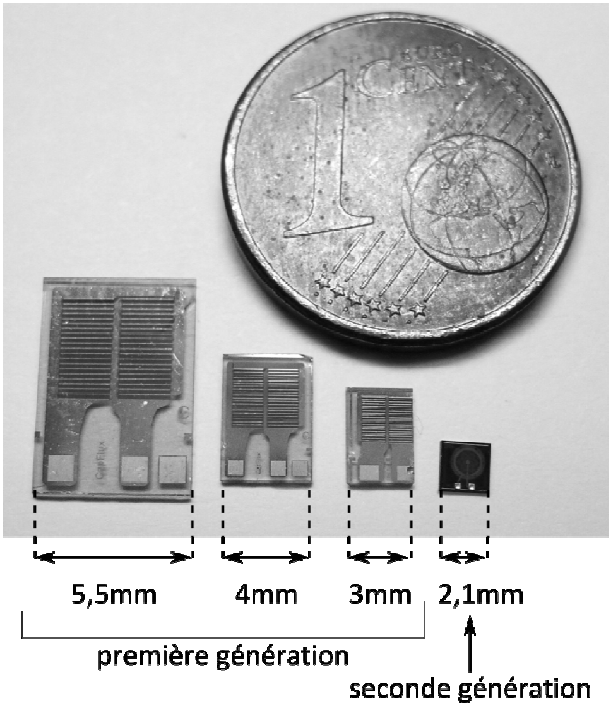


Figure II.23 : évolution des dimensions des capteurs.

II.3.4 Tests en déformation statique

Afin de déterminer quelles sont les performances de nos capteurs en déformation statique nous en avons collé sur une canne en composite carbone. Cette canne a été placée sur des cales, un serre-joint assure la déformation (cf. Figure II.24). Pour réaliser une contrainte en compression nous déformons la canne avec le capteur placé au dessus, pour les contraintes en compression la canne sera retournée pour placer le capteur en dessous.

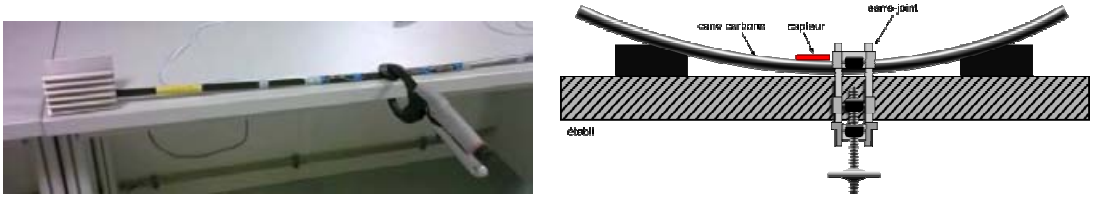


Figure II.24 : test en déformation statique du capteur sur une canne en composite carbone.

Le capteur à connectique filaire est relié à un traceur de caractéristique HP4155B char. Sur la Figure II.25 on peut observer les caractéristiques statiques des capteurs à l'équilibre puis soumis à des contraintes en tension et compression.

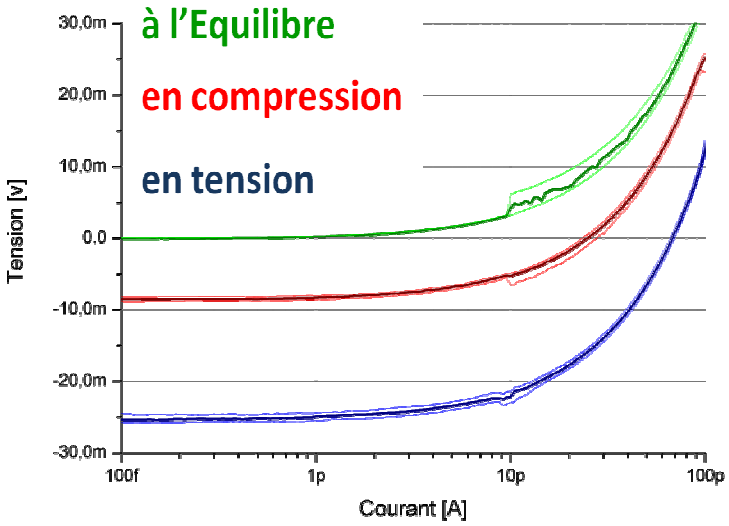


Figure II.25 : caractéristique électrique statique des capteurs TJS à soumis à des contraintes mécaniques statiques.

Ces résultats de mesures mettent en évidence une sensibilité à la déformation. Sachant qu'à très bas niveau de courant le capteur peut être considéré comme non polarisé, l'apparition d'une tension négative sous l'effet de la contrainte atteste d'une génération de charges en interne. Macroscopiquement, le substrat de verre à une structure amorphe (théoriquement sans effet piézoélectrique) mais, compte tenu des recuits à haute température

effectués, il peut présenter à l'échelle microscopique une structure cristalline, siège d'une force contre électromotrice et capable de générer des charges sous l'effet d'une contrainte.

On notera également qu'il n'y a pas de différence de signe entre la réponse du capteur contraint en tension et en compression.

Afin de pouvoir comparer les résultats obtenus avec des données connues nous avons collé une jauge de contrainte métallique à côté de notre capteur (cf. Figure II.26). Ainsi positionnés ces capteurs subissent une contrainte identique.

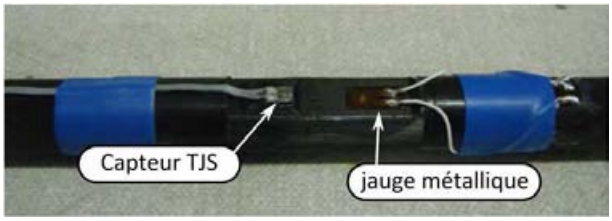


Figure II.26 : capteur TJS et jauge de contrainte métallique collées sur une canne de carbone pour des essais comparatifs en déformation statique.

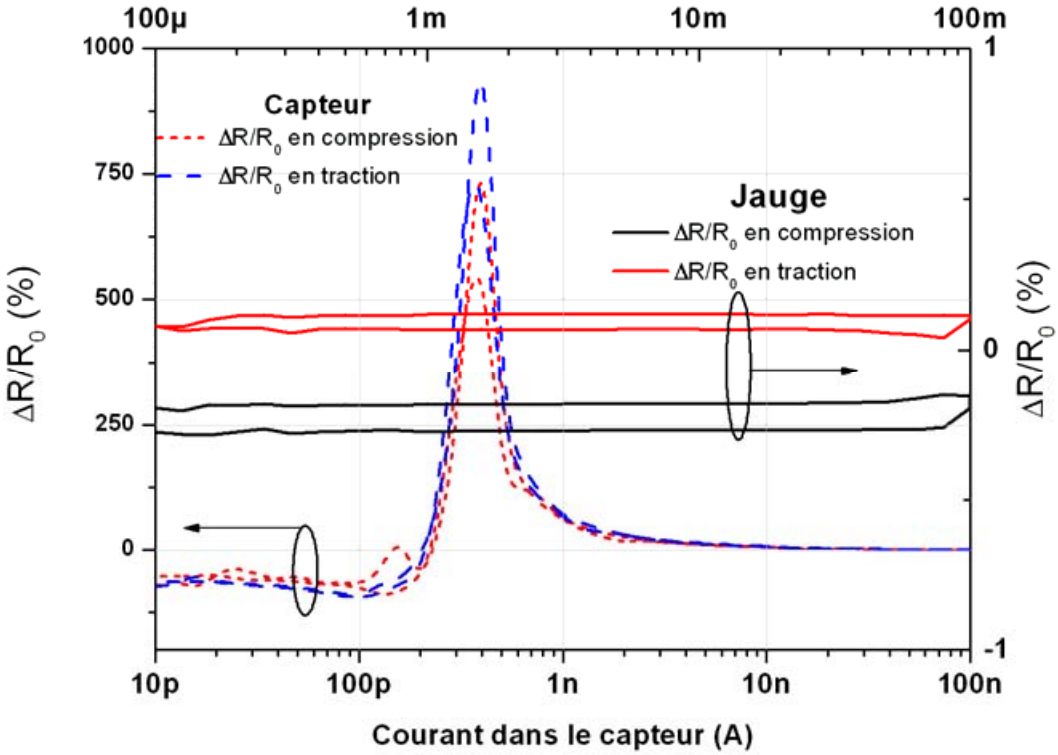


Figure II.27 : comparaisons de sensibilités entre une jauge de contrainte et un capteur TJS pour une même sollicitation mécanique.

Les courbes de la Figure II.27 représentent les sensibilités ($\Delta R/R_0$) du capteur TJS (axe de gauche) et de la jauge de contrainte (axe de droite) en fonction du niveau de polarisation en

courant. Comme attendu la sensibilité de la jauge (0.2%) n'évolue pas en fonction du courant, en revanche celle du capteur présente un pic culminant à 800% pour une polarisation de 400nA. Sachant que la contrainte subie par les capteurs est de 0.05% on peut en déduire un facteur de jauge *K* de 2 pour la jauge métallique, de 16000 pour le capteur TJS polarisé à 400pA et de 1200 pour une polarisation inférieure à 100pA. Pour l'instrumentation il semblerait logique de se placer au point de polarisation pour laquelle la sensibilité est la plus importante. Cela implique l'utilisation d'une source de courant très stable à très faible niveau. Cela implique également la calibration de chaque capteur, le point de sensibilité maximale n'étant pas forcément le même pour tous. Enfin, sachant que l'on souhaite reporter plusieurs capteurs en parallèle sur un même circuit flex il sera impossible d'accorder tous les capteurs sur le pic de sensibilité avec un même courant.

Compte tenu de cela nous choisissons de ne pas polariser ce capteur ce qui nous place à un niveau où la sensibilité est moindre (mais tout de même de 1200) mais stable sur une plage plus importante. Cet essai à été réalisé dans des conditions de déformations « idéales » mais dans un cas de fonctionnement réel les éprouvettes ne subiront jamais de déformations aussi importantes. Les signaux de transductions seront par conséquent de bien plus faible amplitude. Pour l'amplifier nous avons donc opté pour un amplificateur d'instrumentation à fort gain qui respecte les conditions de non-polarisation du capteur (très haute impédance d'entrée). Ce circuit sera détaillé dans le quatrième chapitre.

II.3.5 Mesures en Z(F)

Les premières mesures effectuées sur les capteurs, ont révélé la génération d'un signal de transduction mécano-électrique, synonyme d'un effet piézoélectrique. Comme on l'a vu dans le chapitre précédent, un composant piézoélectrique tel que les PWAS dont le modèle électrique correspond à un circuit résonnant qui présente une fréquence propre à chaque capteur pour laquelle la transduction est maximale. Cette fréquence, que l'on observe sur l'évolution fréquentielle de l'impédance, est appelée fréquence de résonnance tel que l'illustre la Figure II.28.

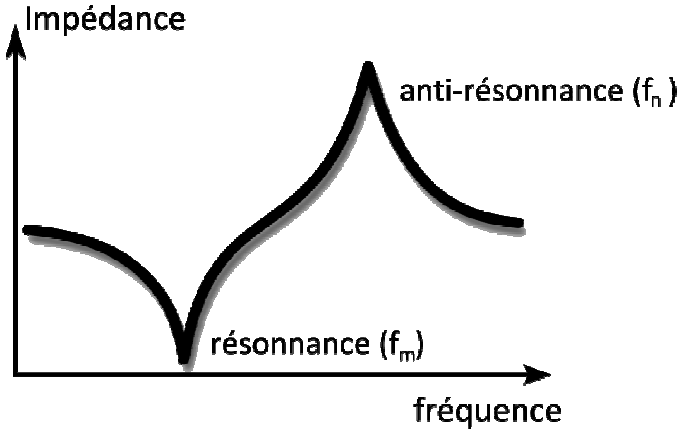


Figure II.28 : résonnance et anti-résonnance vue sur la caractéristique Z(f) d'un capteur piézoélectrique.

Dans le but de mettre en évidence un comportement semblable sur nos capteurs nous avons tracé l'évolution fréquentielle de l'impédance *Z(f)* (cf. Figure II.29)

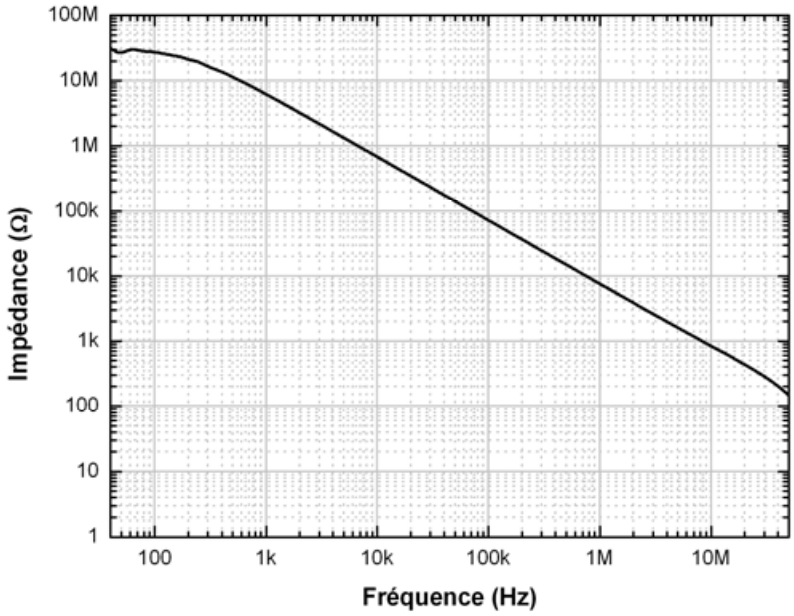


Figure II.29 : analyse spectrale de l'impédance d'un capteur TJS.

Nous avons dans un premier temps tracé cette caractéristique jusqu'à 5MHz avec l'impédancemètre Hioki IM3570, puis jusqu'a 100MHz avec un analyseur de réseau Agilent, mais aucun pic de résonnance n'apparait. Ceci ne remet pas en cause la nature piézoélectrique de notre détection à base de TJS, mais on ne fonctionnera qu'en mode non résonnant.

II.3.5.1.1 Le Design d'un capteur TJS

Plusieurs topologies du capteur TJS ont été conçues en intégrant de nombreuses variantes du design de la longueur et l'orientation des jonctions. Notre objectif, pour la transduction mécanique, est d'accroitre la longueur de jonction pour augmenter la zone de

collection des charges crées dans le substrat par effet piézoélectrique. Un compromis sera nécessaire pour limiter la conduction parasite liée aux courants de surface.

La Figure II.30 représente la conduction du courant dans un capteur TJS polarisé en continu. Dans ce cas de figure les électrodes sont reliées deux à deux par du polysilicium peu résistif dopé type N.

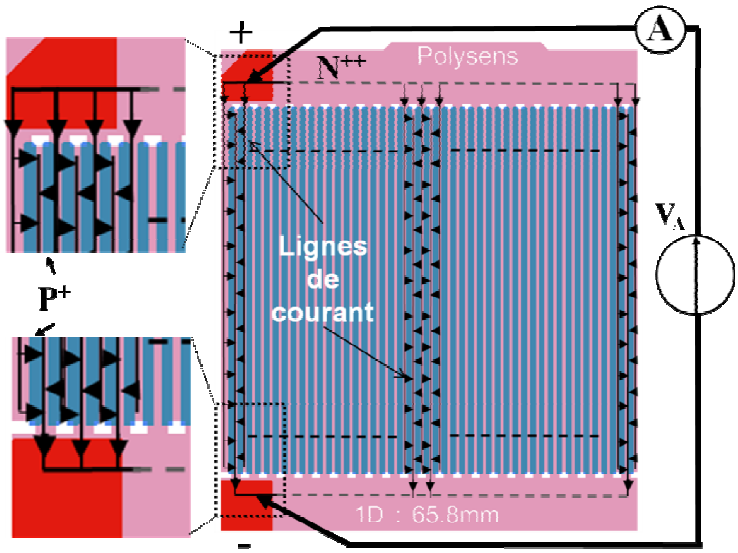


Figure II.30 : Conduction du courant dans un TJS.

Deux bandes de polysilicium type P équidistantes ont été placées verticalement. Des ouvertures réalisées dans le polysilicium forcent le passage du courant à travers les jonctions. Polarisé dans le mode de fonctionnement dit de détection (c'est-à-dire à très bas niveau) le courant traversant la jonction se répartit de manière homogène sur toute sa longueur. Ainsi, la longueur de jonction totale d'un capteur correspond à la somme des longueurs de toutes les bandes de type P (équation (II.3).

$$L_{jonction} = \sum_{n} L_n \qquad \text{(II.3)}$$

Le dessin d'un capteur TJS est présenté ci-dessous sur la Figure II.31.

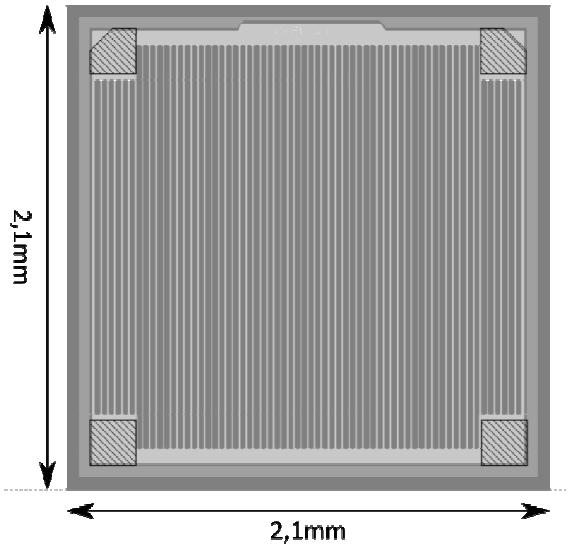


Figure II.31 : exemple de dessin capteur TJS

Pour ce capteur nous avons atteint une longueur de jonction maximale de 71mm avec une seule zone P. Puisque la mise en série de plusieurs ESS permet d'ajouter la tension et donc d'augmenter la sensibilité d'un capteur, nous avons réalisé une variante comportant deux et quatre ESS en série pour une longueur totale de jonction respectivement de 34mm et 11,2mm. Pour augmenter significativement le nombre de bandes et par conséquent la longueur de jonction, la limite de résolution du masque de diffusion, correspondant aux bandes de type P, a été évaluée ci dessous. Nous avons réduit de 20µm à 6µm : ces rubans de résines (Shipley 1813), bien définis après l'étape de révélation, souffrent de décollement lors du séchage comme l'illustre la Figure II.32.

Figure II.32 : déplacement des motifs de résine de 6µm de résolution lors du séchage du wafer.

Dans nos réalisations futures, nous conserverons une largeur de 20µm des rubans de masquage de diffusion (pour préserver les zones de type P).

II.3.6 Méthode de dépôt du polysilicium

La méthode de dépôt en phase vapeur (CVD pour Chemical Vapor Deposition) est souvent utilisée dans le cadre de la fabrication de circuits électroniques. En technologie VLSI elle permet par exemple de déposer en couche mince des matériaux comme l'oxyde de silicium ou le nitrure de silicium pour isoler électriquement deux niveaux de métal ou encore passiver la surface de la puce pour protéger le circuit de son environnement extérieur. Mais le matériau le plus utilisé avec ce type de dépôt est le silicium polycristallin ou polysilicium.

Il s'agit d'un matériau semiconducteur présentant une bonne tenue en température (>1100°C) et dont la résistivité peut être modifiée par dopage avec des éléments tels que le Bore, le Phosphore ou l'Arsenic. Ces propriétés lui permettent de dissiper de fortes densités de puissance pour réaliser des résistances chauffantes.

Ce matériau présente également de bonnes caractéristiques mécaniques. A la fois robuste et flexible il est également utilisé comme actionneur mécanique ou comme membrane dans des circuits de type MEMS.

Fortement dopé, un film de 0,5µm de polysilicium présente une résistivité électrique relativement faible, de l'ordre de 20Ω/ pour un dopage type P et de 6Ω/ pour un dopage de type N. Ceci est exploitée pour la réalisation d'électrode de grille dans la fabrication de transistors MOS ou un conducteur pour relier plusieurs niveaux de métal.

Historiquement, les premiers dépôts CVD se faisaient à pression atmosphérique dans des réacteurs verticaux ou horizontaux. Les wafers étaient fixés sur des supports chauffés par radiation grâce à une résistance ce qui présentait de nombreux inconvénients. Cette approche de dépôt limitée la réalisation collective et l'uniformité du film déposé était d'environ 10%. Pour y remédier, les réacteurs ont été mis sous vide, les wafers posés à la verticale sur des nacelles et les résistances chauffantes ont été placées sur les parois du réacteur plutôt que sur les supports des wafers. Ce procédé est appelé LPCVD pour Low Pressure Chemical Vapor Deposition. Globalement cette méthode permet d'obtenir un dépôt à basse température, uniforme et sans impuretés. Ce type de dépôt est rapide, bas coût avec un rendement élevé.

Le polysilicium est déposé par pyrolyse de silane à une température comprise entre 575°C et 650°C. La réaction chimique mise en œuvre est la suivante :

$$SiH_4 = Si + 2H_2 \qquad \text{(II.4)}$$

Le gaz, pur ou dilué entre 20 et 30% dans de l'azote est injecté dans un tube sous vide entre 0,2 et 1 Torr. Cette méthode permet de réaliser des dépôts simultanés sur 10 à 200

wafers par lot avec une uniformité inférieure à 5% avec une vitesse de dépôt comprise entre 10 et 20 nm/min.

Globalement, les paramètres influents sont la température du tube, la pression et la concentration en silane. Les paramètres tels que l'espacement des wafers ou la charge de la nacelle ont peu d'effet sur l'homogénéité du dépôt ou l'épaisseur du matériau.

La cinétique de dépôt suit une loi d'Arrhenius décrite par la relation ci-dessous :

$$R = Ae^{\frac{-qEa}{kT}} \qquad \text{(II.5)}$$

où R représente la vitesse de dépôt, où E_a l'énergie d'activation (1,7eV pour le polysilicium), T la température en Kelvins, A le facteur de fréquence, k la constante de Boltzmann ($1{,}38.10^{-23}$) et q la charge de l'électron soit $1{,}6.10^{-19}$ coulombs.

L'équation (II.5) démontre que la vitesse de dépôt croît rapidement avec la température pour se stabiliser à une valeur proche de la constante A. En effet, à température élevée la réaction chimique devient plus rapide que la vitesse à laquelle le silane arrive en surface du wafer. De ce fait, une température plus élevée ne se traduit plus par une augmentation de la vitesse de dépôt. On dit alors que la réaction est limitée par le transfert de masse. Les dépôts effectués en régime de limite de transfert de masse dépendent de l'écoulement du gaz, de la concentration en éléments réactifs et de la géométrie du réacteur. A l'inverse, lorsque la vitesse de réaction est inférieure au débit de gaz la concentration en éléments réactifs et la température jouent un rôle prépondérant et l'on est limité par la réaction de surface. Il assure un bon recouvrement des matériaux et une bonne uniformité du dépôt et dans nos dépôts se feront dans ce régime.

L'état structurel du polysilicium après dépôt dépend fortement de la nature des dopants (s'il y en a) et de la température. Le matériau déposé est amorphe en dessous de 575°C, au-delà de 625°C il présente une structure colonnaire. Nous avons effectué nos dépôts à 585°C, le résultat obtenu est donc majoritairement amorphe.

Il est cependant possible de rendre polycristallin un matériau amorphe grâce à un recuit à haute température dont les paramètres dépendent du type de dopants utilisés. Selon S.M Sze [71] du silicium amorphe fortement dopé au phosphore recuit entre 900°C et 1000°C pendant 20min devient polycristallin avec une taille de grains moyenne variant entre 0,5 et 1µm. l'emploi d'un dopage par diffusion de phosphore à 1000°C garantit l'obtention d'un film polycristallin très fortement dopé ($>10^{21}$ at/cm^3).

II.3.7 Etude du dopage du polysilicium

La création de jonction Zéner nécessite un dopage du polysilicium de type N et P : un dopage N de très haut niveau pour garantir une résistivité minimale du film et de l'interface métal/semiconducteur (contact ohmique) et un dopage de type P, de niveau plus réduit pour ajuster les caractéristiques de la jonction Zéner. L'extension de la charge d'espace dépendra seulement du niveau de dopage de la zone P. L'implantation ionique garantit un contrôle précis de la quantité d'ions Bore insérés dans le polysilicium.

II.3.7.1 Dopage par diffusion

Parmi les différentes méthodes de dopage, nous avons retenu pour les régions de type N^{++}, la diffusion thermique qui permet d'intégrer les atomes de phosphore et d'améliorer l'état cristallin du polysilicium. Cette étape thermique de diffusion à 1000°C, utilise une couche d'oxyde très riche en phosphore comme réservoir d'éléments dopants et se décompose en trois étapes :

Un flux d'oxygène (0,1 l/min) mélangé à de l'Azote (2 l/min) est injecté dans le tube pendant toute la durée du processus excepté pour l'étape de recuit. Pendant les cinq premières minutes il permet la croissance d'une fine pellicule d'oxyde à la surface du polysilicium.

Puis, lors des cinq minutes suivantes, 25mg de $POCl_3$ sont ajoutés au gaz oxydant. La croissance d'oxyde se poursuit et une importante quantité de phosphore s'y incorpore.

Après arrêt du $POCl_3$, le gaz oxydant purge le tube des résidus de phosphore tout en prolongeant l'oxydation (oxyde de prédépôt). Enfin les échantillons sont recuits sous une atmosphère d'azote pendant 45 min.

Du point de vue dopage, l'énergie thermique apportée sert d'une part à la diffusion du phosphore dans le polysilicium, à l'activation des atomes de bore implantés précédemment et enfin à la reconstitution des mailles cristallines dans les grains de polysilicium. La quantité d'éléments dopants présents dans le matériau se rapproche de la solubilité limite du polysilicium. La résistivité qui en résulte est minimale mais la diffusion latérale, mal maîtrisée, peut atteindre plusieurs microns limitant ainsi la réduction des dimensions des composants.

Du point de vue matériau, l'étape de dopage sert de recuit de cristallisation. En effet comme nous l'avons évoqué dans le paragraphe II.3.6 le polysilicium que nous avons déposé est amorphe. Selon Sze, un recuit de 900°C pendant 30 min est suffisant pour rendre polycristallin un silicium amorphe dopé au phosphore. Dans notre procédé de fabrication, l'étape de diffusion à 1000°C pendant 60min garantira la structure polycristalline de notre couche active.

II.3.7.2 Dopage par implantation ionique

Le dopage par implantation ionique utilise un faisceau directionnel créé par l'accélération d'ions à haute énergie (plusieurs dizaines de kV), ce qui présente certains avantages. Le faisceau produit est d'une très grande pureté car les ions sont triés en fonction de leur masse par le dispositif d'accélération et de tri magnétique. La diffusion latérale est très réduite et donc les dimensions des zones de type P et N sont respectées et l'on peut réduire la taille du capteur. Mais l'avantage majeur reste le contrôle précis de la dose d'impuretés injectée dans le matériau et donc le dopage correspondant.

La projection des ions dans le matériau implique des collisions avec les atomes de silicium, ce qui provoque la destruction de la maille cristalline. De plus les ions présents dans le matériau après implantation ne sont pas électriquement actifs. Un recuit thermique sera nécessaire pour recréer la maille cristalline et permettre aux atomes dopants de migrer de sites interstitiels vers des sites substitutionnels. Dans notre processus cette activation thermique sera assurée par l'étape de diffusion thermique décrite dans le paragraphe II.3.7.1.

Les paramètres d'implantation pertinents sont la dose d'ions dopants et l'énergie d'accélération. Dans le cas particulier du polysilicium, comme nous le démontrerons ultérieurement, la dose implantée est liée au dopage visé par la relation suivante :

$$N_{(niveau\ de\ dopage)} = \frac{D_{(dose\ implantée)}}{E_{(épaisseur\ matériau)}} \qquad \text{(II.6)}$$

L'énergie permet de contrôler la profondeur moyenne de pénétration des ions dopants et une étude sera présentée par la suite.

II.3.7.2.1 Etude du procédé d'implantation et du recuit de redistribution

Notre étude s'est limitée aux éléments retenus pour les dopages type P et type N : Bore et Phosphore. L'atome de Bore, plus petit que l'atome de phosphore, pénètrera donc plus profondément dans la structure polycristalline avant d'entrer en collision avec les atomes de

silicium. Les simulations d'implantation, réalisées avec le logiciel Athéna de Silvaco, illustrent bien cette tendance (cf. Figure II.33). Globalement les pics de concentration en Bore pénètrent deux fois plus profondément que ceux de Phosphore.

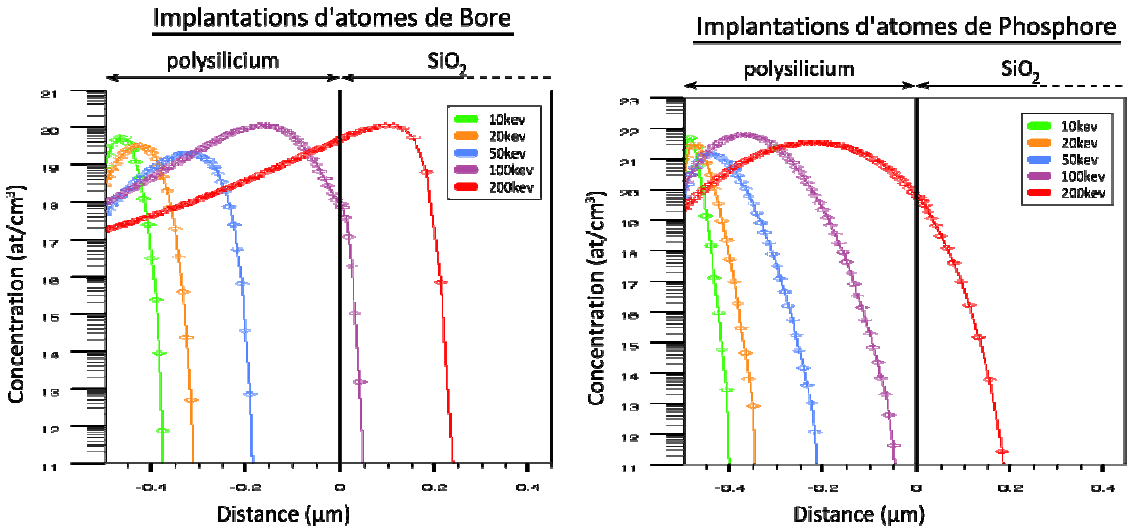


Figure II.33 : profils de dopage après implantation ionique a Bore (à gauche) et b Phosphore simulés sous Silvaco.

Dans ces simulations, nous avons considéré des implantations de Bore et de Phosphore dans un film de 0.5µm d'épaisseur de polysilicium déposé sur une couche d'oxyde de silicium. Pour évaluer la profondeur de pénétration des atomes, l'énergie d'implantation vaut successivement 10, 20, 50, 100 et 200kev. Il convient toutefois de garder des réserves sur les résultats de simulation technologique. En effet, la taille des grains du polysilicium et leur orientation est aléatoire et dépend de l'équipement utilisé et des conditions de dépôt. La mise en place d'un modèle mathématique générique et fiable est, par conséquent extrêmement difficile.

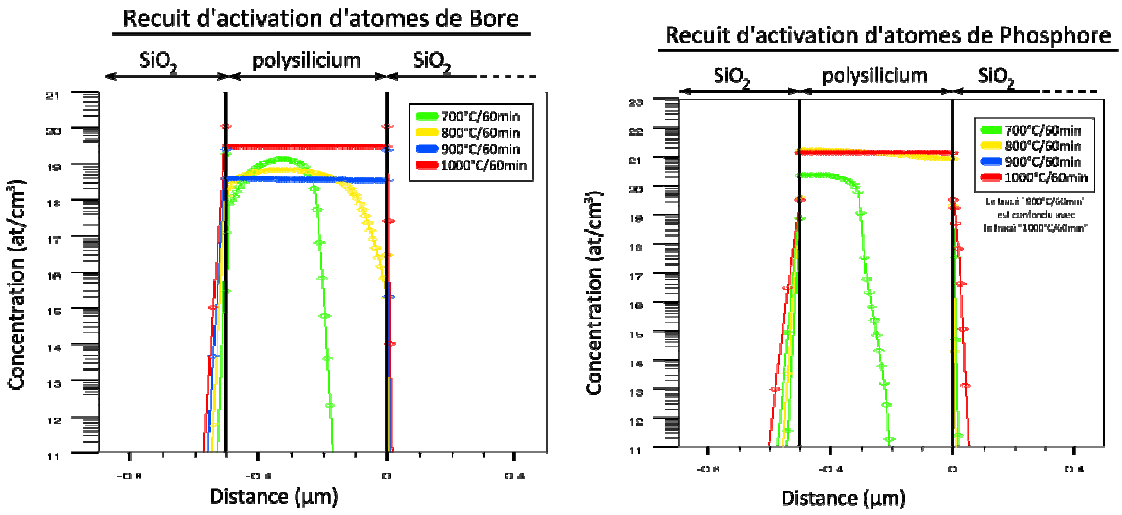


Figure II.34 : effet du recuit sur le profil de dopage Bore et phosphore

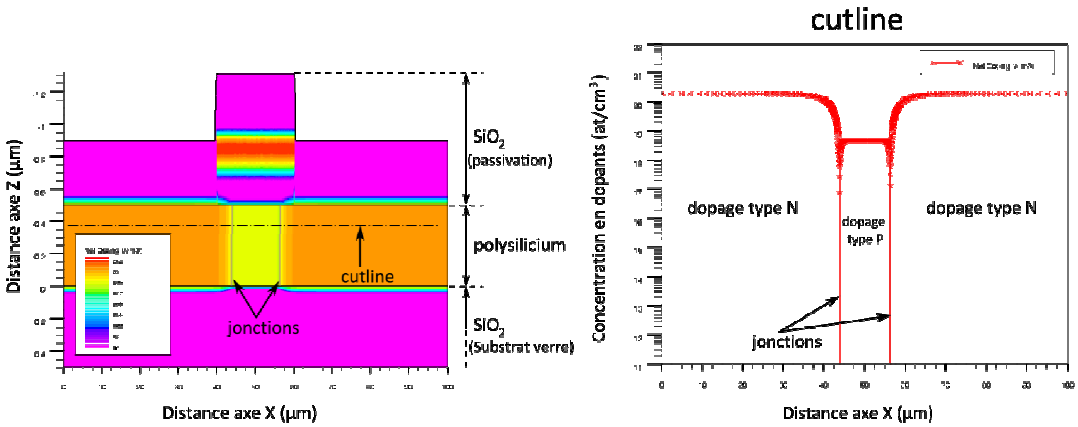


Figure II.35 : simulation 2D du profil de dopage Bore et phosphore.

Pour vérifier ces résultats obtenus par simulation, une mesure par spectromètre de masse d'ions secondaires (SIMS) du profil d'atomes dopants a été réalisée et présentée sur la figure II.29. Une dose de D = 2.10^{15} cm^{-2} de Bore a été implantée avec une énergie de 50keV dans une couche de polysilicium de 1µm d'épaisseur, suivit d'un recuit d'activation d'une heure à 1000°C sous azote.

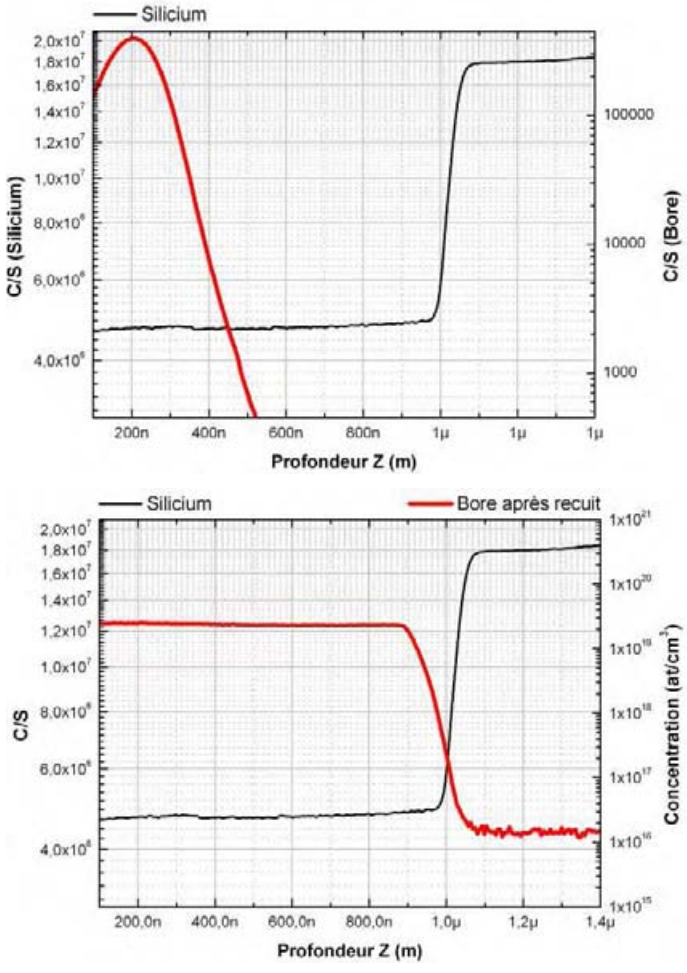


Figure II.36 : profils de dopage Bore réalisés par SIMS. a) après implantation et b) après recuit.

Conformément à la simulation précédente, le pic de concentration en dopants après implantation est bien localisé à 0.2µm de la surface et on est loin de doper toute l'épaisseur du film de polysilicium.

Du plus, on notera l'uniformité en dopage suivant l'épaisseur, due aux très forts coefficients de diffusion des dopants (bore et phosphore) dans le polysilicium. Leur valeur est supérieure d'environ deux ordres de grandeur aux valeurs couramment rencontrées dans le silicium.

Enfin, la valeur de la concentration en dopant est d'environ 2.10^{19} at.cm^{-3} est bien conforme à celle déduite de la relation (II.6).

Le choix du film en polysilicium comme semiconducteur se justifie par la volonté d'éviter les jonctions cylindriques et sphériques présentes dans les dispositifs classiques réalisés sur substrat de silicium monocristallin. Ces jonctions de surface, liées au gradient du profil de dopage en surface, introduisent des seuils de claquage précoces et souvent non contrôlés. Dans un matériau massif (homogène), la résistivité du matériau est donnée par les relations suivantes :

$$\rho_n = q \times N_D \times \mu_n \qquad \text{(II.7)} \qquad\qquad \rho_p = q \times N_A \times \mu_p \qquad \text{(II.8)}$$

Avec ρ_n et ρ_p la résistivité des zones N et P, q la charge de l'électron, N_A et N_D la quantité d'ion donneurs et accepteurs, μ_n et μ_p la mobilité des électrons et des trous.

En présence d'un gradient de concentration de donneurs et d'accepteurs (N_D et N_A) il faut prendre en compte une variation de la concentration et de la mobilité selon la profondeur (z) dans la couche. Les équations (II.7) et (II.8) deviennent alors :

$$\rho_n(Z) = q \times N_D(Z) \times \mu_n(Z) \quad \text{(II.9)} \qquad\qquad \rho_p(Z) = q \times N_A(Z) \times \mu_p(Z) \quad \text{(II.10)}$$

Le polysilicium en couche mince encapsulé dans un matériau isolant, le SiO_2 dans notre cas, force le passage du courant à travers la jonction. Les mesures effectuées par SIMS (cf. Figure II.36) sur un échantillon de polysilicium implanté de type P passivé et recuit pendant 60 min à 1000°C mettent en évidence un profil de dopage parfaitement uniforme sur toute l'épaisseur de polysilicium, qui se traduira par la réalisation de jonctions planes.

II.3.8 Description du procédé de fabrication

Nous avons amplement présenté précédemment, les performances des TJS polysilicium pour la détection thermique et mécanique. Il présente également l'intérêt d'être déposable sur plusieurs autres types de substrat (silicium, verre, SiC etc.) [13], [72]–[79]. Lorsque le capteur est polarisé à bas niveau [0.1pA à 100µA], le courant circule en surface du polysilicium. Aux niveaux de courant les plus faibles, des conductions parasites deviennent inévitables à travers les matériaux isolants et leur contribution ne sont plus négligeables et affecteront la planché de détectivité. Pour minimiser ces phénomènes parasites, il conviendra de nettoyer soigneusement la surface du substrat sur lequel est déposé le polysilicium. Si celle-ci est conductrice ou semiconductrice (silicium ou SiC) une passivation préalable (SiO_2, $SiN_{X,}$) est nécessaire.

Dans le cas que nous présentons, les capteurs sont réalisés sur un substrat de silice fondue. Ce matériau étant un excellent isolant électrique, on se contentera de nettoyer la surface dans une solution chimique appelée « attaque piranha » (H_2SO_4 + H_2O_2) pour retirer les impuretés et contaminations organiques. Vient ensuite le dépôt d'une couche de polysilicium (0,5µm d'épaisseur) dans un four de dépôt L.P.C.V.D. (Low Pressure Chemical Vapor Deposition) à 605°C pendant 60min (cf. Figure II.37a).

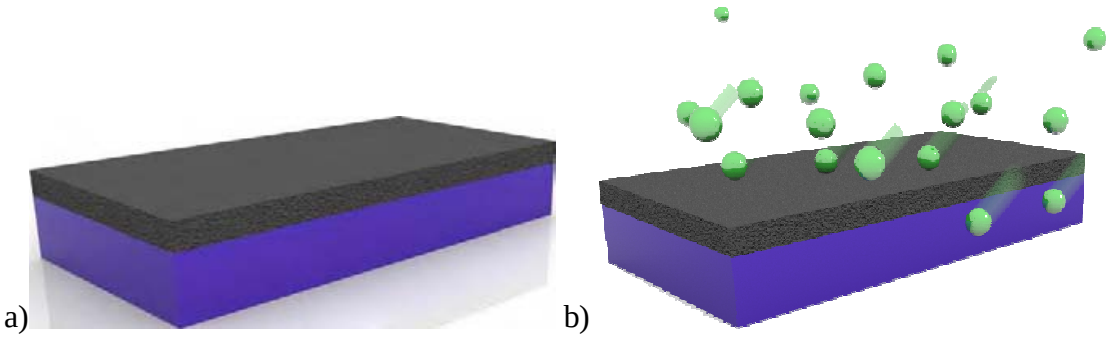


Figure II.37 : a) dépôt LPCVD de 0,5µm de polysilicium, b) Implantation pleine plaque d'atomes de bore

Le polysilicium déposé, non intentionnellement dopé (intrinsèque), nécessite pour la réalisation de jonctions de type P^+/N^{++} deux étapes de dopage successives. Dans un premier temps, l'élément dont la concentration est la plus faible est implanté sur l'ensemble du wafer (cf. Figure II.37b). Dans notre cas ce sera le Bore pour obtenir un dopage de type P^+. A ce stade du process les atomes implantés ne sont pas encore électriquement actifs.

Le dopage localisé de type N^{++} est réalisé par diffusion thermique de Phosphore à travers un masque d'oxyde de silicium représenté sur la Figure II.38a. Pour réaliser le masque de diffusion, on commence par une oxydation sèche du polysilicium à 900°C pendant 1h pour

obtenir 20nm de SiO_2 suivit d'un dépôt par LPCVD d'une couche de 0,25µm de SiO_2. Après photolithographie d'une résine positive une attaque chimique aqueuse par buffer HF permet d'ouvrir les zones que l'on souhaite dopée par diffusion. Enfin, le masque de résine est ensuite dissout à l'acétone et les derniers résidus sont éliminés dans un bain Piranha.

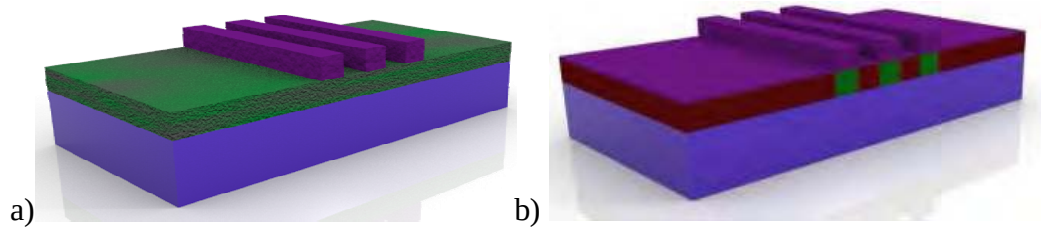


Figure II.38 : a) dépôt LPCVD d'oxyde de silicium, puis gravure chimique du masque de diffusion, b) diffusion de phosphore, et redistribution des atomes de Bore protégés par le masque.

Cette diffusion de phosphore assure simultanément le dopage N^{++} du polysilicium, la redistribution du Bore dans les zones implantées bore protégées par le masque d'oxyde et la recristallisation du polysilicium (cf. Figure II.38b). De plus amples détails sur cette étape sont donnés dans le paragraphe II.3.7.1.

Les jonctions $P^{+}N^{++}$ dans le polysilicium sont à présent réalisées et après le retrait du masque d'oxyde, chargé en phosphore, nous procédons à la délimitation des motifs en polysilicium (cf. Figure II.39) par gravure ionique réactive de SF_6. Cette gravure dite sèche est anisotrope et garantit des flancs de gravure verticaux et le respect des côtes du masque de photolithographie.

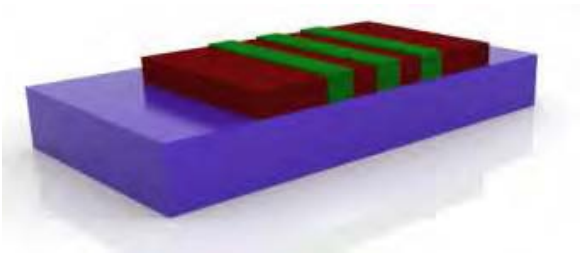
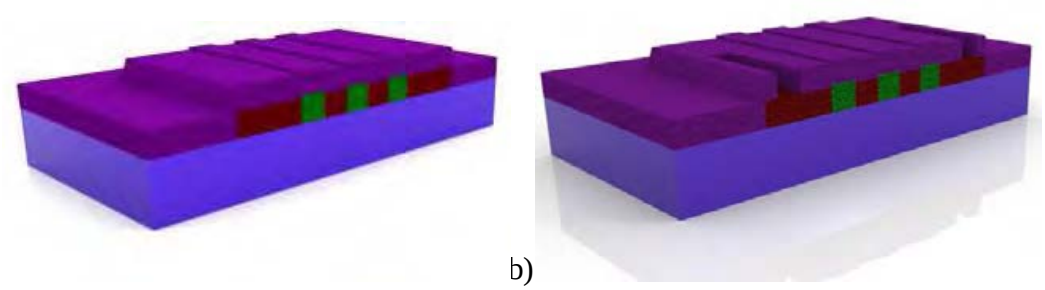


Figure II.39 : gravure sèche du polysilicium.

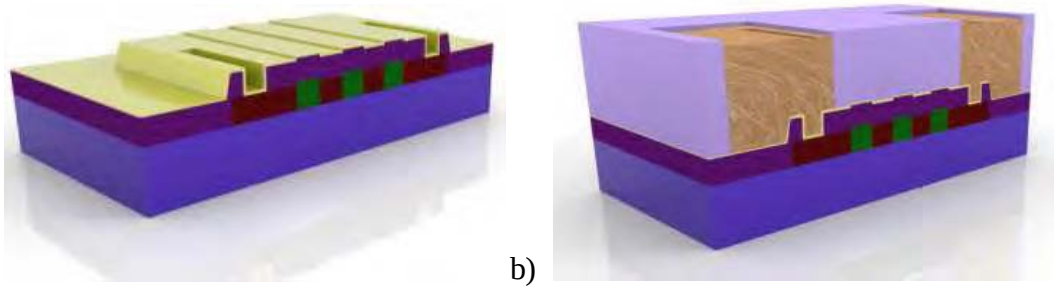
Les étapes suivantes concernent l'ouverture des zones de contact et la réalisation des plots de contact métalliques. Compte tenu de la forte sensibilité des capteurs tunnel, la surface du polysilicium doit être passivée pour le protéger de l'environnement. Cette passivation correspond à un dépôt LPCVD de 0.5µm d'oxyde (cf. Figure II.40a). Dans cet isolant, nous ménageons des ouvertures de contact par photolithographie suivie d'une gravure aqueuse au buffer HF (cf. Figure II.40b).



a) b)

Figure II.40 : a) dépôt de 0,25µm d'oxyde de silicium pour passivation de la surface, b) gravure chimique des ouvertures de contacts.

Une métallisation bi-couche de Titane-Or, respectivement de 50nm et 300nm, est ensuite déposée par évaporation sur toute la surface du wafer. (cf. Figure II.41). Cette métallisation va servir de base pour la croissance électrochimique des électrodes en cuivre (ceed layer).



a) b)

Figure II.41 : a) dépôt de la couche métallique Titane-Or, b) dépôt électrolytique de cuivre dans le moule de résine.

Un film de résine photosensible, de 50µm d'épaisseur, est solidarisé à la surface par lamination. Par photolithographie des ouvertures du moule ménagées pour permettre le dépôt électrolytique des électrodes. Ces ouvertures vont ensuite être remplies par croissance électrolytique de cuivre. (cf. Figure II.41b).

Après le retrait du moule de résine, nous allons retirer par attaque chimique les deux couches métalliques en excès c'est-à-dire tout le métal qui ne se trouve pas sous l'électrode de cuivre.

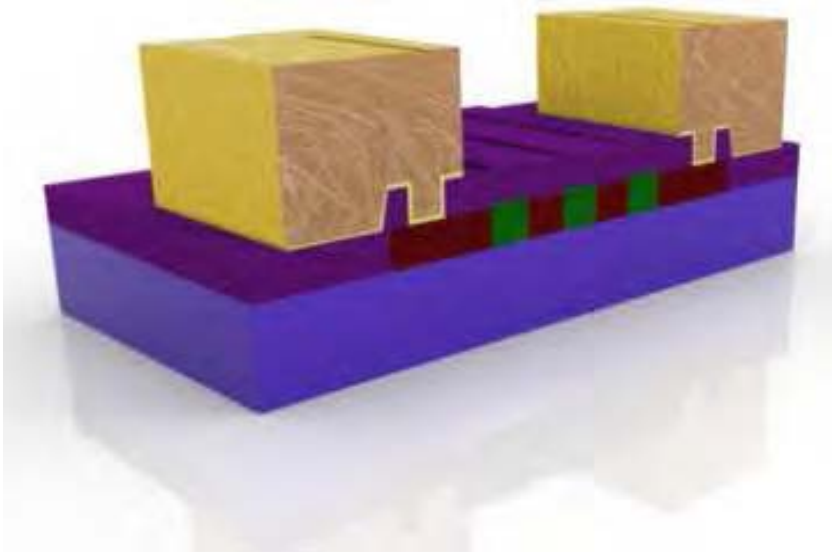


Figure II.42 : flash d'or sur les plots de cuivre.

Enfin, pour éviter l'oxydation du cuivre et faciliter le report des puces, l'électrode de cuivre est recouverte d'une fine pellicule d'or de 10nm par électrolyse (cf. Figure II.42). La fabrication des puces terminée, il ne reste plus qu'à découper le wafer à la scie diamantée pour individualiser les capteurs et passer à la phase de conditionnement (packaging) qui sera détaillée dans le prochain chapitre. On notera que l'ensemble de ces étapes technologiques est compatible avec un procédé CMOS à grille polysilicium. Dès lors, il devient concevable de réaliser sur la même puce le capteur TJS et son circuit analogique de prétraitement (préamplification et filtrage) pour accroitre les performances de ce capteur.

II.3.9 Problème du masquage lors de la diffusion de phosphore

Au cours des premiers processus technologiques, le masque de diffusion était constitué d'une simple couche de SiO_2 déposée par LPCVD sur le film de polysilicium. L'analyse des caractéristiques I(V) des composants réalisés met en évidence une conduction d'un courant de fuite important, fluctuant et aléatoire d'un motif à l'autre.

Ceci induit une valeur très réduite de la résistance de fuite rendant indécelable tout signal de transduction mécanique. Pourtant, nous avons préalablement testé l'efficacité du masquage de diffusion, en déposant sur l'intégralité de la couche de polysilicium non dopée, une couche d'oxyde LPCVD. Après avoir placé le wafer pendant cinq heures à 1100°C dans le four de diffusion de phosphore, nous avons attaqué l'oxyde et procédé à une mesure quatre pointes de la résistivité de la couche de polysilicium. L'incapacité de l'équipement à mesurer le courant, et donc la résistivité, traduisait l'absence de dopage de phosphore dans le

polysilicium. Ce test nous a, dans un premier temps, fait conclure à la pertinence de notre choix de matériau de masquage. La présence fréquente de courants de fuite importants, nous a amenée à reconsidérer cela. Après avoir exploré plusieurs pistes sans résultats, nous avons soupçonné un décollement de la périphérie du masque de SiO_2, probablement associé à des mécanismes de diffusion accélérée dû aux très fortes contraintes à l'interface SiO_2/PolySi (liées à la dilatation thermique différentielle pendant l'étape de diffusion). Le masque étant partiellement décollé, une petite quantité de phosphore diffuse en surface des zones censées être protégées et ce dopage très superficiel, crée un canal propice au passage du courant en surface du polysilicium alors que la barrière de potentiel l'interdit (cf. Figure II.43).

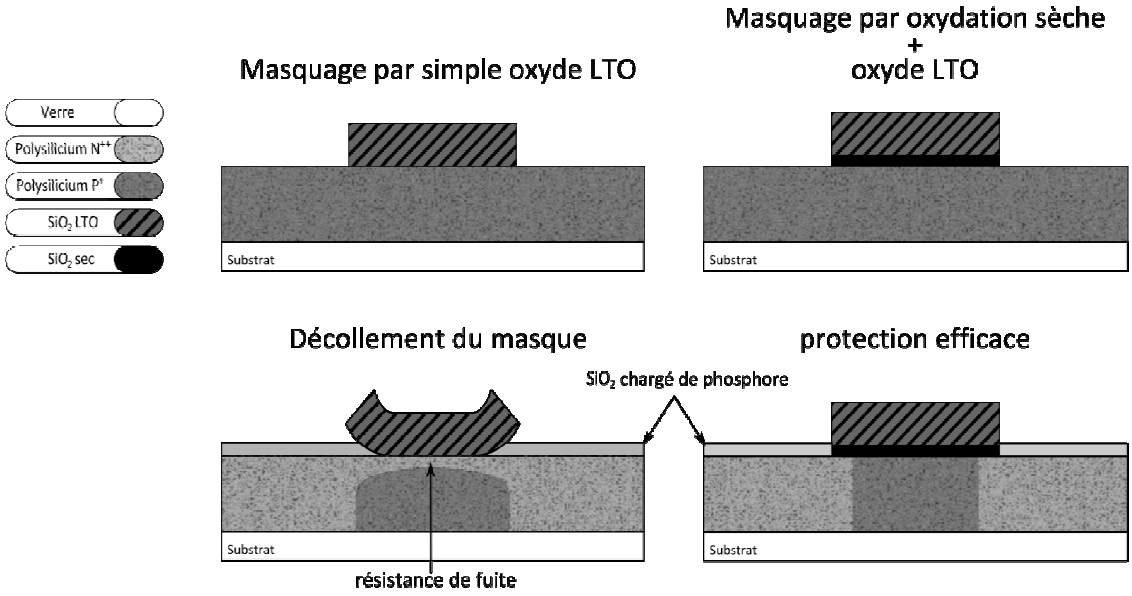


Figure II.43 : améliorations du procédé de masquage : simple dépôt de SIO2 LPCVD (en haut), utilisation d'une oxydation sèche du polysilicium comme couche d'accroche pour le masque de SIO2 LPCVD (en bas)

Pour tenter d'y remédier, nous avons procédé à une étape d'oxydation sèche avant l'implantation et le dépôt de l'oxyde LPCVD. La force d'adhérence de cette couche d'oxyde thermique est bien supérieure à celle d'un oxyde LPCVD. Cela contribue à une meilleure tenue du masque et par conséquent évite cette diffusion latérale indésirable. Les caractérisations électriques *V(I)* statiques des composants ont été réalisées sous pointes, avec la station « Cascade ». Cet équipement, entièrement blindé, permet de mesurer des niveaux de courant jusqu'à 1fA en s'affranchissant des perturbations électromagnétiques extérieures. Les mesures sont effectuées dans le noir pour éviter les photocourants parasites à bas niveau. Comme l'illustre la caractéristique *I(V)* de la Figure II.44, grâce à ce nouveau masquage, on note une réduction significative des courants de fuite à bas niveaux de courant et la résistance de fuite R_f passe d'environ 10kΩ à plus de 30MΩ.

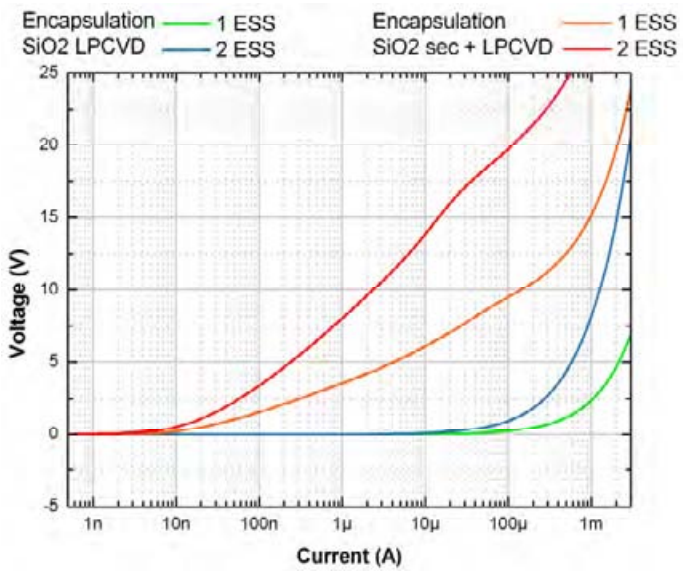


Figure II.44 : caractéristique V(I) d'un composant avec un et double simple masque de SiO2 LPCVD.

Comme le montre la Figure II.45, l'évolution du rapport *V/I(I)* de nos ESS avec un, deux et quatre zones P, est conforme à nos attentes.

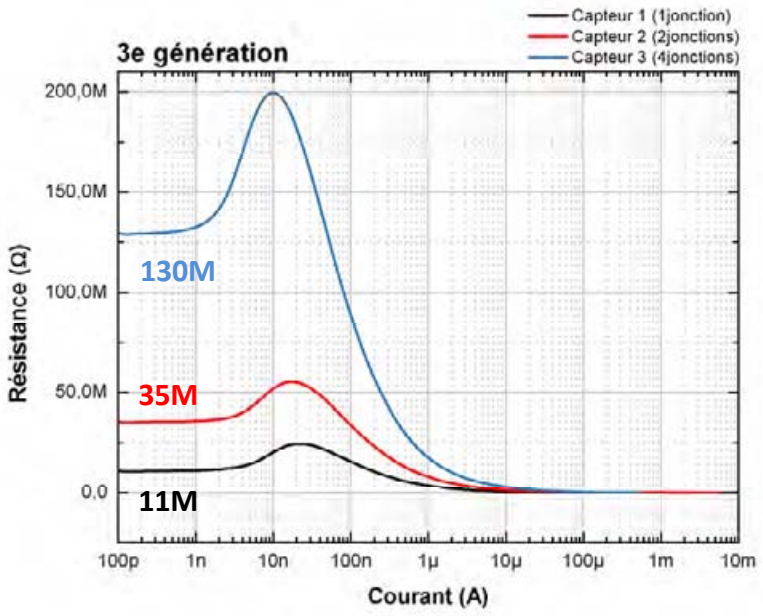


Figure II.45 : caractéristique V/I(I) d'un composant obtenu grâce à un procédé de masquage amélioré.

L'augmentation de la résistance de fuite de 11 à 130MΩ est due non seulement à l'augmentation du nombre d'éléments à seuil en série, mais aussi à la réduction de la longueur de la jonction qui passe de 71 à 11,2mm respectivement un et quatre ESS.

II.3.10 Reproductibilité du process

Pour vérifier la reproductibilité du process de fabrication et donc des caractéristiques électriques de nos capteurs, nous avons superposé sur la Figure II.46 la caractéristique *V(I)* de dix composants de même design provenant du même wafer. Les caractéristiques présentent la même tendance et les valeurs de tension relevées sont proches.

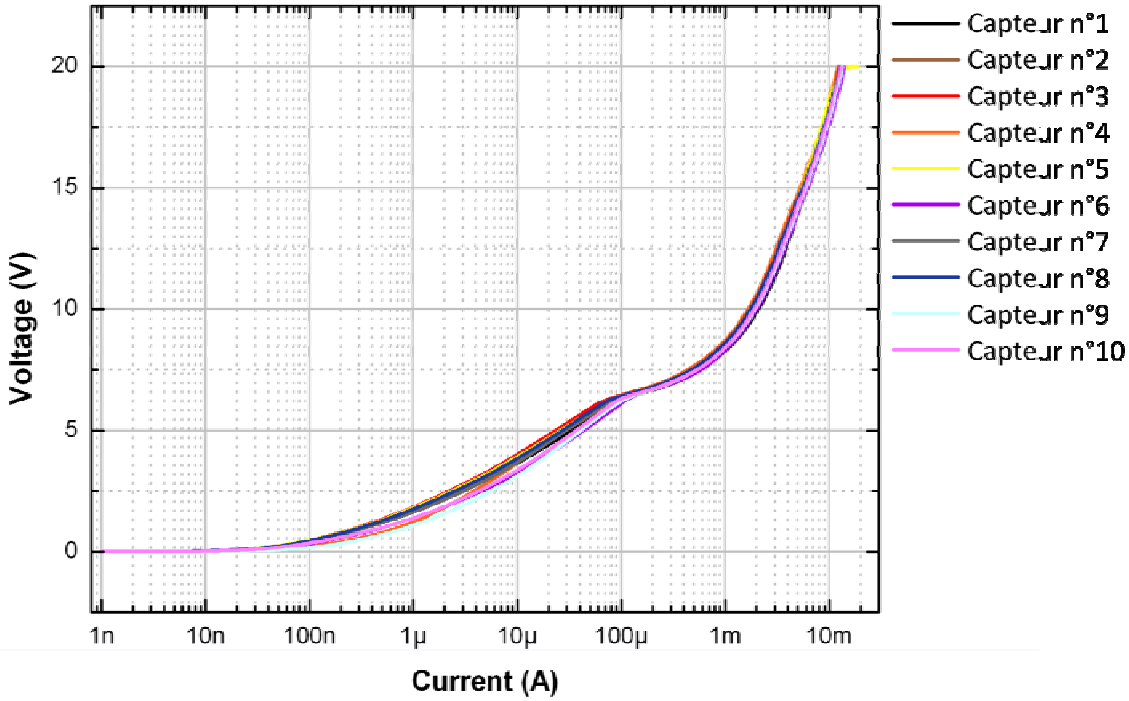


Figure II.46 : reproductibilité des puces réalisées en salle blanche.

La dispersion moyenne est inférieure à 20% pour une plage de courants allant de 1nA à 2µA, de 10% sur une plage de 2µA à 50µA. Pour une polarisation supérieure à 50µA, ce qui correspond à l'entrée dans le mode de conduction en volume, la dispersion est quasi-nulle. Ces mesures valident la bonne reproductibilité de notre procédé de fabrication et nous permettent d'utiliser les composants dans un réseau de capteurs.

II.3.11 Microscopie à émission lumineuse

La microscopie à émission lumineuse, aussi appelée photoémission, fut d'abord utilisée comme technique de localisation et d'analyse de défaillance pour les circuits intégrés [80]. Il s'agit de détecter les photons liés à des phénomènes physiques et émis depuis différentes parties du composant.

On peut distinguer deux grandes familles de photons :

Les photons générés par des collisions de porteurs accélérés par un champ électrique

- Fuite dans une diode polarisée en inverse
- Diode polarisée en inverse dans la zone d'avalanche
- Transistor bipolaire en régime non saturé
- Fuites dans les oxydes
- Transistor MOS en saturation

Les photons générés par recombinaisons radiatives de paires électron-trou

- Diode en direct
- Transistor bipolaire en mode saturé
- Thyristor à l'état passant et latch-up

Nous avons polarisé nos composants en continu dans les modes de conduction de surface et de volume et visualisé les photons émis par la structure. Comme on peut le voir sur la Figure II.47, un TJS polarisé en mode surfacique ne génère pas assez de photons pour permettre la détection propre par la caméra.

Figure II.47 : photoémission d'un TJS (à gauche), polarisé à 1mA (au centre) et à haut niveau (~30mA) à droite.

Dès que l'on polarise au-delà de 1mA (en conduction volumique) on commence à apercevoir une émission lumineuse. Il faudra monter à haut niveau pour bénéficier d'une émission réellement détectable.

Sur la photo de droite on remarque des spots lumineux provenant de points de focalisation du passage du courant. Notre principe de détection est basé sur une circulation uniforme du courant dans les jonctions qui permet la collection des charges générées par le substrat cependant la focalisation du courant est favorisée par l'application d'un champ électrique élevé. Même si la visualisation de l'effet de passage du courant dans les jonctions n'est pas visible à très bas niveaux, la répartition doit être plus homogène en conduction surfacique. Cela conforte notre confiance dans l'aptitude des capteurs TJS à bien collecter les

charges générées dans le substrat pour permettre une détection mécano-électrique performante.

II.4 Conclusions :

Au début de ce chapitre, nous avons justifié l'emploi des TJS pour la réalisation de nouveaux transducteurs ultra sensibles aux micro-vibrations mécaniques, mais aussi à la température. La détection que nous avons retenue est basée sur la conduction tunnel dans la diode Zéner sous fort champ électrique.

Nous avons commencé par analyser les différents modes de conduction :

Sans polarisation externe ou à très bas niveau de courant (<1nA) on observe une conduction parasite, modélisable par une résistance de fuite de plusieurs dizaines de Méga Ohms. Dans ces conditions, les régions N et P de part et d'autre de la jonction PN forment des électrodes séparées par une charge d'espace de quelques nanomètres. Nous pensons que cette configuration est propice à la collection de charges électriques générés dans le substrat diélectrique (la silice fondue dans notre cas). Même si la silice est amorphe, elle peut être localement micro cristalline et être le siège d'un effet piézoélectrique. Ces charges sont collectées puis stockées dans la capacité de la jonction non polarisée et par la suite peuvent être mesurée à l'aide d'un microvoltmètre à très haute impédance.

A bas niveau de courant (>1nA) on observe une très croissance exponentielle du courant avec la température. Cette caractéristique est modélisable par une diode présentant un fort courant de saturation (~1nA) et un facteur de non idéalité très élevé (de 100 à 400 en fonction du niveau de dopage). Cette diode correspond à la conduction surfacique est sera mise à profit pour la réalisation de capteur thermique sensible.

A moyen niveau et haut niveau (>10µA), le courant est conduit dans toute la section du film de polysilicium et on parlera de conduction volumique. La sensibilité en température y est moindre et l'on peut mettre à profit cette conduction pour de l'actionnement thermique : tension localisée conjuguée à une très forte densité de courant (>kA/cm²).

Concernant la détection thermique, on peut exploiter la croissance exponentielle du courant avec la température en se plaçant à tension constante (quelques Volts). De même, en se plaçant à faible courant constant (1µA), on obtient une forte sensibilité thermique de -

25mV/°C, qu'il convient de comparer avec -2.2mV/°C pour une diode PN en directe ou encore 50µV/°C pour un thermocouple.

La détection mécanique est plus délicate à mettre en évidence et surtout à quantifier. Lors de tests élémentaires, correspondant à la déformation statique d'une canne en composite carbone (1cm de diamètre) sur laquelle est collé notre capteur, nous avons mesuré des tensions de l'ordre de la dizaine de millivolt. Le fait d'appliquer une déformation en compression ou en tension ne change pas le signe de la tension mesurée. Le souci vient non seulement du niveau bas de ce signal (quelques mV) mais aussi de l'importante résistance interne. En effet, la même mesure effectuée à l'aide d'un oscilloscope (Z_{IN} = 1MΩ) n'est plus possible. Une instrumentation performante associée à un blindage des amenées sera nécessaire.

Concernant le packaging, la mise ne boitier classique est inadaptée et nous avons du développer un conditionnement dédié à l'enfouissement. Le capteur doit être de taille réduite, et sa connectique aussi. A l'approche filaire, nous avons préféré le report direct des puces (~500µm) sur circuits imprimés flexible (~130µm) en Kapton pour l'insertion dans la matrice composite. Nous avons également montré que ce flex peut simultanément servir de support d'interconnexion et de jauge extensiométrique classique (directement dessiner sur le circuit imprimé). Enfin, la viabilité de ce montage de puce par flip-chip sur flex démontrée, nous avons validé sa tenue à l'étape du recuit dans l'autoclave. Si le montage peut modifier la caractéristique *V(I)*, celle-ci n'évolue pas après enfouissement dans la matrice carbone.

La simplicité du processus complet de fabrication retenu conduit à l'obtention reproductible de caractéristiques statiques *V(I)* de ces capteurs TJS.

Enfin, une caractérisation en microscopie d'émission lumineuse sous polarisation inverse (effet Zéner) montre la bonne uniformité de la répartition en courant et permet de conclure que l'ensemble des jonctions PN contribuent à la collection des charges générées dans le substrat.

Chapitre III

Packaging pour l'instrumentation in-situ des composites

III.1 Introduction

Pour atteindre notre objectif d'instrumentation in situ dans le matériau composite, le développement d'un conditionnement spécifique nous a paru nécessaire. En effet, en cherchant dans les approches existantes, nous n'avons pas trouvé de solution de packaging adaptée aux contraintes liée à l'enfouissement.

Le rôle de ce conditionnement sera d'assurer l'interface électrique entre le capteur enfoui et le circuit électronique externe de traitement du signal. De plus, il devra garantir le maintien mécanique de la puce et la protège des agressions de son environnement, qu'elles soient mécaniques, chimiques ou électriques.

Nous essayerons d'illustrer comment notre solution peut répondre au déploiement d'un réseau de capteur sur une pièce composite complexe.

Nous devrons également démontrer la faible intrusivité de la solution proposée pour réellement valider la solution proposée.

III.1.1 Contraintes liées à l'enfouissement dans le composite

Dans le cas de notre étude, le packaging doit répondre aux contraintes inhérentes à l'enfouissement de capteurs dans un milieu matériau composite carbone constitué de multi-plis pré-imprégnés.

Robustesse :

Les pièces composites carbones peuvent tenir des élongations maximales de 2% à 3%sans détérioration et en fonctionnement normal autour de 1%. Il est donc indispensable que le support puisse résister à des déformations du même ordre de grandeur. De plus les matériaux utilisés pour le report de la puce et la connectique, doivent résister aux conditions de fabrication de la pièce dans un four autoclave soit 180°C pendant 5h sous 5 bars de pression.

D'un point de vue électrique, la continuité des pistes électriques et du report du capteur sur cette connectique flexible doit résister au recuit dans l'autoclave et aux déformations subies par la pièce au cours de sa vie. De même l'isolation électrique de piste à piste, piste-environnement, mais aussi au niveau de la puce et de la connectique enfouie doit être parfaite

pour éviter tout court-circuit avec les fibres de carbone. En effet ce composite carbone est plutôt conducteur (5.10^{-4} Ω/cm), il faut donc éviter tout contact entre le réseau de capteur et la matrice composite. Enfin, l'interface entre le substrat (partie sensible du capteur siège de la piézoélectricité) et la pièce à instrumenter doit être maximale tout en veillant à limiter l'amortissement des ondes mécaniques pour disposer d'une transduction mécano-électrique optimale.

Non intrusivité :

Du fait de l'enfouissement du capteur et de sa connectique dans matériau composite, il est impératif que l'ensemble du système présente des dimensions réduites en surface comme en épaisseur. Comme nous l'avons déjà évoqué, introduire un corps étranger entre deux plis de carbone lors de la fabrication est considéré comme l'insertion d'un défaut, qui peut initier une délamination prématurée. Nous présenterons plus loin notre évaluation de l'incidence de cet enfouissement sur les performances mécaniques.

Modularité :

Le système doit être capable de s'adapter à des pièces de formes variées et parfois complexes (cf. Figure III.1), sans pour autant nécessiter un design spécifique de cette connectique souple. Pour pouvoir, à partir d'un support générique, réaliser le monitoring d'une pièce complexe en déployant un réseau de capteurs, nous devons offrir la possibilité d'un placement libre des capteurs. Dans un souci de robustesse de notre réseau, la redondance et la multiplication des points de détection devrait nous conduire à une écoute globale de la pièce entière. Ce réseau pour du monitoring en vol, au moins dans un premier temps, n'aura pas pour vocation de localiser le ou les dommages dans la pièce instrumentée et se limitera à une écoute passive pour l'établissement d'un diagnostic structurel.

Figure III.1 : Exemple de pièce carbone complexe

III.1.2 Solution de packaging proposée

III.1.2.1 Mise en boîtier

Le conditionnement en boitier est la première solution qu'il faut considérer, d'autant que les fabricants proposent une gamme riche et variée de composants et capteurs intelligents. Un examen rapide des boîtiers d'accueil de ces dispositifs à semiconducteurs, permet de conclure que leurs dimensions imposantes et leur rigidité (cf. Figure III.2) ne sont pas adaptées à nos contraintes. En plus, se pose toujours le problème de l'extraction du signal hors de l'éprouvette et il devient évident qu'un support supplémentaire sera nécessaire.

Figure III.2 : mise en boitier d'un microprocesseur Intel.

Cette solution n'est donc pas compatible avec les exigences en terme d'intrusivité, la puce du capteur doit donc être directement reportée sur son support souple, résiliente et d'épaisseur réduite (inférieure à 200µm).

III.1.2.2 Connexion filaire

Coté connectique, avant de chercher une solution optimale, nous avons testé la soudure de fils directement sur les électrodes d'un capteur de 3×5mm² (cf. Figure III.3). Simple et fonctionnelle, cette solution n'est cependant pas satisfaisante quant à son intrusivité et sa mise en œuvre. En effet les fils les plus fins disponibles sur le marché présentent un diamètre supérieur à 200µm et leur soudure reste très délicate. Plus les dimensions des électrodes sont petites plus le collage ou la soudure des fils devient difficile et rend cette solution incompatible avec la miniaturisation du système. Néanmoins, cette approche permet un test rapide en laboratoire et nous a permis de valider la transduction mécano-électrique.

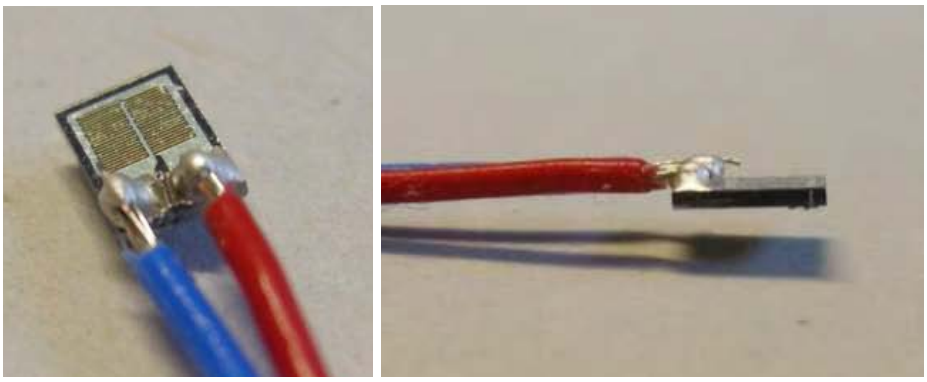


Figure III.3 : connectique filaire soudée directement sur le capteur.

Des capteurs connectés selon cette technique, sont enrobés dans une colle époxy isolante avant d'être enfouis dans une pièce carbone. En sortie d'autoclave, tous les échantillons (cf. Figure III.4), à l'exception d'un seul, ont présenté des courts circuits entre électrodes. Nous avons imputé cela à un défaut de passivation électrique de l'époxy isolante lors du recuit. Cette solution est donc inadaptée à l'enfouissement de capteurs dans une pièce composite carbone.

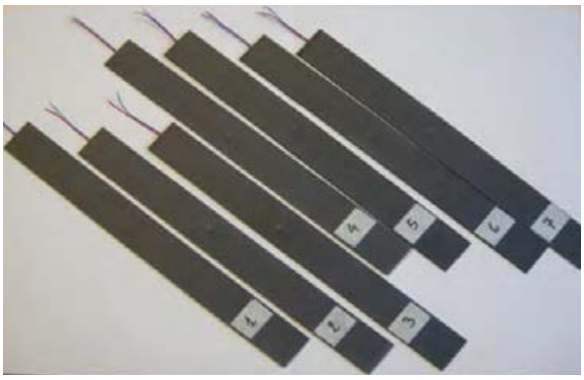


Figure III.4 : capteurs à connectique filaire enfouis dans des éprouvettes carbone.

Au-delà de cette considération électrique, nous avons constaté lors d'essais mécaniques en flexion, que la zone d'insertion des fils dans l'éprouvette était systématiquement délaminée. Cela confirme qu'une épaisseur de connectique trop importante induit des défauts rédhibitoires pour garantir les performances mécaniques.

III.1.2.3 Circuit imprimé.

Par rapport aux solutions évoquées précédemment, l'utilisation d'un circuit imprimé, ou PCB (Printed Circuit Board), présente certains avantages :

- La réalisation de PCB (en FR4) est compatible avec une bonne résolution des pistes cuivre le plus souvent à finition Nickel-Or (côte minimale de 120µm pour la classe 6). On peut disposer de plusieurs niveaux de métallisation et cela autorise l'intégration d'une l'électronique d'instrumentation multiphysique miniaturisée et performante.
- Le concepteur ale contrôle de la forme et du tracé des pistes du circuit imprimé. Cela permet le déploiement d'un réseau multicapteurs dans une éprouvette de forme complexe.
- il assure un bon maintien mécanique de la puce et autorise un grand nombre de techniques de report : sérigraphie, bonding et flip-chip.

Cependant le FR4 présente une épaisseur souvent importante (millimètre) problématique pour l'enfouissement (cf. Figure III.5). Ces propriétés mécaniques, liées à celles des fibres de verre, rendent le circuit peu flexible et peu déformable. Son emploi induirait une conception dédiée pour chaque pièce et l'objectif d'un support générique est écarté.

Figure III.5 : capteur monté sur circuit imprimé FR4 à finition nickel-or.

Le design d'un nouveau circuit, oblige le fabricant de circuits imprimés à fabriquer un outillage spécifique qui aura un coût non négligeable et augmente les délais de fabrication. L'ensemble de ces considérations, nous ont obligés à écarter cette approche sur support semi rigide FR4. Néanmoins son intérêt pour l'interconnexion, nous a conduits à la recherche de circuits imprimés sur support souple.

III.1.2.4 PCB flexible

La solution retenue doit donc profiter des avantages du circuit imprimé en termes de design, de possibilités de report des puces et de miniaturisation tout en offrant une faible épaisseur et une excellente flexibilité. La considération de ces contraintes, conjuguée à celles liées à l'élaboration dans l'autoclave, nous a amenés à explorer l'emploi de circuits imprimés souples à base de Polyimide (Kapton).

III.1.2.4.1 Présentation

Le Kapton est un film de polyimide développé par la société DuPont (cf. Figure III.6). Obtenu par la polymérisant un dianhydride aromatique et d'une diamine aromatique, ce matériau a la capacité de conserver d'excellentes propriétés physiques, mécaniques et électriques dans une très large gamme de températures. Ces propriétés ainsi que les possibilités qu'il offre le rendent incontournable pour les applications industrielles et particulièrement en milieu hostile.

Figure III.6 : film de polyimide Kapton en rouleaux.

Il possède aussi une excellente résistance aux produits chimiques et ne peut être dissous par aucun solvant organique connu à ce jour.

III.1.2.4.2 Composition d'un PCB flexible

Le PCB flexible que nous avons conçu a été fabriqué par la société « Micro-Ci ». Il se compose d'une base en Kapton de 50µm d'épaisseur sur laquelle est pressée une feuille de cuivre de 35µm d'épaisseur. Les motifs sont gravés par une technique de photolithographie suivie d'une attaque chimique. L'ensemble est recouvert d'un film isolant, le coverlay de 35µm d'épaisseur et ouvert au niveau des zones de contact (cf. Figure III.7).

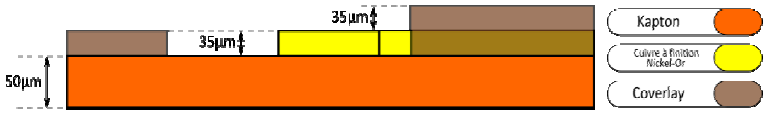


Figure III.7 : vue en coupe d'un PCB flexible.

Nous avons utilisé une technologie de classe 5 qui garantit une résolution minimale de 150µm pour les pistes de cuivre distantes de 150µm. Cela permet d'obtenir des circuits imprimés étroits (3mm) au niveau des capteurs et 2mm de large au niveau des pistes qui sera par la suite facile à déformer et surtout peu encombrant.

III.1.2.4.3 Première génération de flex

La première génération de circuits flexibles, que nous nommerons par la suite Flex, a été dessinée pour les premiers capteurs, de grandes dimensions (cf. Figure III.8**).**

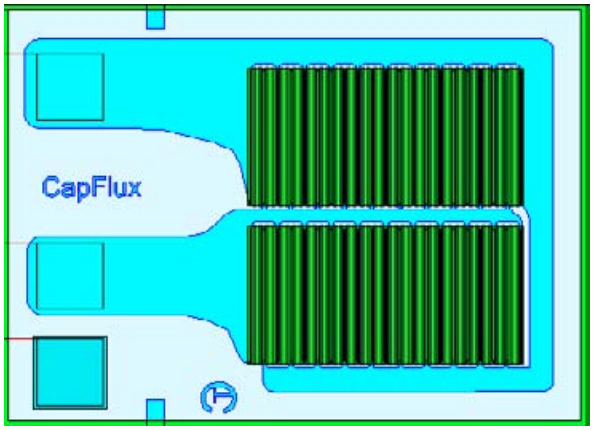
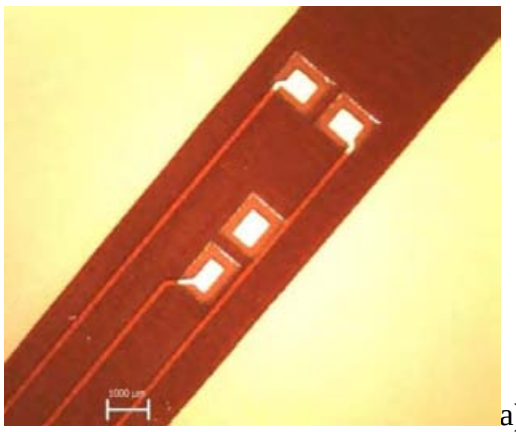


Figure III.8 : design de capteurs de première génération, disponibles en 4.3×3.1, 5.5×4 et 9.7×7 (mm²).

Ces circuits flexibles se présentent sous la forme d'un ruban étroit de 5mm et long de 500mm. Ils disposent de zones d'accueil de différentes dimensions pour s'adapter aux capteurs (cf. Figure III.9) : deux capteurs disposés respectivement sur le flex et au bord de ce dernier.


a)

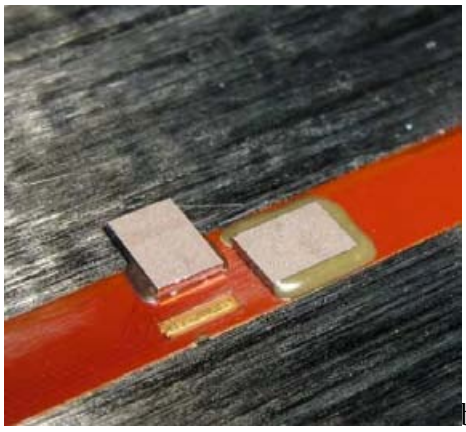
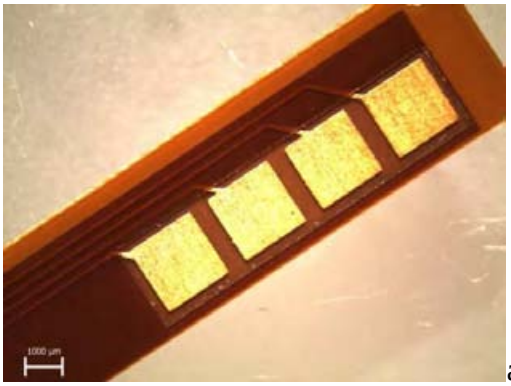
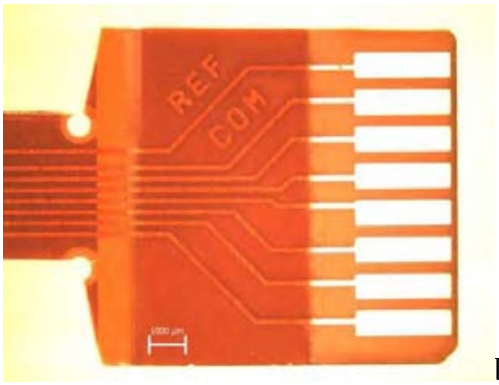

b)

Figure III.9 : exemple de flex « multicapteurs » vierge (à gauche), avec composants montés (à droite).

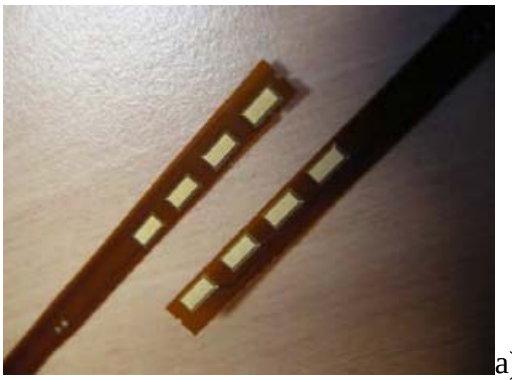
Certains flex disposent d'une connectique d'extraction de signal à larges plots de contact facilitant la soudure de fils (cf. Figure III.10a). D'autres disposent d'un connecteur mâle au format ZIF (Zero Insertion Force) qui pourra être directement insérée dans un connecteur monté sur une carte électronique (cf. Figure III.10.b).


a)


b)

Figure III.10 : a) connectique d'extraction des signaux, sous forme de plages d'accueil et b) connecteur ZIF.

Certains flex disposent également, sur l'extrémité opposée à la connectique d'extraction du signal, de larges plages d'accueil (cf. Figure III.11a) qui en étant placée en regard d'un autre flex permettre de prolonger la connectique (cf. Figure III.11b).


a)

b)

Figure III.11 : terminaisons des flex adaptées pour le raboutage (à gauche), raboutage effectué (à droite).

Nous l'avons testé avec succès cette technique que l'on nommera « raboutage » et qui permet d'augmenter et d'ajuster à souhait la longueur du réseau et cela même si la longueur d'un flex générique de base est limitée à une cinquantaine de centimètres.

III.1.2.4.4 Seconde génération de flex

Comme évoqué dans le chapitre précédent nous avons adopté un motif unique pour les électrodes des capteurs et les plages d'accueil des flex. Ces mêmes motifs peuvent également servir au raboutage de plusieurs flex.

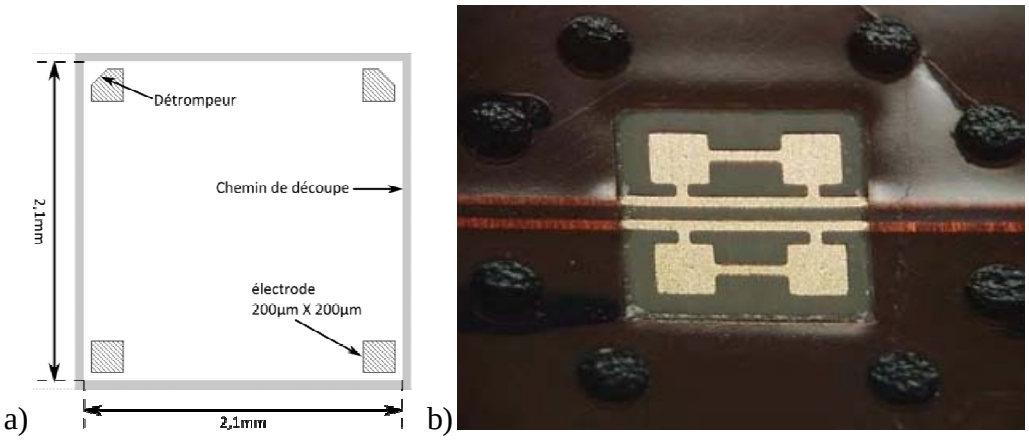


Figure III.12 : a) motif des électrodes d'un capteur, b) layout d'une plage d'accueil sur PCB flexible.

Les circuits se présentent cette fois sous la forme d'une bande étroite et flexible de 2×500mm². Chaque circuit comporte trois zones d'accueil de composants (cf. Figure III.12.b) espacées de 150mm. Les zones d'accueil sont câblées en parallèle les unes avec les autres. Si une ou plusieurs d'entre elles ne doit pas accueillir de composants il suffit de boucher l'ouverture du coverlay pour éviter les court-circuits une fois l'ensemble enfoui dans l'éprouvette. Au niveau des électrodes, les ouvertures dans le coverlay doivent être distantes des plots métalliques de 300µm minimum. Cette côte représente la précision maximale que peut garantir notre fabriquant de PCB et représente pour nous une réelle limitation pour la réduction de dimensions.

Chaque flex dispose des plots de connexion (cf. Figure III.13a) qui peuvent être utilisés pour le branchement direct d'appareils de mesure grâce à des grippe-fils, des pinces crocodile etc. ou bien sur lesquels on peut reporter un adaptateur ZIF (cf. Figure III.13b).

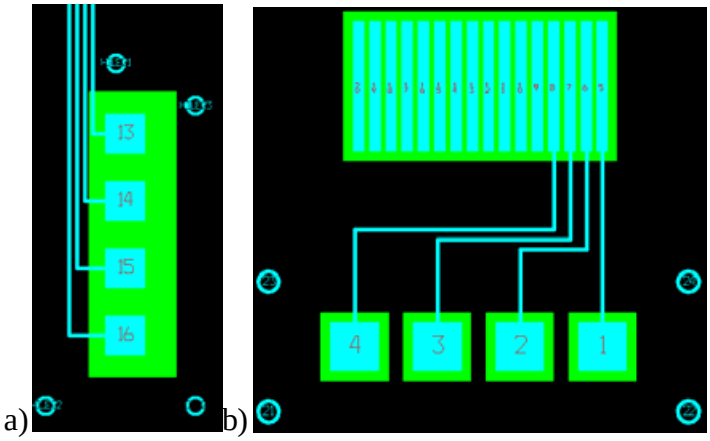


Figure III.13 : a) électrodes de terminaison des flex, b) adaptateur flex-ZIF.

Cet adaptateur convertit la connectique dans un format ZIF 16 voies avec des plots de 350µm de large espacés de 150µm.

III.2 Techniques de report du capteur

La technique choisie pour le report des capteurs sur flex doit répondre aux contraintes liées à l'intrusivité dans le matériau composite et tenir à l'étape thermique de l'autoclave. Elle doit en plus garantir la continuité électrique entre la puce et son support et assurer l'isolation entre le capteur et son environnement. Ce doit également être une technique transférable vers l'industrie avec un report et placement (pick and place) automatique.

III.2.1 Interconnexion capteur / Flex

La technique classique de wire bonding est très utilisée en microélectronique notamment pour le montage des composants en boîtier (cf. Figure III.14). La connexion se fait via un fil de cuivre, d'aluminium ou d'or. Le fil pressé par un bras mécanique sur les électrodes du composant puis sur les plages d'accueil. Quand la soudure s'effectue par application d'ultrasons sur le fil on parle de wedge bonding émission de vibrations ultrasonores [81]–[83].

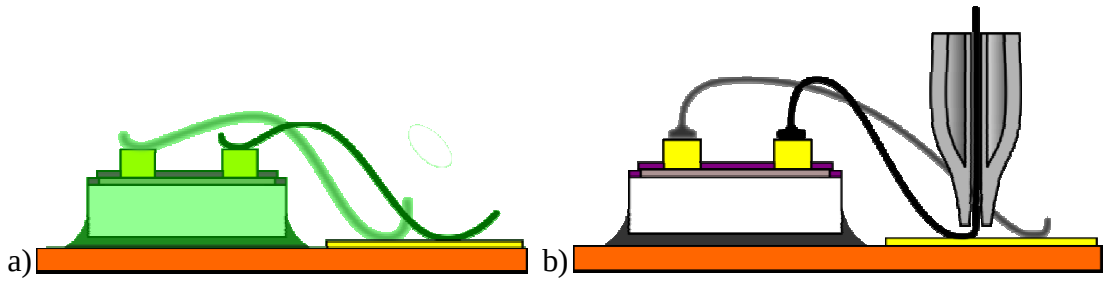


Figure III.14 : interconnections entre un capteur et un support type flex par technique de « Wire bonding ».

La technique de ball bonding est relativement semblable, mais dans ce cas le fil d'or est inséré dans un capillaire, puis une bille d'or est formée à l'extrémité du fil par décharge électrique et enfin cette bille est pressée contre les électrodes du composant et fixée par énergie ultrasonique. Au niveau de la piste du flex on procède à une soudure wedge bonding classique. Dans les deux cas de wire bonding, le capteur est collé face arrière sur le flex. Cette connectique filaire extrêmement fragile nécessite une protection mécanique (de la résine isolante par exemple) qui constituerait une surépaisseur rédhibitoire.

III.2.2 Flip-chip

La technique de report par « puce retournée » ou « flip-chip », très utilisée dans l'industrie, a été largement étudiée dans le cadre de la recherche [84]–[93]. Elle consiste à retourner la puce et la mettre directement en contact les électrodes du capteur avec les plages d'accueil du support flex (cf. Figure III.15).

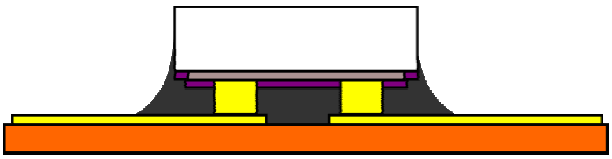


Figure III.15 : technique de report par flip-chip.

L'absence de liaison filaire entre puce et support réduit la fragilité de l'ensemble et garantit une épaisseur et un encombrement minimal. Il devient également possible d'amincir la face arrière du capteur pour aller encore plus loin dans la réduction de l'épaisseur, mais attention à la tenue mécanique finale ! Cette technique de report peut faire appel à de la soudure (pâte à braser SAC déposé par sérigraphie) ou du collage avec un époxy chargée métal (Ar) et doit être complétée par un scellement mécanique et isolation électrique qu'offre une colle « underfill ». Nous avons testé différentes techniques pour la soudure et l'isolation du système que nous allons détailler dans les paragraphes suivants. Cette approche nous parait la plus pertinente pour répondre à l'ensemble de nos contraintes.

III.2.2.1 Stud-bump et brasure

Une fois reportés, les capteurs reposent entièrement sur le coverlay ou comme l'illustre la Figure III.16 sur le bord de ce dernier.

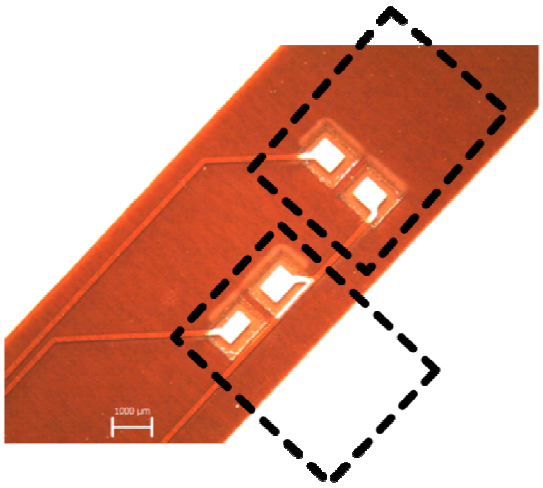


Figure III.16 : zone d'accueil des capteurs sur un flex de première génération.

La distance qui sépare les plots d'accueil (piste) de la surface du coverlay est de 35 à 50µm. Les électrodes en aluminium de 0.5µm d'épaisseur des capteurs de première génération ne permettent pas un contact direct avec les plots d'accueil (cf. Figure III.17). Une première solution consiste à déposer, par sérigraphie ou dispense manuelle, de la pâte à braser de SAC (Sn-Ag-Cu). En effet, l'eutectique du SAC305 (très courant) se situe à 217°C. Contrairement à l'alliage étain-plomb et son eutectique à 183°C, le SAC est compatible avec le passage en autoclave (T~200°C) même si la marge est réduite. Malheureusement le SAC n'adhère pas sur les électrodes en aluminium (pas d'interdiffusion) et même si la puce semble fixée, la continuité électrique n'est pas garantie.

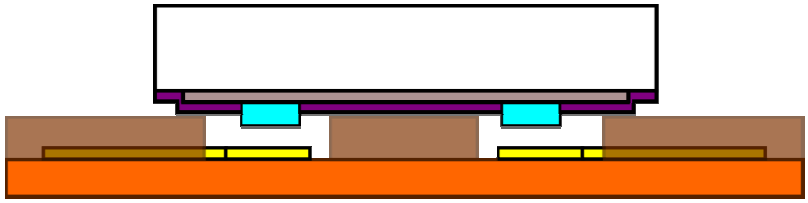


Figure III.17 : problème du coverlay pour le montage direct de puces sur flex.

Pour pallier à ce problème nous avons fixé un certain nombre de stud-bumps sur les électrodes en aluminium qui assureront la liaison entre le SAC et les électrodes. Les stud-bumps sont les billes en or [94]–[96] réalisées par ball-bonding (cf. Figure III.18a). Côté flex on dépose la pâte à braser sur les plages d'accueil par dispense (cf. Figure III.18b). Le capteur est reporté par flip-chip avec la machine Karl-Suss FC150 qui assurera également le profil thermique de refusion du SAC sous 1kg de pression (25kg/cm²).

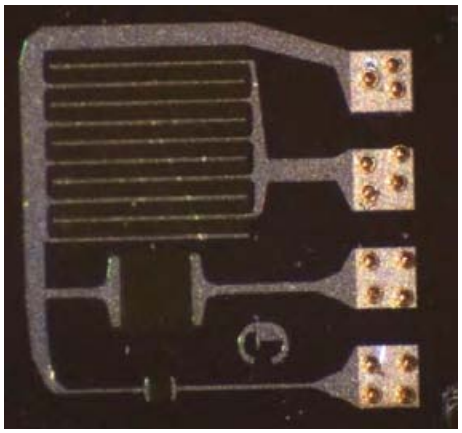
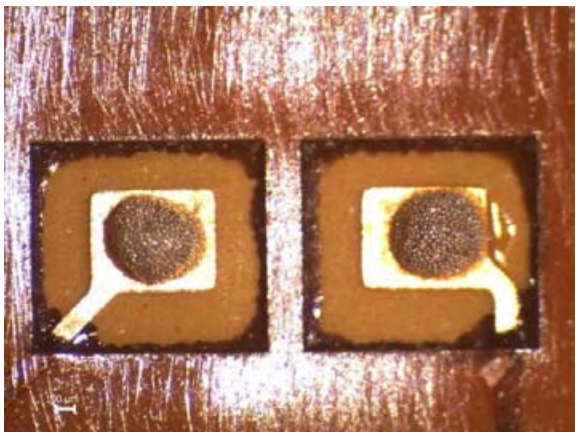
a)  b) 

Figure III.18 : a) stud-bumps soudés sur le capteur, a) SAC dispensé sur le flex.

Une fois le composant monté (cf. Figure III.19) il est scellé en périphérie par un ménisque de résine époxy isolante (Epotek E505).

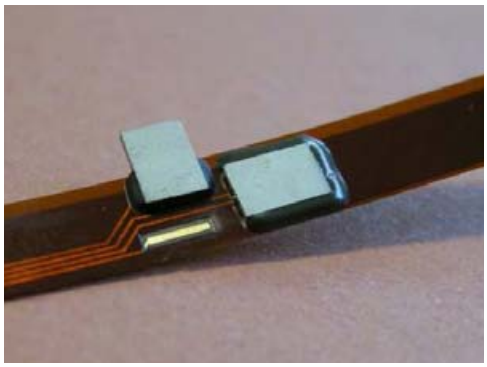


Figure III.19 : capteurs de première génération montés par flip-chip.

Cette technique fonctionne mais reste délicate et lourde à mettre en œuvre. De plus les stud-bumps ne tiennent pas toujours sur l'aluminium. Le maintien mécanique des puces est donc assuré en quasi-totalité par le ménisque de colle et l'on peut se soucier de la durée de vie de la continuité électrique.

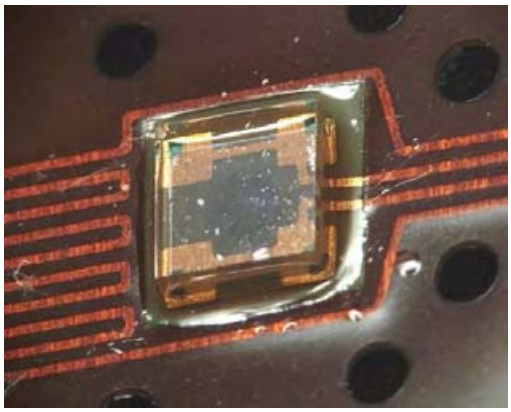
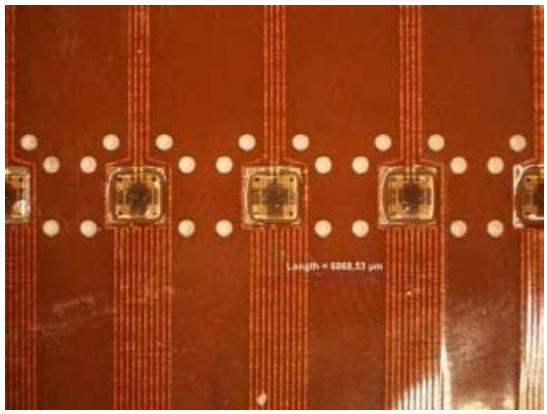
III.2.2.2 Collage des capteurs et épaississement électrolytique des plots

Les capteurs de seconde génération sont beaucoup plus petits que les premiers (la taille de la puce passe de 3x5mm² à 2x2mm²), nous avons donc pu dessiner des flex dont les ouvertures dans le coverlay sont plus grandes que les puces et ainsi s'affranchir de l'épaisseur du coverlay. Il devient possible de reporter les capteurs directement en contact sur les plages d'accueil. Les électrodes des capteurs sont désormais en or, la soudure au SAC est donc possible sans nécessiter l'utilisation de stud-bumps. Nous avons cependant écarté cette solution car, pendant la refusion, la pâte à braser à tendance à générer des microbilles d'alliage qui circulent librement sur le circuit. Le phénomène est d'autant plus récurent avec les alliages sans plomb et compte tenu des faibles distances entre les électrodes, le risque de court-circuit est élevé.

Nous avons voulu dans un premier temps réaliser un contact sec entre la puce et son support. Une goutte de colle isolante Epotek 453NDT (thixotrope) est déposée par dispensing au centre de la zone d'accueil. Le capteur est reporté par flip-chip puis la colle est réticulée par la machine FC150 avec 250kg/cm² de pression sur la puce de 4mm², pour assurer le contact entre les électrodes et les plages d'accueil. Nous venons enfin déposer tout autour du capteur de l'underfill Epotek 453ND. Outre la bonne tenue mécanique et sa haute résistivité électrique après réticulation (100°C /60min en étuve), cet underfill par capillarite remplit la cavité située entre le capteur et le flex et ainsi garantit un maintien et une protection optimale. Cependant, la nécessité de maintenir la pression pendant la réticulation préliminaire impose

l'utilisation d'un machine de report de type FC150, capable de fournir un profil thermique via la tête de placement, mais cet étape est unitaire (non collective).

Les premiers essais ont donné de bons résultats, mais nous déplorons des pertes de continuité électrique après l'étape de réticulation sous pression. Nous avons donc décidé de ne plus assurer le maintien initial de la puce par un point de colle isolante mais par le seul collage de la colle conductrice (Epotek H20E) dispensée sur les quatre plots (cf. Figure III.20a). Après report cette colle est réticulée en étuve à 100°C pendant 60min. Après cela on procède à l'application puis à la réticulation de l'underfill de la même manière. Il est donc possible de reporter les capteurs en série grâce à une machine de pick and place traditionnelle utilisée par les assembleurs de cartes électroniques (cf. Figure III.20b).

a)  b) 

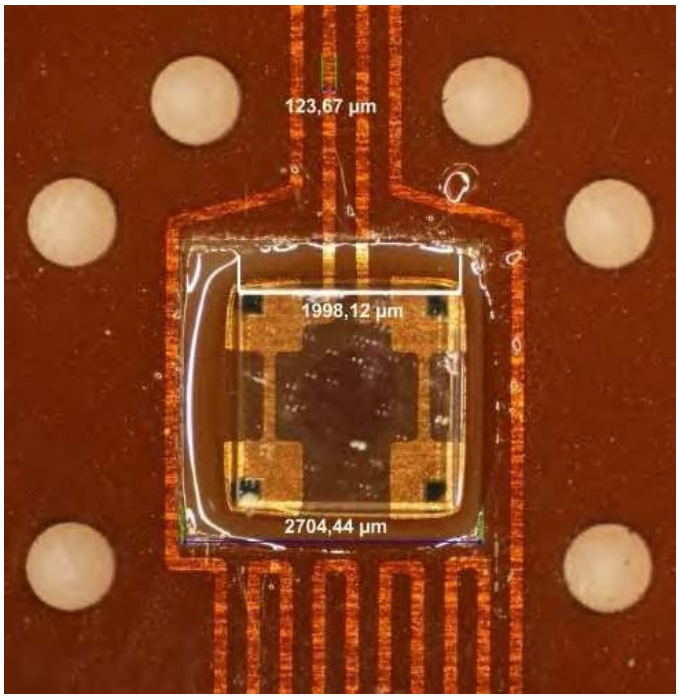
c) 

Figure III.20 : capteurs de seconde génération montés par flip-chip.

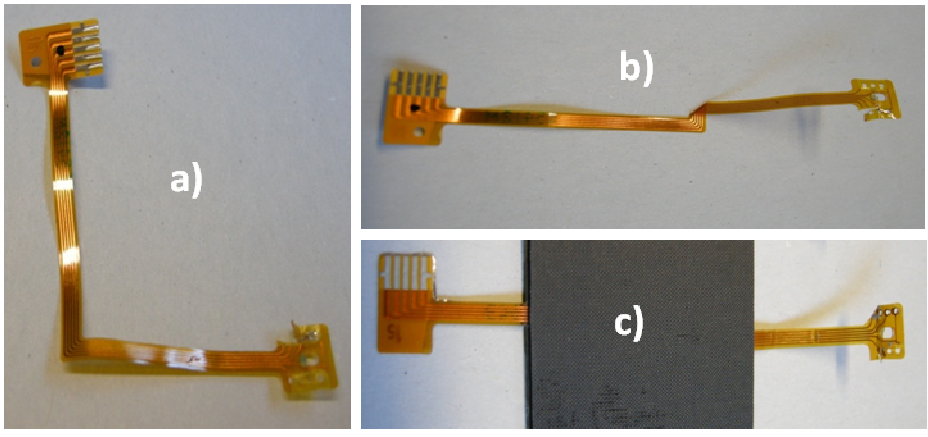
Comme on peut l'apercevoir sur la Figure III.20c, nous avons associé au capteur monté sur le flex une jauge métallique de contrainte (directement inscrite dans les pistes du flex). Cela illustre la possibilité de multi-instrumentation sur un flex et l'on peut également envisager l'ouverture de contacts pour des analyses impédancemétrique.

III.2.3 Solution pour un placement libre des capteurs

L'un des objectifs de nos travaux, consiste à proposer une solution pour distribuer des capteurs dans des pièces de forme complexe à l'aide d'une connectique souple générique rectiligne. Pour cela nous exploiterons la souplesse du circuit imprimé flexible qui autorisent son pliage. L'utilisation de cette approche par pliage (origami) impose de vérifier préliminairement deux conditions :

- Le pliage ne doit pas altérer la continuité des pistes.
- Le pliage ne doit pas détériorer la passivation (risque de court-circuit via les fibres de carbone)

Pour tester ces conditions de fonctionnement, nous avons procédé à un pliage à 45° d'un flex (récupération d'équipements informatique) comme l'illustrent les Figure III.21.a et b. A l'aide d'un Ohmmètre, nous avons testé la continuité de chaque piste et l'isolation entre pistes, avant et après pliage.



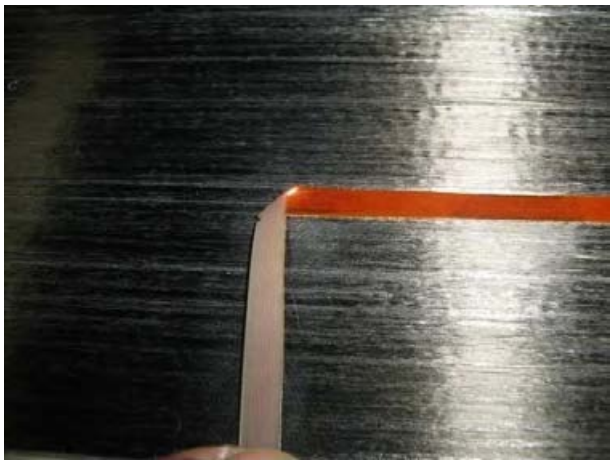

d)

Figure III.21 : a) circuit flexible utilisé pour les tests d'origami ; b) Original (à gauche) ; c) après enfouissement ; d) exemple d'origami sur nos flex.

La continuité est bien observée et valide notre approche par d'origami de ces circuits en sortie d'autoclave (180°C/6 bars/5h). Néanmoins nous avons observé le fluage de l'étamage étain-plomb (eutectique à 183°C) de certains flex provoquant des court-circuits entre les pistes (cf. Figure III.21c). Même si ce n'était pas l'objet de ce test, nous pouvons écarter l'alliage étain-plomb comme solution pour le report des capteurs. Sur les circuits ne présentant pas de court-circuits au niveau des connecteurs, nous avons pu vérifier la continuité électrique de chacune des pistes et l'isolation inter-pistes garantie par le coverlay. Ceci valide la possibilité de plier le flex pour assurer un placement libre des capteurs. Nous avons procédé aux mêmes tests sur nos flex (cf. Figure III.21d) et obtenu systématiquement la continuité des pistes et l'isolation entre pistes.

III.2.4 Déploiement d'un réseau de capteurs enfouis

Avant de conclure ce chapitre consacré au conditionnement des capteurs, nous souhaitons illustrer notre approche pour déployer un réseau de capteurs. Dans la perspective d'un monitoring en vol, il nous est apparu judicieux de limiter ce réseau au déploiement de nombreux capteurs, montés en parallèle, et n'extraire de la pièce que deux électrodes. Cette instrumentation multipoints devrait nous renseigner sur l'état général de la pièce, sans objectif de localisation des défauts. Si l'on doit affiner le diagnostic, ce sera en ajoutant à cette mesure mécanique, une mesure thermique et impédancemétrique. Nos capteurs TJS, moyennant une polarisation adéquate, sont d'excellents capteurs thermiques et une simple ouverture d'électrode directement sur le flex permettra l'analyse impédancemétrique.

L'enchainement pour le déploiement d'un réseau de capteur (simplifié) est présenté ci-dessous dans la Figure III.22.

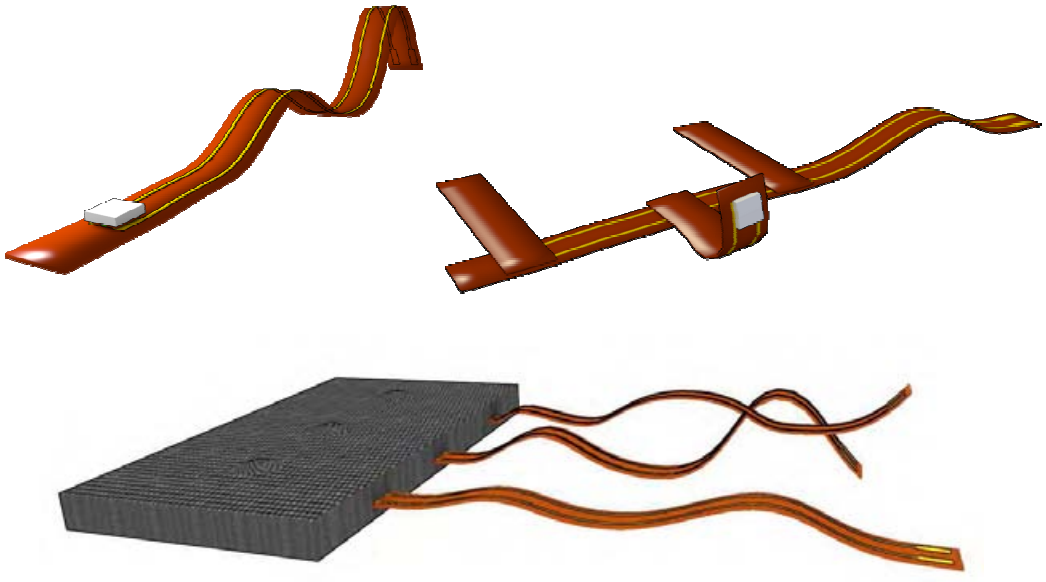


Figure III.22 : déploiement d'un réseau de capteurs.

III.2.5 Validation électrique

Les matériaux présents sur notre solution de packaging ont été choisis, entre autres, pour leur résistance aux températures élevées. L'un des plus sensible est le circuit flexible (Kapton) et nos tests en étuve confirment qu'il peut supporter 300°C pendant plus de 24h sans altération.

Sur la Figure III.23, nous avons reporté l'évolution de la caractéristique *V(I)* sous pointe, après découpe et montage sur flex, et enfin après enfouissement et recuit dans l'autoclave. Tout d'abord, la conduction d'un courant permet de conclure à la continuité des amenées électriques.

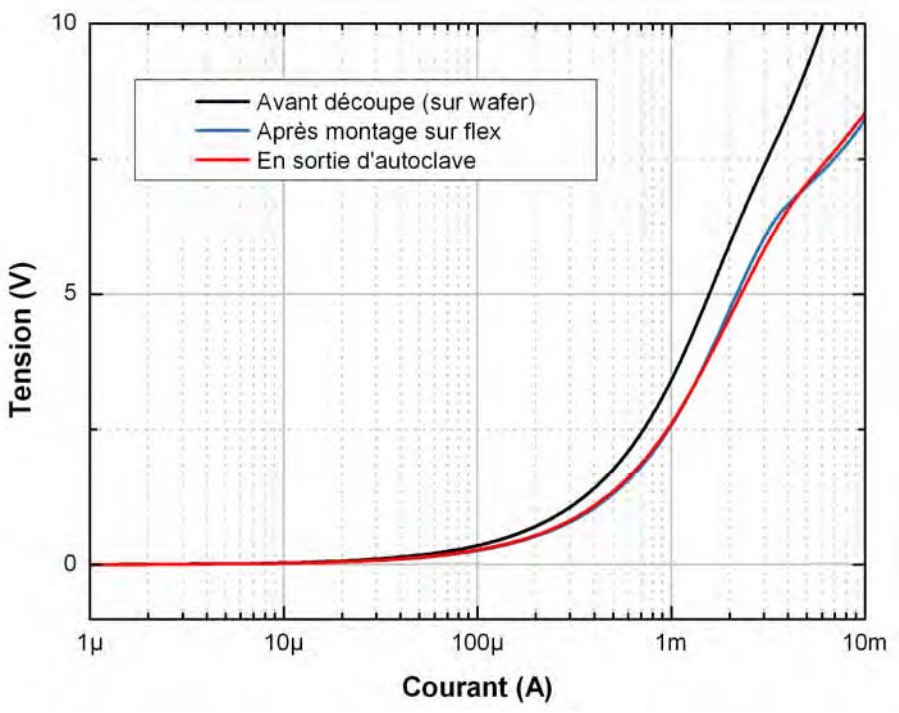


Figure III.23 : caractéristique *V(I)* d'un capteur sous pointe, après report sur flex et après enfouissement.

On note à tension donn3ée, une très nette augmentation du courant dans le capteur monté, comparé au même capteur testé sous pointes. Nous pensons que cet écart est majoritairement dû aux contraintes induites dans le capteur par la réticulation des époxys (conductrice et isolante) de montage. Cela souligne qu'il nous faut encore approfondir pour améliorer ce conditionnement. Par contre on peut apprécier l'excellent accord entre la caractéristique du capteur monté et celle après enfouissement. Cela semble traduire, que même si le capteur est déjà contraint par le packaging, l'épate d'enfouissement ne rajoute pas une contrainte très élevée. Dans ces conditions, on peut envisager sereinement l'utilisation de cette instrumentation in situ.

III.3 Validations mécaniques

III.3.1 Tests mécaniques pour l'évaluation de l'intrusivité

Nous avons, en partenariat avec Mathieu Mulle de l'ICA (Institut Clément Ader département Génie mécanique de l'IUT de Toulouse III),procédé à des tests mécaniques pour évaluer l'impact de la présence de nos capteurs et la connectique associée.

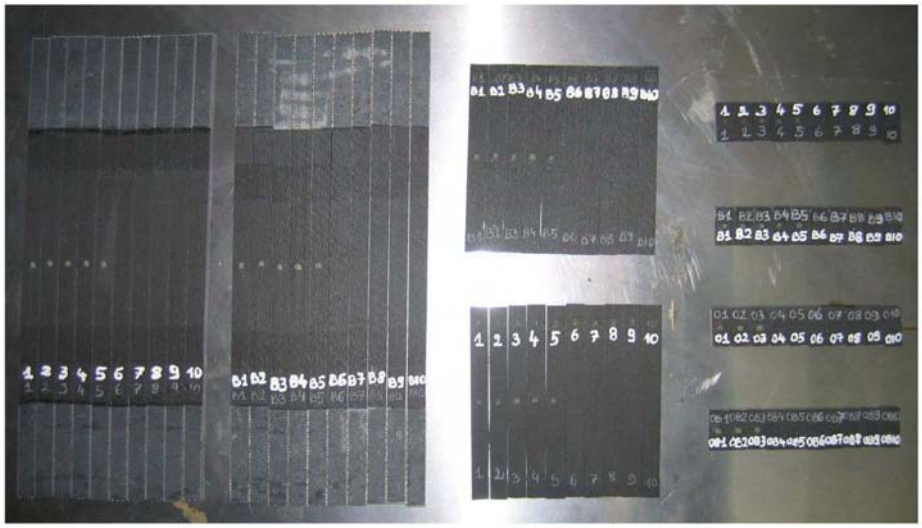


Figure III.24 : éprouvettes utilisées pour les tests d'intrusivité des capteurs de première génération.

Les essais en traction, cisaillement et flexion 3 points ont été réalisés sur des éprouvettes carbone présentées sur la Figure III.24. Il s'agit d'un empilement de 8 plis de 250µm d'épaisseur chacun et la puce est placée entre les plis 2 et 3. L'ensemble des résultats obtenus est détaillé dans les paragraphes suivants.

III.3.1.1 Essai en traction

Cet essai en traction (cf. Figure III.25a) a été effectué sur, successivement, une éprouvette vierge de 8 plis qui sera notre référence, une éprouvette intégrant le seul flex, une éprouvette intégrant seulement une puce et enfin une éprouvette intégrant une puce montée sur le flex. En procédant de la sorte nous souhaitons identifier l'origine des probables dégradations des performances mécaniques. Enfin pour dégager une tendance statistique, nous avons systématiquement procédé à cinq tests en traction pour chaque cas.

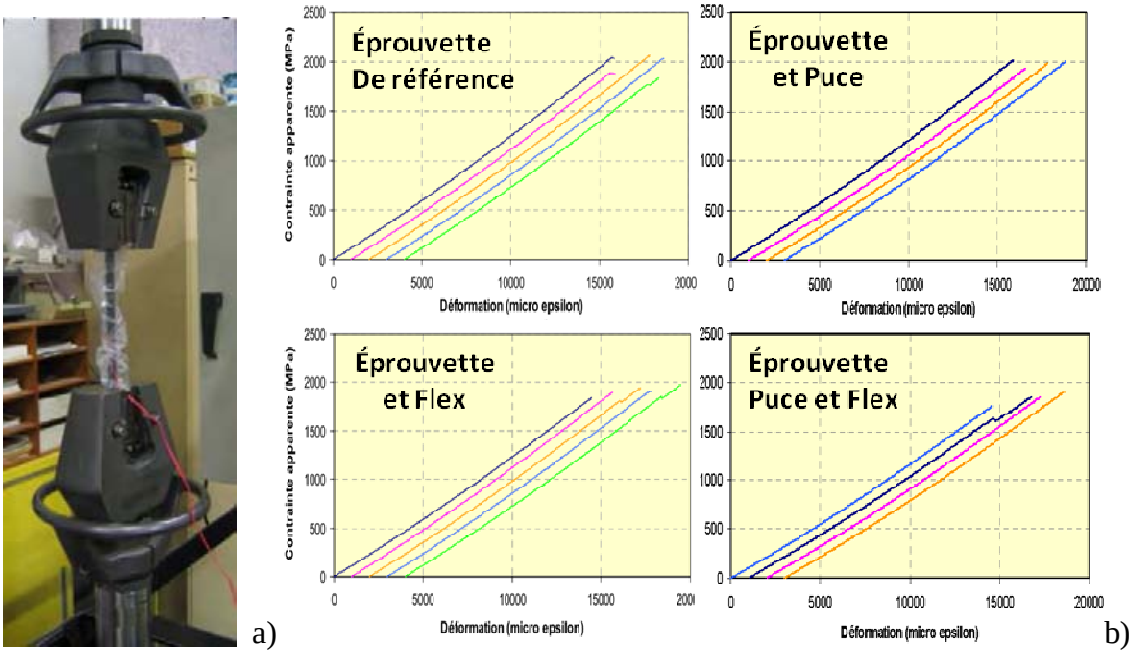


Figure III.25 : a) banc de test, b) essais en traction des éprouvettes.

L'histogramme présenté sur la Figure III.26.a compare la contrainte de rupture et la rigidité (cf. Figure III.26b) mesurés lors de ces essais en flexion sur les 4 types d'éprouvette.

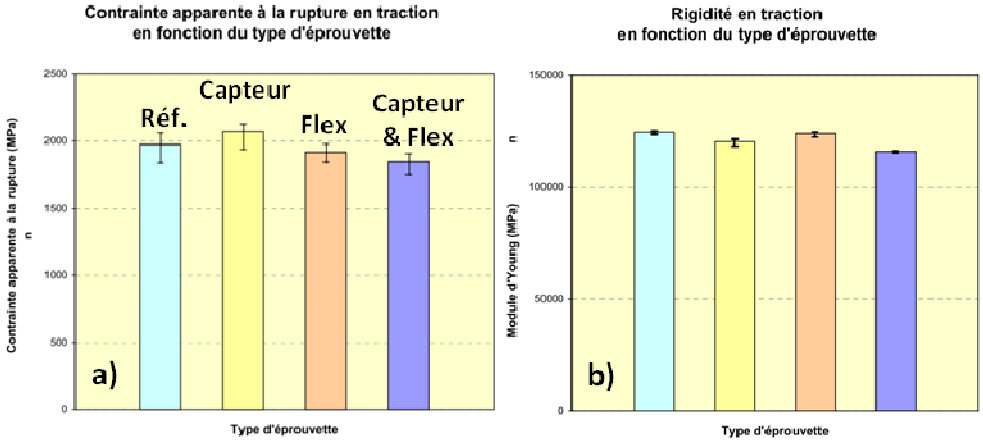


Figure III.26 : influence de l'enfouissement sur la résistance mécanique des éprouvettes en traction.

La contrainte apparente à la rupture en traction est calculée grâce à l'équation (III.1) avec F_R la charge maximale de rupture, b la largeur de l'éprouvette et h son épaisseur. La rigidité en traction a été obtenue en calculant la pente contrainte/déformation entre 10% et 50% de la contrainte apparente à la rupture comme le préconise la norme.

$$\sigma_R = \frac{F_R}{b.h} \qquad \text{(III.1)}$$

Les essais réalisés sur cinq éprouvettes par configuration, montrent une fluctuation des points de ruptures au sein d'une configuration identique (éprouvette vierge, puce seule, flex seul et capteur + flex). Les barres des graphes de la Figure III.26a représentent la valeur

moyenne et la fluctuation des mesures autour de cette moyenne sont représentées par un trait au sommet de chaque barre.

On remarque une diminution de la contrainte avant rupture de l'ordre de 5% avec un capteur seul, 0.5% avec le flex seul et 6.5% avec le capteur monté sur flex. Cependant la valeur moyenne de la contrainte apparente à la rupture des éprouvettes équipées de capteurs montés sur flex se situe dans l'intervalle de fluctuations de l'éprouvette vierge. On peut donc en déduire que l'insertion du capteur et de sa connectique dans une pièce carbone détériore peu sa résistance aux efforts en traction. Il est également à noter que ces essais ont été effectués dans des conditions défavorables. En effet, nous avons réalisé des éprouvettes de faible épaisseur (8 plis seulement). Dans de telles conditions l'épaisseur du capteur (500µm) n'est pas négligeable et son intrusivité sera bien plus marquée que dans le cas de l'utilisation de pièces aéronautiques qui sont bien plus épaisses.

III.3.1.2 Essais en flexion

Cet essai en flexion (cf. Figure III.27a) a été effectué lui aussi sur les quatre types d'éprouvettes : la référence, avec un flex, avec une puce, et l'éprouvette avec une puce montée sur le flex. En procédant de la sorte nous souhaitons identifier l'origine des probables dégradations des performances mécaniques lors d'une sollicitation en flexion.

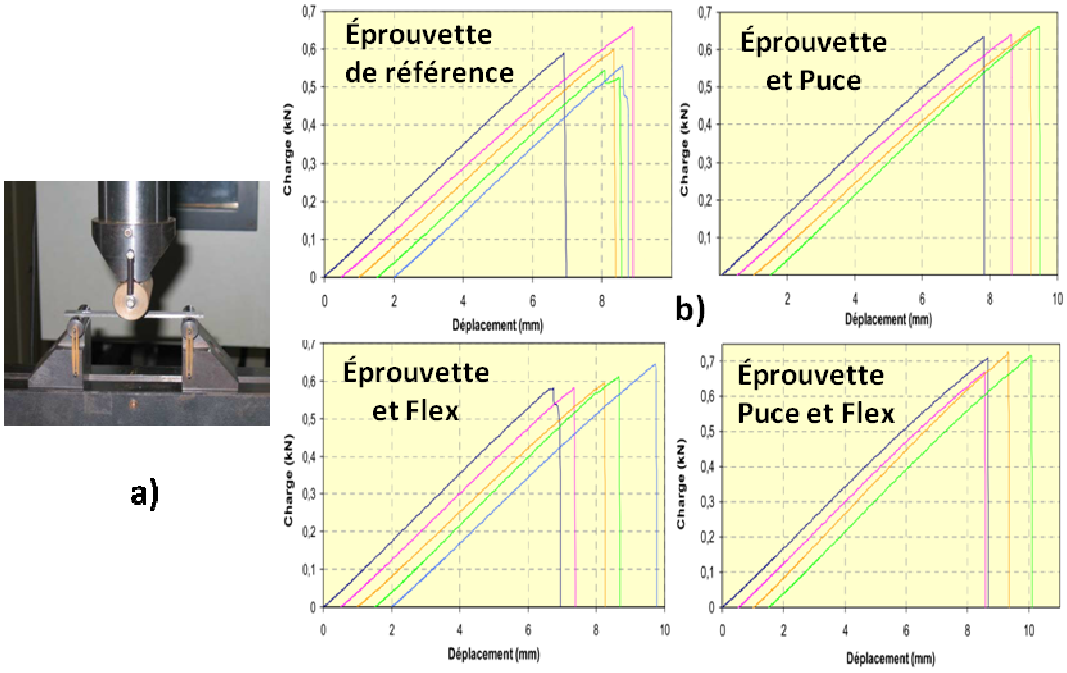


Figure III.27 : a) banc de test, b) essais en flexion des éprouvettes.

L'histogramme présenté sur la Figure III.28a compare la contrainte de rupture et la rigidité (cf. Figure III.28b) mesurés lors de ces essais en flexion.

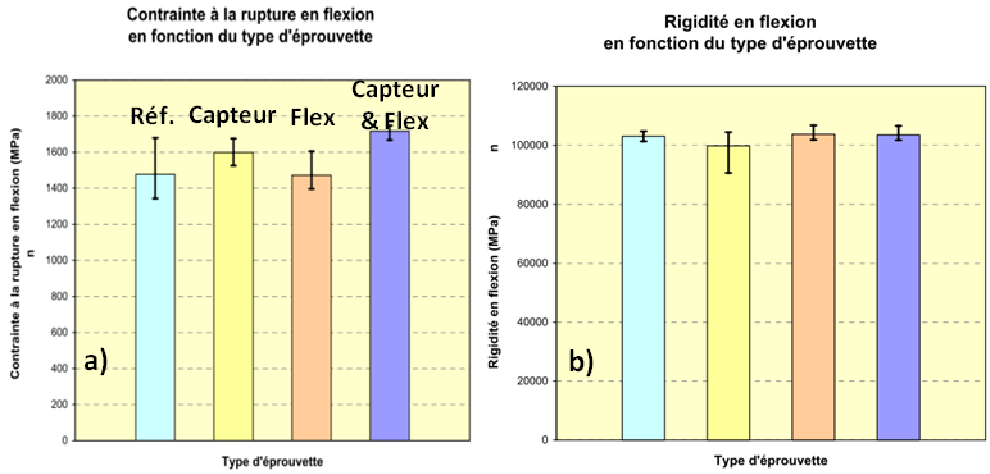


Figure III.28 : influence de l'enfouissement sur la résistance mécanique des éprouvettes en flexion.

La contrainte à la rupture en flexion à été calculée grâce à l'équation (III.2) avec F_R la charge maximale de rupture, b la largeur de l'éprouvette, h son épaisseur et $l_v$la distance entre les appuis.

$$\sigma_b = \frac{3.F_R.l_v}{2.b.h^2} \qquad \text{(III.2)}$$

La rigidité en flexion à été déterminée grâce à l'équation (III.3) avec f_1 la flèche à 10% de F_R et f_2 la flèche à 50% de F_R.

$$E_b = \frac{F_R.l_v^3}{10.b.h^3\left(f_2 - f_1\right)} \qquad \text{(III.3)}$$

A l'analyse des résultats, il apparaît que la contrainte de rupture en flexion est majorée de 8.2% avec un capteur enfoui, de 0.4% avec un flex enfoui et de 16.3% avec l'enfouissement d'un capteur monté sur flex. Contrairement à l'essai en traction la contrainte apparente à la rupture en flexion est plus importante en présence du système de détection enfoui. Cela s'explique simplement, en considérant que l'insertion d'une puce semiconductrice de 500µm d'épaisseur, ou/et d'un Flex en Kapton de 130µm d'épaisseur, accroit significativement l'épaisseur de l'éprouvette (2mm). Ces écarts seront nettement réduits, voir indécelables, sur des pièces d'épaisseur supérieure au centimètre.

III.3.1.3 Essais en cisaillement

Cet essai en cisaillement (cf. Figure III.29a) a été effectué lui aussi sur les quatre types d'éprouvettes et vise l'évaluation des dégradations des performances mécanique lors de ce type de sollicitation.

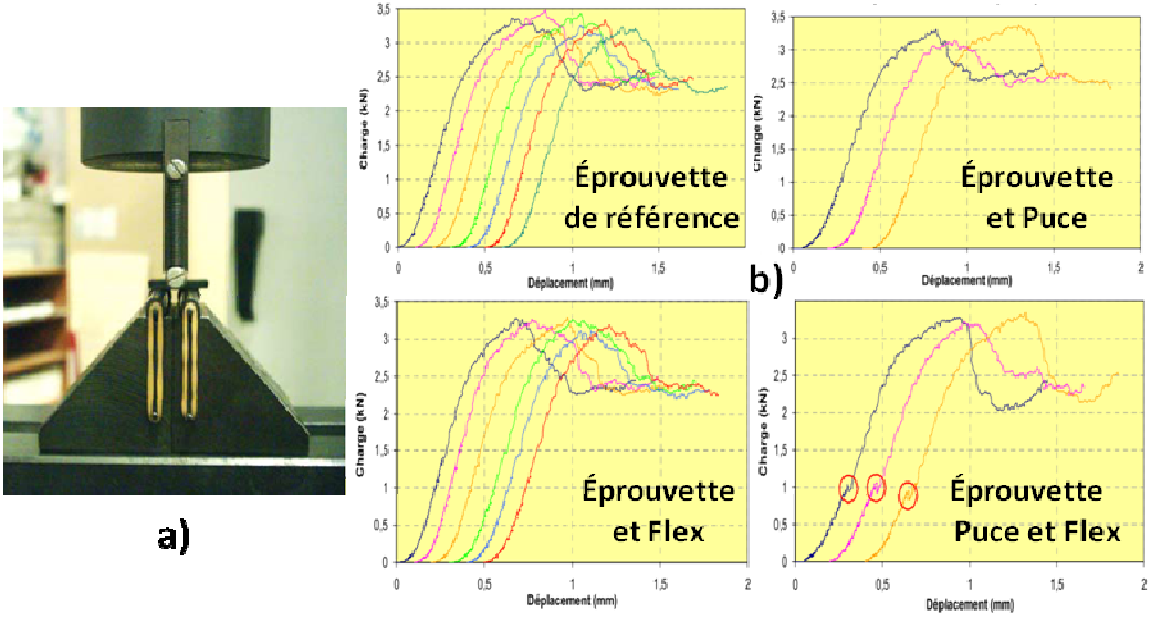


Figure III.29 : a) banc de test, b) essais en cisaillement des éprouvettes.

La contrainte apparente de cisaillement à été déterminée par l'équation (III.4) avec FR la charge maximale au moment de la première rupture, *b* la largeur de l'éprouvette et *h* son épaisseur.

$$\tau_R = \frac{3.F_R}{4.b.h} \qquad \text{(III.4)}$$

Une fois de plus comme le résume l'histogramme présenté sur la Figure III.30, la comparaison des contraintes de rupture lors de ces essais en cisaillement, ne montre pas une modification significative entre l'éprouvette de référence et celles avec notre réseau de capteur in situ.

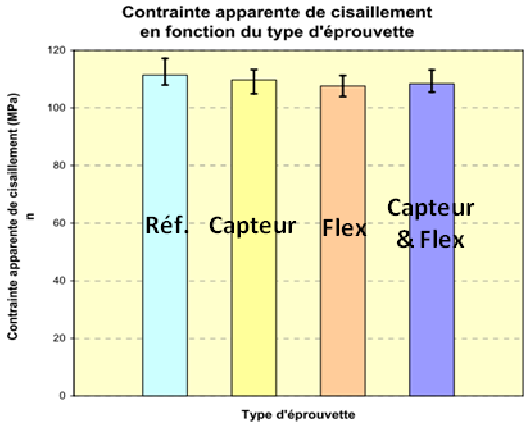


Figure III.30 : influence de l'enfouissement sur la résistance mécanique des éprouvettes en cisaillement.

Il apparaît que l'enfouissement d'un capteur seul diminue la contrainte à la rupture de -1.5%, de -3.4% pour un flex et enfin de -2.7%pour un capteur monté sur flex. Cette légère dégradation devrait être nettement réduite, voir indécelable, sur des pièces d'épaisseur plus importante que nos éprouvettes.

III.4 Conclusions :

Ce chapitre, consacré aux solutions pour l'enfouissement d'un réseau de capteurs, débute par la description des contraintes liées à cet enfouissement non intrusif (dimensions réduites et profil plat), et celles liées à la tenue de l'assemblage lors de l'élaboration au four autoclave (200°C, 5h sous 5bar) du multi-plis composite carbone.

L'incompatibilité du packaging en boitier classique, nous a conduits à la recherche d'un conditionnement original non intrusif, robuste et modulable. Nous avons opté pour le report du capteur sur circuit imprimé flexible en Kapton.

Pour rester performant, ce report sur le flex se fait par flip-chip de la puce collée par une époxy conductrice (H20E). Ainsi, l'épaisseur totale n'excède pas 650µm et pourrait encore être réduite moyennant un amincissement mécanique.

La validation électrique de l'assemblage sur flex est présentée et nous illustrons le déploiement d'un réseau de capteur complexe. Enfin, une validation électrique après enfouissement la matrice composite (tenue à l'autoclave) permet de conclure la pertinence de notre conditionnement.

Pour compléter cette validation, nous avons évalué, à l'aide de tests mécaniques, l'intrusivité de ce réseau de capteurs. L'ensemble des tests mécaniques, en traction, flexion et cisaillement, révèle peu ou pas de dégradation des performances mécaniques. De plus, l'ensemble de ces tests ont été réalisés sur des éprouvettes d'épaisseur réduite (2mm) comparable à celle des capteurs (0,5mm) et donc l'incidence sur des structures plus épaisse devrait être quasiment imperceptible. Reste à mener des analyses en fatigue pour vraiment confirmer la non incidence sur l'ensemble des performances mécaniques.

Chapitre IV

Instrumentation d'une pièce en composite carbone

IV.1 Introduction

Les mesures en déformation statique décrites dans le second chapitre ont mis en évidence une sensibilité aux contraintes correspondant à l'apparition d'une tension à des niveaux de courant extrêmement faibles.

Dans ce dernier chapitre, nous présenterons le circuit électronique de mise en forme de ce signal, proposé au vu des mesures statiques préliminaires.

Nous validerons ensuite la transduction mécano-électrique du capteur TJS dans le cas d'un ancrage simple. On notera que le fondamental et les deux premiers harmoniques ont une réponse conforme à celle prédite par la théorie.

Puis, après avoir illustré les étapes d'enfouissement, nous présenterons une première instrumentation du suivi in-situ de la réticulation du polymère dans le four autoclave.

Enfin, les essais de chocs sur plaque composite instrumentée seront présentés et montreront l'intérêt de notre instrumentation in-situ.

IV.2 Méthode de lecture du signal

Comme présenté dans le chapitre II, sous l'effet d'une contrainte mécanique le substrat de silice fondue génère des charges que nos TJS parviennent à collecter. Normalement la silice fondue est amorphe, mais peut devenir, après une étape thermique haute température (~1000°C), localement microcristalline et donc piézo-électrique. Ces charges sont collectées puis stockées dans la capacité de la jonction non polarisée et mesurable à l'aide d'un microvoltmètre à très haute impédance.

En pratique notre substrat génère très peu de charges, à cause de sa nature majoritairement amorphe, et induira l'utilisation d'un circuit d'amplification. Nous avons donc conçu un circuit à base d'amplificateur d'instrumentation, à très haute impédance d'entrée, représenté sur la Figure IV.1.

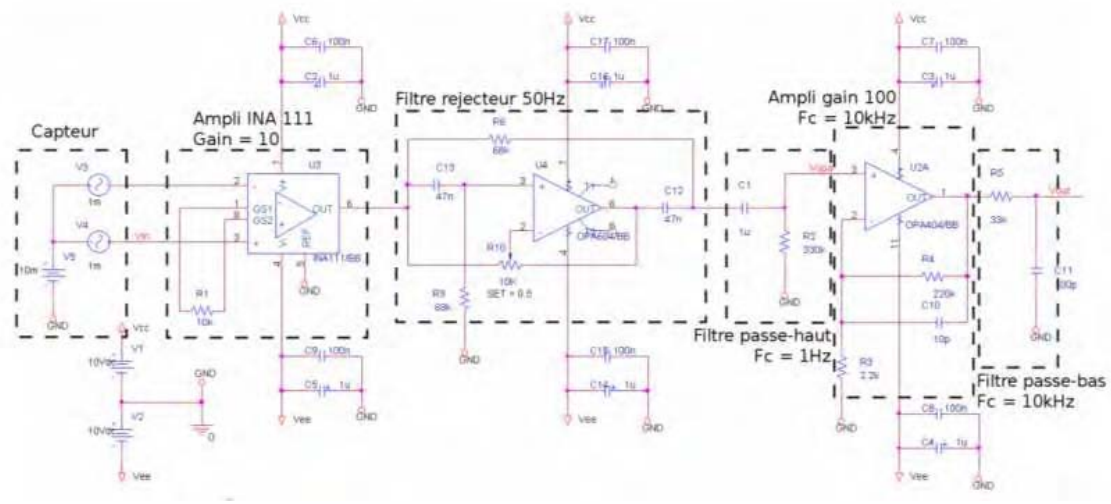


Figure IV.1 : schéma électrique de la chaîne d'amplification.

Les charges sont générées par le capteur non polarisé qui présente une très haute impédance (10MΩ à 100MΩ) comme on a pu le constater sur les caractéristiques présentées dans le second chapitre. Une telle impédance est problématique à plusieurs titres :

L'impédance d'entrée du circuit de mesure doit être nettement plus élevée que celle du capteur, sans quoi le signal sera fortement atténué. Ceci interdit de brancher directement un oscilloscope (cf. Figure IV.2)

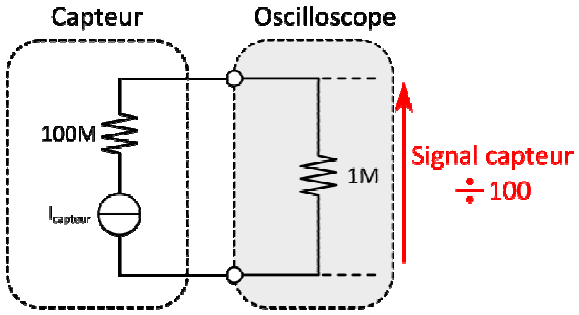


Figure IV.2 : désadaptation d'impédance lors du branchement direct d'un oscilloscope.

Le premier étage du circuit (cf. Figure IV.1) garantit une amplification différentielle de gain 10 aux bornes du capteur. En tenant compte de la contrainte d'adaptation d'impédance et de la volonté de concevoir un système rapide, nous avons choisi l'amplificateur d'instrumentation INA111 dont les caractéristiques sont adaptées à notre cas d'utilisation :

- Impédance d'entrée de 1000GΩ
- Courant de polarisation entrant de 20pA (insuffisant pour polariser le capteur)
- Bande passante de 2MHz pour un gain de 10 (amplification d'ondes acoustiques haute fréquence)
- Temps de réponse court (« Time set up » de 4µs pour un gain de 100)
- Faible dérive en température (5µV/°C maxi)

L'autre inconvénient majeur de cette valeur très élevée de l'impédance des capteurs, est la très forte sensibilité aux bruits induits par les rayonnements électromagnétiques ambiants (notamment le secteur à 50Hz). Si l'étage différentiel amplifie le signal de transduction du capteur, il amplifie aussi le bruit ; les mesures montrent que le niveau du bruit est très important et le 50Hz est prédominant. Il limite à lui seul la valeur maximale du gain de l'amplificateur et l'extraction du signal utile est souvent impossible. Afin d'éviter la saturation du premier amplificateur d'instrumentation, nous avons limité son gain à 10 et placé en suivant un filtre réjecteur du 50Hz du 2nd ordre.

L'étage suivant est un filtre passe-haut passif du premier ordre avec une fréquence de coupure de 5Hz pour limiter le bruit en 1/f. Son rôle est entre autre d'éliminer le mode commun, pour ne conserver que l'ondulation correspondant au signal du capteur avant un dernier étage amplificateur de gain 100. Dans la perspective de la SHM, notre détection se concentre sur l'écoute des vibrations des modes propres de la pièce composite. La fréquence de ces signaux n'étant pas très élevée nous avons limité la bande passante de cet étage à 20kHz. Cela doit nous permettre de relever les ondes acoustiques les plus rapides et atténuer le bruit haute fréquence qui en se superposant au spectre du signal peut provoquer des repliements de spectre lors de l'échantillonnage pour la digitalisation du signal. Le dernier étage est encore un filtre passif passe-bas de fréquence de coupure 20kHz pour renforcer l'efficacité du filtre anti-repliement de l'étage précédent.

Au final, nous disposons d'un circuit d'amplification à entrées différentielles, doté d'un coefficient d'amplification de 1000, d'une impédance d'entrée supérieure à 100 GΩ, d'une bande passante allant de 5Hz à 20kHz et capable de rejeter efficacement le 50Hz.

IV.3 Validation de la transduction mécanique

Des essais réalisés sur des capteurs de première génération, collés sur des cannes en composite carbone, ont permis de tester la transduction mécano-électrique des capteurs TJS sur silice fondue. Ces cannes, de 1 centimètre de diamètre, initialement dédiées au renfort du béton armé, sont utilisées dans le cadre de la thèse de Catalin Codreanu pour l'instrumentation d'ouvrages d'art en béton.

Figure IV.3 : instrumentation de canes en carbone avec des capteurs de première génération.

Les cannes cylindriques ont été fixées à une extrémité sur un établi à l'aide de serre-joints, l'autre extrémité est laissée libre de mouvements comme schématisé sur la Figure IV.4.

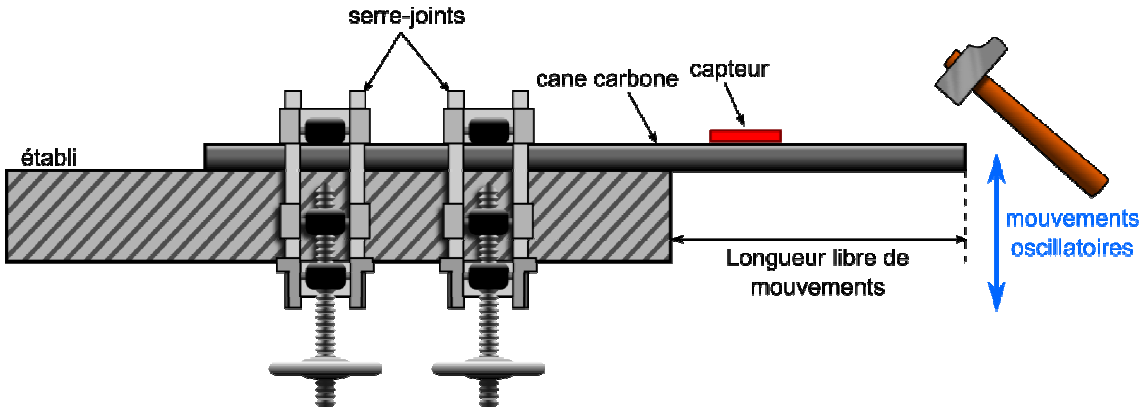


Figure IV.4 : dispositions des cannes de carbone lors du test.

Avec un marteau, nous venons frapper l'extrémité libre de la canne qui oscille à sa fréquence de résonance propre. Le capteur, connecté au circuit d'amplification détaillé précédemment, détecte ces oscillations qui après amplification sont mesurées à l'aide d'un oscilloscope numérique. La fréquence de ces oscillations étant dépendante de la longueur libre *L*, nous avons réalisé plusieurs mesures pour différentes valeurs de *L*. Les chronogrammes des tensions et le spectre correspondant sont représentés ci-dessous sur la Figure IV.5.

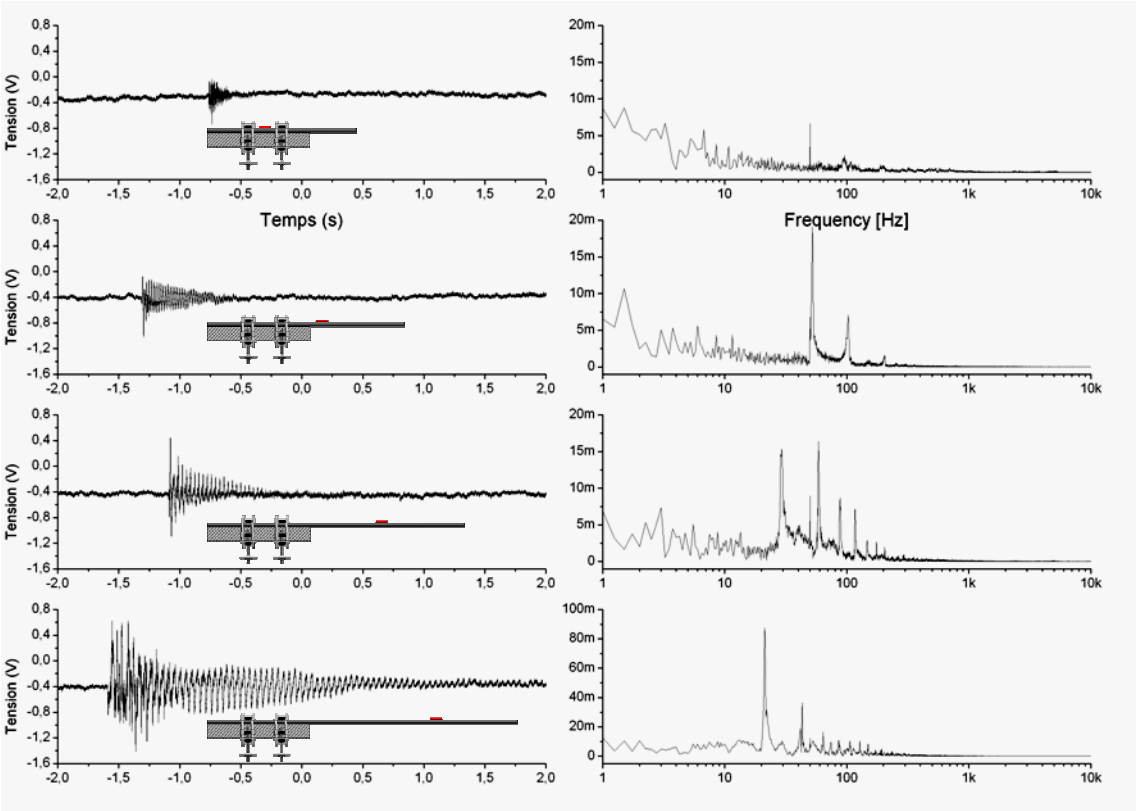


Figure IV.5 : mesures des oscillations libres d'une cane de carbone.

Les chronogrammes se présentent sous la forme d'oscillations amorties. Comme attendu, plus la longueur libre est importante, plus l'amplitude des oscillations est grande et plus l'extinction est lente.

Coté évolution spectrale, on note d'abord la présence importante de bruit à basse fréquence et la raie non négligeable correspondant au 50Hz. On remarque aussi la présence d'un mode propre d'oscillation fondamental et de ses harmoniques. Lors de cet essai le filtre réjecteur n'était pas encore implémenté. Comme attendu la fréquence de ce mode fondamental diminue avec l'augmentation de la longueur libre. Pour être encore plus précis, la fréquence du mode fondamental, comme celui des harmoniques, croit comme l'inverse de la longueur libre et l'équation est la suivante :

$$F_{oscillations} = a / L + b \qquad \text{(IV.1)}$$

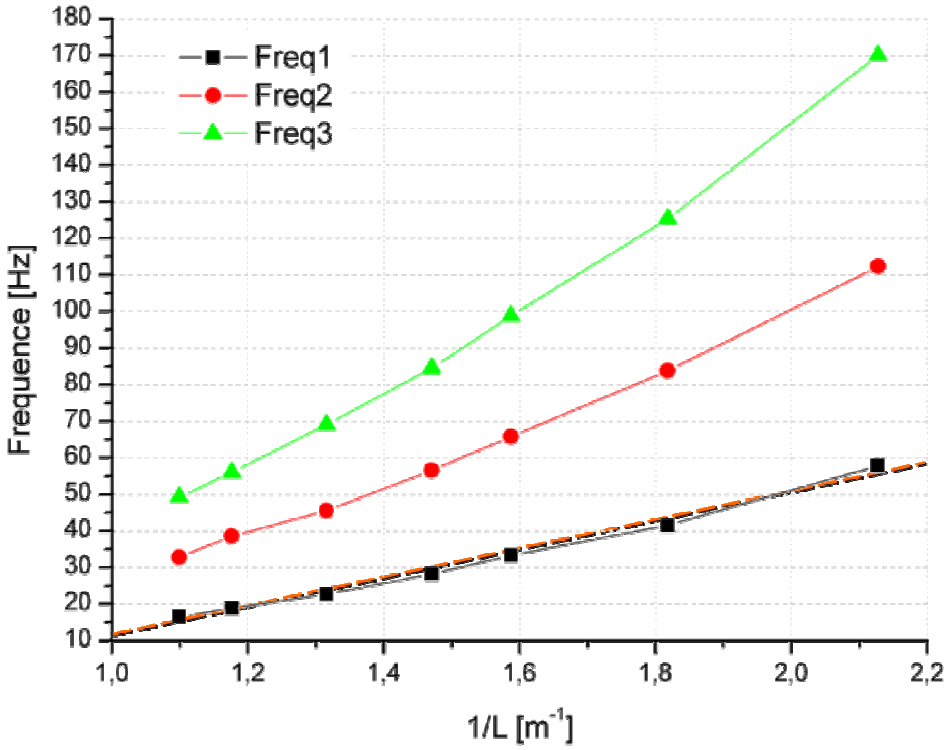


Figure IV.6 : évolution de la fréquence du mode propre d'oscillations d'une canne carbone fixée à une extrémité.

La fréquence fondamentale (en noir) suit la loi linéaire typique dans le cas d'un ancrage simple (cf. Figure IV.6) avec l'inverse de la longueur libre *L*. Ceci démontre que les signaux relevés par le capteur proviennent bien de la transduction mécano-électrique des oscillations libres de la canne et valide la transduction mécano-électrique de nos capteurs. Reste à présent à les tester une fois enfouis directement dans la matrice composite pour vérifier leur pertinence.

IV.4 Instrumentation in situ d'une pièce composite carbone

IV.4.1 Elaboration d'une éprouvette composite

D'une manière générale, les pièces en composite carbone sont réalisées à partir de l'empilement de feuilles (appelées « plis pré-imprégnés») constituées de fibres de carbone enduites d'un polymère et orientées dans une même direction. Le plus souvent, afin de renforcer la résistance mécanique de la pièce, l'orientation des fibres est alternée d'un pli à l'autre suivant le schéma 0° / 45° / 90° pour obtenir au final des propriétés mécaniques isotropes. Les plis sont ajustés et empilés dans un moule. C'est lors de cette étape que les capteurs seront insérés entre deux plis.

L'ensemble est coiffé d'un tissu pour absorber l'excédent de polymère lors de la cuisson. Le tout est enfermé sous un plastique plaqué par le vide, un joint en mastic assurant l'étanchéité. La pièce est alors introduite dans une enceinte de l'autoclave, où elle subira pendant 5h une cuisson à 180°C sous 5 bars de pression (cf. Figure IV.7).

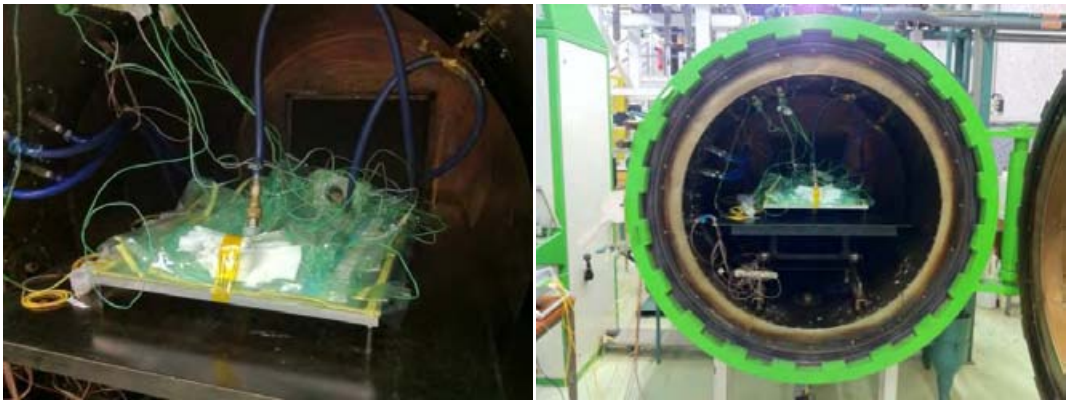


Figure IV.7 : enfournement de l'échantillon dans l'autoclave.

Durant ce cycle de cuisson, la matrice polymère des plis se liquéfie, gélifie puis durcit pour ne former qu'un seul bloc de fibre compacte, maintenu par le polymère réticulé.

IV.4.2 Instrumentation : suivi de réticulation

La surveillance et la connaissance de l'état de santé d'une pièce passe d'abord par le contrôle de son procédé de fabrication. L'étape la plus critique est le recuit en autoclave où toute inspection depuis l'extérieur est impossible (enceinte fermée et sous pression). Il existe

de nombreuses méthodes de monitoring de l'état de la matrice pendant le processus de recuit, parmi lesquelles on peut citer :

- La spectroscopie diélectrique qui permet la mesure in situ des propriétés diélectriques de la pièce [97].
- L'utilisation d'une fibre optique pour la mesure de la longueur d'onde et de l'efficacité des radiations en fluorescence émises par les molécules d'époxy fournit des renseignements sur leur viscosité [98]. Le suivi peut également être fait en utilisant la fibre comme une jauge de contrainte [99].
- L'utilisation d'une fibre optique pour la mesure des dérives de l'indice de réfraction d'un polyimide en cours de réticulation [100].
- Les mesures de changement de phase et de vitesse de propagation d'une onde ultrasonique [101]–[103].
- L'étude des variations d'une résistance enfouie dans le matériau [104].

Dans notre cas, si l'on souhaite enfouir dans la pièce plusieurs capteurs à des niveaux différents, nous pouvons utiliser une mesure d'impédance inter-fibres en mettant une électrode à nu sur le circuit flex. Cependant nous avons voulu tester la possibilité de suivre la réticulation avec nos capteurs TJS (cf. Figure IV.8).

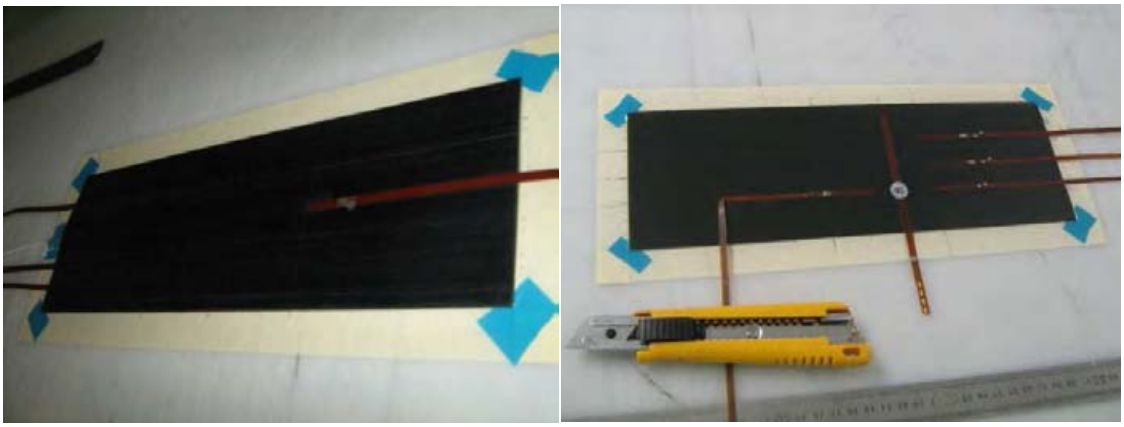


Figure IV.8 : pièces en composite carbone multi-instrumentées.

Quelques capteurs ont été enfouis dans des pièces de composite de qualité aéronautique (matrice M21). Les éprouvettes mesurent 100mm de large par 400mm de long (cf. Figure IV.8). Des câbles coaxiaux à gaine téflon ont été soudés sur les terminaisons des flex avec un alliage de SAC305 (température eutectique de 217°C). Les câbles sont extraits de l'autoclave grâce à un passe-fil. Les capteurs ont été polarisés à bas niveau de courant (10µA) pour permettre la mesure de la température à l'intérieur de la pièce.

Le processus de réticulation en autoclave se découpe en trois phases :

- Une rampe de température de 20°C à 180°C pendant 80min
- Un palier à 180°C de 160min
- Une descente en température de 80min

Les relevés de la Figure IV.9 montrent l'évolution du rapport tension/courant du capteur tout au long du processus et mettent en évidence 6 phases distinctes

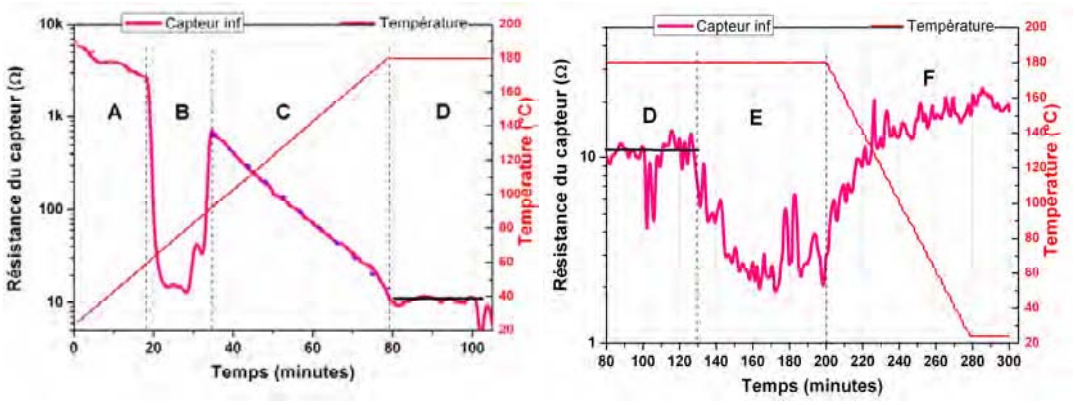


Figure IV.9 : suivi de réticulation pendant le procédé d'autoclave.

Pendant la phase « A » le capteur est en contact face avant et face arrière avec les plis pré-imprégnés. La matrice est encore solide et le capteur ne renvoie que l'image de la rampe de température. La phase « B » correspond au brutal changement de phase de la matrice polymère qui, à partir de 60°C, passe subitement d'un état pâteux à liquide et enrobe progressivement la totalité du capteur. Une fois la liquéfaction de la matrice complète le capteur est noyé à l'intérieur et ne voit plus d'autres variations d'environnement que la rampe de température (phase C). La phase « D » correspond au début du palier de température et surtout au début de la gélification du polymère. Durant cette phase le polymère liquide redevient pâteux puis commence à durcir. Lors de ce même palier à 180°C, la phase « E » correspond à la fin de la polymérisation et donc au durcissement de la matrice. Le capteur subit alors de fortes contraintes dans toutes les directions. Après le palier (phase « F »), lors de la descente en température, les contraintes thermomécaniques dans le polymère se réduisent et modifient légèrement la caractéristique du capteur.

Ce travail préliminaire mérite d'être approfondi pour en extraire de plus amples informations. Il est clair que la sensibilité de notre capteur, simultanément à la température et aux contraintes, est déterminante. A terme, nous comptons proposer une procédure de suivi et même l'optimisation du cycle de cuisson qui mérite d'être adapté pour chaque pièce composite réalisée.

IV.4.3 Instrumentation in-situ d'une pièce composite

La capacité de nos capteurs pour la transduction mécano-électrique à été démontrée dans le cas de la mesure des oscillations libres d'une canne carbone. Le capteur était alors collé en surface sur cette dernière. L'essai suivant a deux objectifs : il vise à évaluer l'aptitude du capteur à la transduction à cœur du matériau et à confirmer la bonne tenue de notre conditionnement au procédé d'autoclave.

Comme précédemment dans le cas de la canne, la pièce instrumentée a été fixée à une de ses extrémités sur un établi (cf. Figure IV.10).

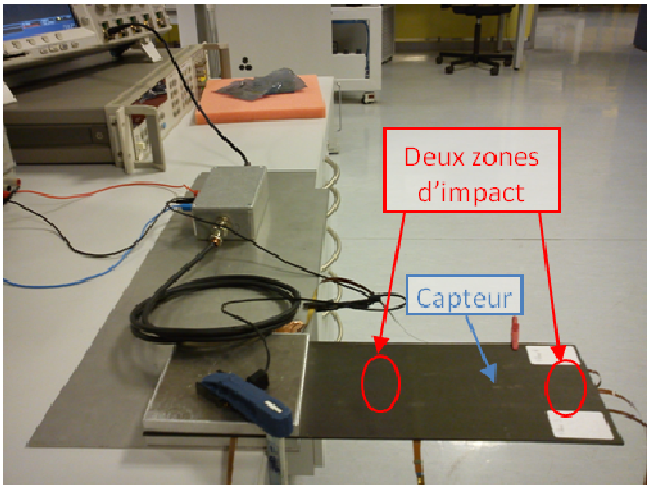


Figure IV.10 : test de détection d'onde acoustique à l'aide de capteurs enfouis.

La connectique flex des capteurs est reliée à l'amplificateur d'instrumentation, le signal est observé sur l'oscilloscope. L'onde mécanique est créée en impactant la partie libre de la pièce avec un marteau. Nous avons procédé à deux impacts sur l'éprouvette, l'un proche du point d'ancrage, l'autre près de l'extrémité. Les réponses temporelles du capteur et leur représentation spectrale sont représentées ci-dessous sur la Figure IV.11. Avant d'analyser ces courbes, on notera sur la réponse spectrale que le secteur (50Hz) n'apparait plus et qu'il est bien éliminé par le filtre réjecteur.

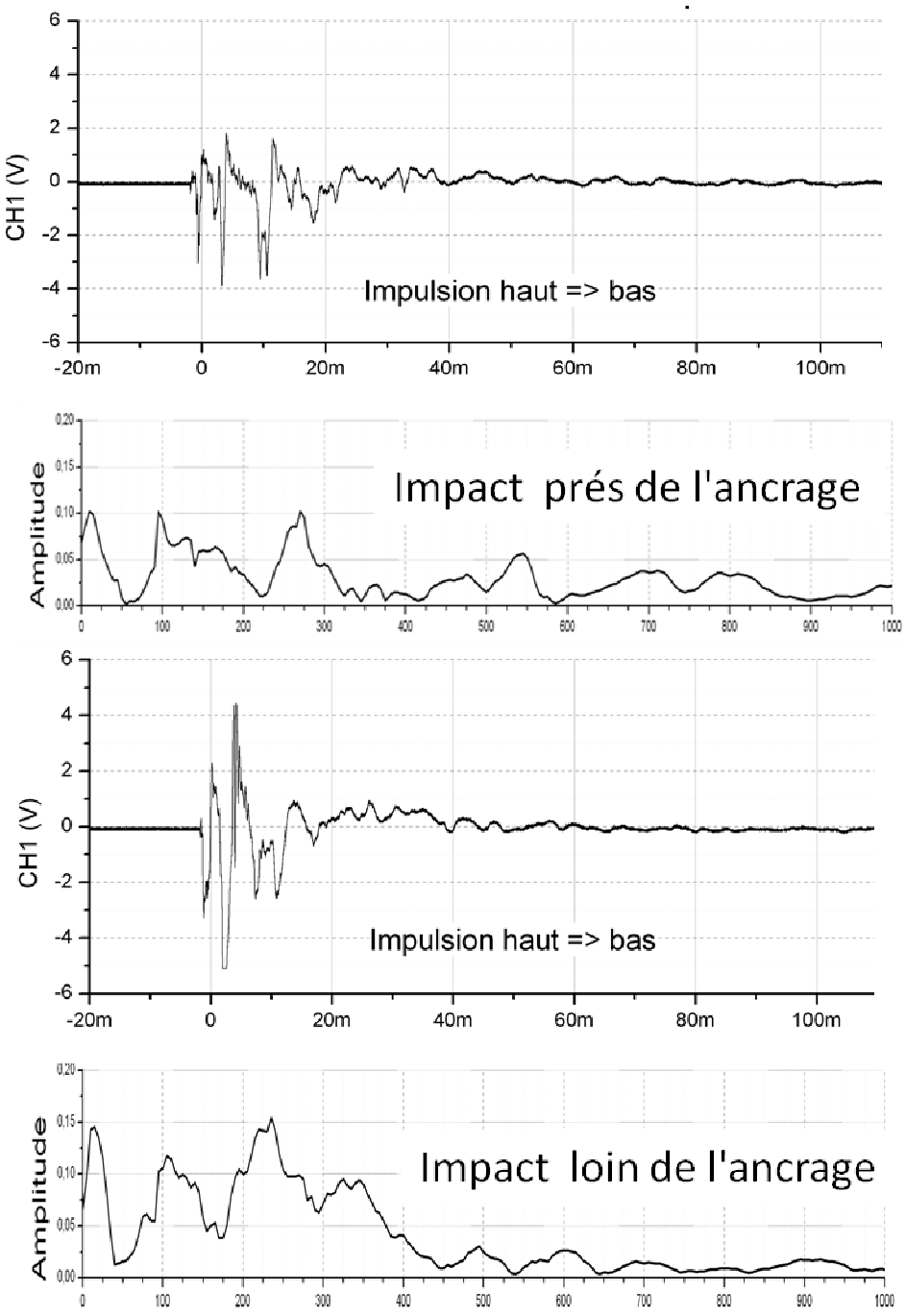


Figure IV.11 : mesure d'onde acoustique à l'aide d'n capteur enfouis, pour un impact loin du point d'encrage (en haut) et proche du point d'ancrage (en bas).

On peut remarquer, comme attendu, que l'amplitude des oscillations est moins importante dans le cas d'un impact proche du point d'ancrage. Le signal le plus important se situe autour de 225Hz pour l'impact extérieur et de 275Hz pour l'impact intérieur. Ces pics correspondent au mode fondamental de l'onde acoustique et le léger décalage en fréquence provient du choix de la zone d'impact. Néanmoins on peut déplorer le manque de résolution de ce spectre déduit de la mesure d'un seul impact. Pour parvenir à une meilleure résolution fréquentielle de la réponse spectrale, il conviendra d'acquérir les signaux de plusieurs impacts

en un temps réduit. Nous ne disposons pas d'un tel équipement, mais il faudra à terme y remédier. La réponse spectrale montre d'autres pics du signal à 350Hz, 500Hz et 600Hz. Le pic à 500Hz est le premier harmonique (fondamental~250Hz) mais les pics à 350Hz et 600Hz correspondent d'autres modes propres de vibration. A plus haute fréquence, le niveau des raies devient trop faible pour être exploitable.

Plusieurs tests similaires ont été menés avec des capteurs de seconde génération. Pour les premiers, la résistance de fuite trop faible (~20kΩ) ne permettait pas la lecture du moindre signal. Malgré la forte réduction du courant de fuite en surface, nous n'avons pu relever qu'un bruit de fond très important et pas ou trop peu de signal utile.

IV.5 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons démontré l'aptitude des capteurs, collés en surface d'une canne en composite carbone, à la mesure dynamique de contraintes grâce un test d'oscillations libres. Cette mesure est facilitée par la grande ampleur des oscillations de la canne, mais en pratique il faudra détecter des vibrations de bien moindre amplitudes.

Nous avons également mis en évidence leur capacité à la mesure de contraintes dans une configuration enfouie et encore vérifié la bonne tenue au recuit en autoclave.

Nous avons enfin démontré l'aptitude de nos capteurs à réaliser le suivi in-situ du recuit des pièces carbone en parvenant à identifier les différents changements de phase de la matrice polymère.

Ces essais nous ont également permis de constater les effets néfastes de la résistance de fuite sur la restitution du signal sur les capteurs de seconde génération. Malgré de nettes améliorations au niveau de la valeur de cette résistance de fuite, l'absence de signal montre qu'un d'importants travaux restent à mener pour augmenter le niveau des signaux.

Conclusion générale et perspectives

Ce mémoire a présenté la synthèse de nos travaux sur l'instrumentation in-situ des structures composites. Nous avons commencé par présenter le contexte et les caractéristiques des matériaux composites en général et ceux dédiés à l'aéronautique en particulier. Ces matériaux très performants ont de fortes potentialités dans la réalisation de structures légères et robustes comme en exige l'avionique. Néanmoins, ils souffrent toujours d'un comportement imprévisible avec un risque de délamination brutale. Leur nature très hétérogène rend difficile, voire impossible, l'établissement d'un modèle fiable, capable de renseigner sur l'évolution de la réponse mécanique structurelle dans le temps.

C'est précisément là, tout l'enjeu de la surveillance de la santé des structures composites (SHM), dans laquelle se sont, depuis longtemps, impliquées de nombreuses équipes de recherche et beaucoup d'industriels. Pour réaliser ce monitoring dans des conditions de vol, peu de solutions ont à ce jour fait leurs preuves. C'est pourquoi dans un premier temps, nous avons répertorié les capteurs présentés dans la littérature et essayé de comparer leurs performances et limites respectives. Parmi ses transducteurs on compte le câble vibrant, la jauge extensiométrique métallique ou semiconductrice, le capteur piézoélectrique ou encore la fibre optique avec DBR. Comme on vient de le montrer, il existe nombre de capteurs et de techniques de mesures, la complexité de leur mise en œuvre les confine souvent à des essais en laboratoire (tests indoor). De plus, mesurer un champ de contraintes dans une structure est une chose, en déduire l'état structurel en est une autre. Effectivement le diagnostic sur l'état structurel d'une pièce n'est pas simple à établir, il nécessite l'intégration de nombreux paramètres et d'analyser le couplage de différents paramètres physiques.

Un monitoring permanent nous est apparu difficile voire impossible à mettre en œuvre. De plus, les transitoires mécaniques, liés à des chocs ou une délamination, peuvent être extrêmement brefs (quelques µs) et induire une cadence d'échantillonnage très élevée. Enfin, se pose aussi la question du maillage du placement des capteurs et de leur lecture.

La solution que nous proposons repose sur l'enfouissement à cœur de la pièce, d'un capteur dipolaire multi-points. En effet nous associons l'ensemble des capteurs en parallèle avec un placement libre de ces derniers. Notre objectif n'est pas la localisation d'un défaut, mais plutôt l'écoute de la réponse mécanique globale d'une structure. Cette réponse globale, correspond à l'extraction des modes propres de vibration de la pièce et notre diagnostic sera établi sur la dérive temporelle de cette réponse spectrale (représentation temps /fréquences). Tout cela a déjà été abordé dans des travaux antérieurs, mais nous pensons qu'une instrumentation in situ (au cœur même du matériau) est plus pertinente pour établir ce diagnostic. De plus il nous parait pertinent de disposer d'une instrumentation multi-physique

(mécanique, thermique et électrique) pour affiner nos informations. Il n'est pas vital d'écouter en permanence les traumatismes (chocs et autres) subis par la structure, une analyse globale à une dizaine de minutes d'intervalle est amplement suffisante. Dans cette approche, nous ne cherchons pas l'origine et la localisation du défaut, mais seulement sont impact sur la réponse globale. Enfin, pour être performante, notre solution de SHM doit être capable de déceler l'impact de défauts de faibles dimensions et c'est pourquoi on s'intéressera plus à l'analyse des harmoniques de rang élevé, plutôt qu'aux modes fondamentaux (grande longueur d'onde).

Maintenant que nous avons présenté notre stratégie pour ce monitoring, nous pouvons en déduire les contraintes qu'elle impose sur les performances des capteurs. Il doit être sensible à des micro-vibrations pour la transduction des modes supérieurs, rapide pour traduire les transitoires courts (~quelques 10µs) et enfin, compatible avec les contraintes induites par l'enfouissement. Cette étape d'enfouissement correspond à l'élaboration de multi-plis composites dans un four autoclave (5h à 180°C sous 5 bars de pression). A cela s'ajoute la préoccupation de ne pas introduire de défaut dans la pièce par le seul enfouissement des capteurs. Ceux-ci peuvent être assimilés à des micro-défauts susceptibles d'amorcer des délaminations.

Lors du second chapitre, nous avons essayé de répondre à ces exigences en proposant un nouveau type de capteur multi-physique basé sur la conduction tunnel (TJS pour Tunnel Junction Sensor). Cette détection repose sur la collection de charges, induites par piézoélectricité dans un substrat diélectrique, grâce à une diode P^+N^+ inscrite dans un film polysilicium. A cause des forts niveaux de dopage appliqués cette diode est de type Zéner qui, si elle est polarisée en inverse, devient très sensible à la température. Ce phénomène a été mis à profit pour réaliser des capteurs thermique présentant une sensibilité élevée de -25mV/°C. Cette double sensibilité mécanique et thermique à été exploitée pour le suivit de réticulation dans le four autoclave. Même si nous manquons encore de recul sur les résultats obtenus, l'évolution temporelle de la tension au cours du recuit, en restant à courant constant, montre des changements de pente correspondant aux changements de phase de la matrice polymère du matériau.

Lors de tests mécaniques préliminaires en déformation statique (tension et compression), avec une contrainte de 0.05% appliquée sur une canne en carbone sur laquelle est collée notre capteur, apparaît sur la caractéristique *V(I)* à très bas niveau de courant (<50pA) une tension continue allant de 10 à 30mV. Ce résultat à été mis en regard avec celui obtenu avec une jauge de contrainte métallique classique placée, elle aussi, sur la même canne en carbone déformée. Le résultat est à la hauteur de nos attentes, car comme on pouvait le

prédire le facteur de jauge mesuré est de $K_{Jauge\ métal.} = 2$ sur la jauge métallique contre $K_{TJS} = 1200$ sur nos capteurs TJS. Ce résultat très encourageant, nous a fait conclure un peu trop vite sur des caractéristiques piézoélectriques locales des substrats en silice fondue.

Nous nous sommes ensuite penchés sur le conditionnement de ces capteurs pour rendre l'enfouissement dans la matrice composite compatible. Le conditionnement classique en boîtier n'est pas envisageable et nous avons dû proposer une approche originale pour satisfaire l'interconnexion entre le capteur enfoui et l'électronique externe. Cette connectique doit être robuste, de faible épaisseur (cela exclut les liaisons filaires), modulable pour permettre un placement libre d'un nombre de capteurs variant d'une instrumentation à la suivante, non intrusive pour les performances mécaniques et enfin compatible avec le recuit dans le four autoclave. Nous avons opté pour une connectique générique linéaire à base de circuit imprimé flexible (Kapton). Nous avons démontré que cette connectique souple remplissait tous les critères précédemment énoncés. Nous avons validé la tenue à l'enfouissement et constaté l'absence de dégradation de la caractéristique statique du capteur TJS.

Pour quantifier l'impact de l'insertion de ce réseau de capteurs, nous avons procédé à des tests mécaniques en traction, flexion et cisaillement sur quatre type d'éprouvette : référence (sans ajout), composite avec puce seule, composite avec flex seul, enfin composite avec flex et puce montée. Les résultats obtenus sur ces éprouvettes fines (8 plis soit ~2mm), comparée au 500µm de la puce et 130µm du flex, montre une très faible modification des performances mécanique. Nous pensons que l'incidence sur des pièces plus conséquentes (>5mm) sera quasiment imperceptible. Néanmoins une étude en fatigue supplémentaire reste à mener.

Une fois l'enfouissement validé, nous avons procédé aux tests mécaniques sur plaque instrumentée (dimensions 100*400*2mm^3). Nous avons effectivement une transduction mécano-électrique pertinente, mais notre circuit à base d'amplificateur d'instrumentation, à très haute impédance d'entrée, s'est avérée décevante. En effet, la trop faible quantité de charges générées par piézoélectricité, induit des niveaux de signaux trop faibles devant les signaux parasites (rayonnements électromagnétiques ambiants).

Malgré tout nous avons pu extraire, après traitement du signal, des spectres mal résolus en fréquence mais laissant apparaitre les différents modes de vibration propre (fondamentaux et harmoniques). Cela est très encourageant mais une réflexion plus approfondie reste à mener pour proposer un circuit de lecture plus adapté.

Coté perspectives, il nous reste plusieurs chantiers à mener de front :

- Accroitre la transduction mécano électrique de nos capteurs en essayant de réaliser nos capteurs TJS sur un substrat de quartz avec de bonnes propriétés piézoélectriques. Nous devrions accroitre de deux ordres de grandeur les charges générée et collectées par nos jonctions non polarisées.
- Préférer à l'amplificateur d'instrumentation déjà testé un amplificateur de charges. En effet, dans ce cas on considère un circuit à basse impédance d'entrée et l'on s'expose nettement moins à l'ajout de signaux parasites. De plus, seules les charges issues d'une transduction mécano électrique seront amplifiées et cela évitera l'influence parasite de la température.
- L'approfondissement de l'instrumentation pour le suivi de réticulation reste à mener. Il ne fait aucun doute que nous devrions rapidement pouvoir conclure en temps réel sur l'état de réticulation de la matrice polymère et ainsi proposer une solution pour l'optimisation du recuit autoclave des pièces composites.
- Tout le travail sur la SHM proprement dite peut commencer et nous pourrons tester nos hypothèses sur des données expérimentales conséquentes et non parcellaire comme actuellement.

Références bibliographiques

[1] V. Giurgiutiu, *Structural Health Monitoring: with Piezoelectric Wafer Active Sensors*. Academic Press, 2007.

[2] G. Chevalier et T. Vagne, « Maintenance et réparation aéronautique : base de connaissances et évolutions », 2010.

[3] A. S. Khan et X. Wang, *Strain Measurements and Stress Analysis*. Prentice Hall, 2001.

[4] A. L. Window, *Strain Gauge Technology*. Springer, 1992.

[5] S. Bhalla, Y. W. Yang, J. Zhao, et C. K. Soh, « Structural health monitoring of underground facilities – Technological issues and challenges », *Tunnelling and Underground Space Technology*, vol. 20, n° 5, p. 487‑500, 2005.

[6] M. Batten, W. Powrie, R. Boorman, H.-T. Yu, et Q. Leiper, « Use of vibrating wire strain gauges to measure loads in tubular steel props supporting deep retaining walls », présenté à Proceedings of the institution of civil engineers: Geotechnical engineering, 1999, vol. 137.

[7] G. P. C. Van Oosterhout, « Recent Dutch experiences in developing structural monitoring systems for shield driven tunnels », *Heron*, vol. 48, n° 1, p. 65‑78, 2003.

[8] P. Moyo, *Structural Performance Monitoring and Health Assessment of Highway Bridges*. Nanyang Technological University, School of Civil and Environmental Engineering, 2002.

[9] P. Alpuim, V. Chu, et J. P. Conde, « Piezoresistive sensors on plastic substrates using doped microcrystalline silicon », *IEEE Sensors Journal*, vol. 2, n° 4, p. 336 ‑ 341, 2002.

[10] Klink, G., « Ultra Thin ICs Open New Dimensions for Microelectronic Systems », *Advancing microelectronics*, vol. 27, n° Nr.4, p. 23‑25, 2000.

[11] G. Klink, M. Feil, F. Ansorge, R. Aschenbrenner, et H. Reichl, « Innovative packaging concepts for ultra thin integrated circuits », in *Electronic Components and Technology Conference, 2001. Proceedings., 51st*, 2001, p. 1034 ‑1039.

[12] C. Adler, G. Klink, M. Feil, F. Ansorge, et H. Reichl, « Assembly of ultra thin and flexible ICs », in *4th International Conference on Adhesive Joining and Coating Technology in Electronics Manufacturing, 2000. Proceedings*, 2000, p. 20 ‑23.

[13] E.-S. Hwang, Y.-J. Kim, et B.-K. Ju, « Surface-micromachined flexible polysilicon sensor array », in *IEEE The Sixteenth Annual International Conference on Micro Electro Mechanical Systems, 2003. MEMS-03 Kyoto*, 2003, p. 582 ‑ 585.

[14] E.-S. Hwang, Y.-J. Kim, et B.-K. Ju, « Flexible polysilicon sensor array modules using “etch-release” packaging scheme », *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 111, n° 1, p. 135‑141, 2004.

[15] J. C. Anderson, « Thin film transducers and sensors », *Journal of Vacuum Science Technology A: Vacuum, Surfaces, and Films*, vol. 4, n° 3, p. 610 ‑616, 1986.

[16] S. Middelhoek, A. A. Bellekom, U. Dauderstadt, P. J. French, S. R. in `t Hout, W. Kindt, F. Riedijk, et M. J. Vellekoop, « Silicon sensors », *Measurement Science and Technology*, vol. 6, n° 12, p. 1641‑1658, 1995.

[17] W. P. Eaton et J. H. Smith, « Micromachined pressure sensors: review and recent developments », *Smart Materials and Structures*, vol. 6, n° 5, p. 530‑539, 1997.

[18] Y. Kim, Y. Kim, C. Lee, et S. Kwon, « Thin Polysilicon Gauge for Strain Measurement of Structural Elements », *IEEE Sensors Journal*, vol. 10, n° 8, p. 1320 ‑1327, 2010.

[19] N. E. Fisher, P. J. Henderson, et D. A. Jackson, « The interrogation of a conventional current transformer using an in-fibre Bragg grating », *Measurement Science and Technology*, vol. 8, n° 10, p. 1080‑1084, 1997.

[20] L. Tang, X. Tao, et C. Choy, « Effectiveness and optimization of fiber Bragg grating sensor as embedded strain sensor », *Smart Materials and Structures*, vol. 8, n° 1, p. 154‑160, 1999.

[21] R. M. Measures et K. Liu, « Fiber optic sensors focus on smart systems », *IEEE Circuits and Devices Magazine*, vol. 8, n° 4, p. 37 ‑46, 1992.

[22] R. de Oliveira, C. A. Ramos, et A. T. Marques, « Health monitoring of composite structures by embedded FBG and interferometric Fabry–Pérot sensors », *Computers & Structures*, vol. 86, n° 3‑5, p. 340‑346, 2008.

[23] D. A. Krohn, *Fiber Optic Sensors: Fundamentals and Applications*, 3e éd. Instrumentation Systems &, 2000.

[24] T. Liu, M. Wu, Y. Rao, D. A. Jackson, et G. F. Fernando, « A multiplexed optical fibre-based extrinsic Fabry-Perot sensor system for in-situ strain monitoring in composites », *Smart Materials and Structures*, vol. 7, n° 4, p. 550‑556, 1998.

[25] G. Zhou, L. M. Sim, et J. Loughlan, « Damage evaluation of smart composite beams using embedded extrinsic Fabry–Perot interferometric strain sensors: bending stiffness assessment », *Smart Materials and Structures*, vol. 13, n° 6, p. 1291‑1302, 2004.

[26] I. Read, P. Foote, et S. Murray, « Optical fibre acoustic emission sensor for damage detection in carbon fibre composite structures », *Measurement Science and Technology*, vol. 13, n° 1, p. N5‑N9, 2002.

[27] D.-H. Kim, B.-Y. Koo, C.-G. Kim, et C.-S. Hong, « Damage detection of composite structures using a stabilized extrinsic Fabry–Perot interferometric sensor system », *Smart Materials and Structures*, vol. 13, n° 3, p. 593‑598, 2004.

[28] W. W. Morey, G. Meltz, et W. H. Glenn, « Fiber Optic Bragg Grating Sensors », présenté à SPIE, Fiber Optic and Laser Sensors VII, 1990, vol. 1169, p. 98‑107.

[29] T. L. Brown, K. H. Wood, B. A. Childers, R. J. Cano, B. J. Jensen, et R. S. Rogowski, « Fiber optic sensors for health monitoring of morphing aircraft », 1999, p. 60‑71.

[30] J. O. Simpson, Wise S. A., Bryant R. G., Cano R. J., Gates T. S., Hinkley J.A., Rogowski R.S., et Whitley K. S., « Innovative Materials for Aircraft Morphing », NASA Langley Technical Report Server, 1998.

[31] J. Azaña et M. A. Muriel, « Reconstructing arbitrary strain distributions within fiber gratings by time-frequency signal analysis », *Opt Lett*, vol. 25, n° 10, p. 698‑700, 2000.

[32] S. Huang, M. LeBlanc, M. M. Ohn, et R. M. Measures, « Bragg intragrating structural sensing », *Appl. Opt.*, vol. 34, n° 22, p. 5003‑5009, 1995.

[33] R. F. Anastasi et C. Lopatin, « Application of a fiber optic distributed strain sensor system to woven E-Glass composite », NASA/TM-2001-211051, 2001.

[34] M. Iodice, V. Striano, G. Cappuccino, et G. Cocorullo, « Fiber Bragg grating sensors-based system for strain measurements », in *Proceedings of 2005 IEEE/LEOS Workshop on Fibres and Optical Passive Components, 2005*, 2005, p. 307 ‑ 312.

[35] J. Moll, M. V. Golub, E. Glushkov, N. Glushkova, et C.-P. Fritzen, « Non-axisymmetric Lamb wave excitation by piezoelectric wafer active sensors », *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 174, p. 173‑180, 2012.

[36] E. F. Crawley et J. De Luis, « Use of piezoelectric actuators as elements of intelligent structures », *AIAA Journal*, vol. 25, n° 10, p. 1373‑1385, 1987.

[37] E. F. Crawley et E. H. Anderson, « Detailed Models of Piezoceramic Actuation of Beams », *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, vol. 1, n° 1, p. 4‑25, 1990.

[38] F.-K. Chang, « Built-in damage diagnostics for composite structures », présenté à 10th International Conference of Composite Materials, Whistler, B.C. Canada, 1995, vol. 5, p. 283‑289.

[39] F.-K. Chang, « Manufacturing and design of built-in diagnostics for composite structures », présenté à 8th European Conference on Composite Materials, Naples, Italy, 1998, vol. 3.

[40] J.-B. Ihn et F.-K. Chang, « Multicrack growth monitoring at riveted lap joints using piezoelectric patches », présenté à SPIE's 7th Annual International Symposium on NDE for Health Monitoring and Diagnostics, San Diego CA, 2002, p. 29‑40.

[41] D. Balageas, C.-P. Fritzen, et A. Güemes, Éd., « Structural Health Monitoring », in *Structural Health Monitoring*, ISTE, 2006.

[42] S. Huguet, « Application de classificateurs aux données d'émission acoustique : identification de la signature acoustique des mécanismes d'endommagement dans les composites à matrice polymère », INSA-Lyon, 2002.

[43] R. D. Finlayson, M. Friesel, M. Carlos, P. Cole, et J. C. Lenain, « Health monitoring of aerospace structures with acoustic emission and acousto-ultrasonics », présenté à 5th World Conference on Non Destructive Testing, Rome, Italie, 2000.

[44] V. Giurgiutiu, « Current issues in vibration-based fault diagnostics and prognostics », présenté à SPIE's 9 th Annual International Symposium on Smart Structures and Materials and 7 th Annual International Symposium on NDE for Health Monitoring and Diagnostics, San Diego, CA, 2002, vol. 4702, p. 101‑112.

[45] V. Giurgiutiu et Y. Lingyu, « Comparison of Short-time Fourier Transform and Wavelet Transform of Transient and Tone Burst Wave Propagation Signals For Structural Health Monitoring », présenté à 4 th International Workshop on Structural Health Monitoring, Stanford, CA, 2003.

[46] A. Zagrai et V. Giurgiutiu, « Health monitoring of aging aerospace structures using the electro-mechanical impedance method », présenté à SPIE's 9th annual international symposium on Smart Structures and Materials, San Diego, CA, 2002.

[47] A. Zagrai et V. Giurgiutiu, « Electro-Mechanical Impedance Method for Crack Detection in Thin Plates », *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, vol. 12, n° 10, p. 709‑718, 2001.

[48] V. Giurgiutiu, « Damage Metric Algorithms for Active-Sensor Structural Health Monitoring », présenté à 1st European Workshop on Structural Health Monitoring, Paris, France, 2002, p. 433‑441.

[49] R. E. Newnham, D. P. Skinner, et L. E. Cross, « Connectivity and piezoelectric-pyroelectric composites », *Materials Research Bulletin*, vol. 13, n° 5, p. 525‑536, 1978.

[50] K. W. Kwok, C. K. Wong, R. Zeng, et F. G. Shin, « AC Poling study of lead zirconate titanate/vinylidene fluoride-trifluoroethylene composites », *Appl. Phys. A*, vol. 81, n° 1, p. 217‑222, 2005.

[51] C. K. Wong et F. G. Shin, « Effect of electrical conductivity on poling and the dielectric, pyroelectric and piezoelectric properties of ferroelectric 0-3 composites », *J Mater Sci*, vol. 41, n° 1, p. 229‑249, 2006.

[52] B. Ploss, W.-Y. Ng, H. L.-W. Chan, B. Ploss, et C.-L. Choy, « Poling study of PZT/P(VDF–TrFE) composites », *Composites Science and Technology*, vol. 61, n° 7, p. 957‑962, 2001.

[53] K. . Lam, H. L. . Chan, H. . Luo, Q. . Yin, Z. . Yin, et C. . Choy, « Dielectric properties of 65PMN–35PT/P(VDF–TrFE) 0–3 composites », *Microelectronic Engineering*, vol. 66, n° 1‑4, p. 792‑797, 2003.

[54] K. H. Lam et H. L. W. Chan, « Piezoelectric and pyroelectric properties of 65PMN-35PT/P(VDF-TrFE) 0–3 composites », *Composites Science and Technology*, vol. 65, n° 7‑8, p. 1107‑1111, 2005.

[55] M. Dietze, J. Krause, C.-H. Solterbeck, et M. Es-Souni, « Thick film polymer-ceramic composites for pyroelectric applications », *Journal of Applied Physics*, vol. 101, n° 5, p. 054113 ‑054113‑7, 2007.

[56] M. Dietze et M. Es-Souni, « Structural and functional properties of screen-printed PZT–PVDF-TrFE composites », *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 143, n° 2, p. 329‑334, 2008.

[57] B. Ploss, B. Ploss, F. G. Shin, H. L. W. Chan, et C. L. Choy, « Pyroelectric or piezoelectric compensated ferroelectric composites », *Applied Physics Letters*, vol. 76, n° 19, p. 2776 ‑2778, 2000.

[58] K. A. Hanner, A. Safari, R. E. Newnham, et J. Runt, « Thin film 0–3 polymer/piezoelectric ceramic composites: Piezoelectric paints », *Ferroelectrics*, vol. 100, n° 1, p. 255‑260, 1989.

[59] S. Egusa et N. Iwasawa, « Piezoelectric paints: preparation and application as built-in vibration sensors of structural materials », *Journal of Materials Science*, vol. 28, n° 6, p. 1667‑1672, 1993.

[60] S. Egusa et N. Iwasawa, « Thickness dependence of the poling and current-voltage characteristics of paint films made up of lead zirconate titanate ceramic powder and epoxy resin. », *Journal of Applied Physics*, vol. 78, n° 10, p. 6060‑6070, 1995.

[61] R. Lahtinen, T. Muukkonen, J. Koskinen, S.-P. Hannula, et O. Heczko, « A piezopaint-based sensor for monitoring structure dynamics », *Smart Mater. Struct.*, vol. 16, n° 6, p. 2571, 2007.

[62] J. R. White, B. de Poumeyrol, J. M. Hale, et R. Stephenson, « Piezoelectric paint: Ceramic-polymer composites for vibration sensors », *Journal of Materials Science*, vol. 39, n° 9, p. 3105‑3114, 2004.

[63] J. M. Hale et J. Tuck, « A novel thick-film strain transducer using piezoelectric paint », *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, vol. 213, n° 6, p. 613‑622, 1999.

[64] B. Marty, « Conception, réalisation et mise en oeuvre d'une plateforme d'instrumentation thermique pour des applications microfluidiques », Université Paul Sabatier, Toulouse, 2009.

[65] M. Dumonteuil, « Solution générique pour l'adressage matriciel de micro-actionneurs thermiques et optimisation de micro-sources thermiques », Université Paul Sabatier - Toulouse III, 2006.

[66] D. Jugieu, « Conception et réalisation d'une matrice de microéjecteur thermique adressable individuellement pour la fonctionnalisation de biopuce », Institut National Polytechnique de Toulouse - INPT, 2005.

[67] F. Le Bihan, B. Fortin, S. Cauneau, D. Briand, et O. Bonnaud, « Characterization of unintentionally or lightly doped polysilicon films by improved Hall effect measurements », *Thin Solid Films*, vol. 301, n° 1‑2, p. 230‑235, 1997.

[68] H. Mathieu et H. Fanet, *Physique des semiconducteurs et des composants électroniques*, 6e édition. Dunod, 2009.

[69] M. Dumonteuil, D. Jugieu, V. Bouvier, T. Camps, et A.-M. Gué, « Technologcal development of a picoliter droplet ejector with integrated SU-8 nozzle and on-chip addressing system », présenté à Eurosensors XIX, Barcelone (Espagne), 2005.

[70] T. Camps, J. Tasselli, J. Lubin, D. Lagrange, L. Bouscayrol, et A. Marty, « Development of polysilicon devices for microfluidic thermal instrumentation », *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 189, p. 67‑73, 2013.

[71] S. M. Sze et K. K. Ng, *Physics of Semiconductor Devices*. Wiley-Blackwell, 2006.

[72] I. Obieta, E. Castaño, et F. J. Gracia, « High-temperature polysilicon pressure microsensor », *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 46, n° 1‑3, p. 161‑165, 1995.

[73] T. Neda, K. Nakamura, et T. Takumi, « A Polysilicon Flow Sensor For Gas Flowmeters », in *The 8th International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, 1995 and Eurosensors IX.. Transducers '95*, 1995, vol. 1, p. 548‑551.

[74] Z. Bendekovic, P. Biljanovic, et D. Grgec, « Polysilicon temperature sensor », in *Electrotechnical Conference, 1998. MELECON 98., 9th Mediterranean*, 1998, vol. 1, p. 362‑366 vol.1.

[75] Q. Hongwei, Y. Suying, Z. Rong, M. Ganru, Z. Weixin, M. Xiaoqiang, et L. Lei, « Polysilicon piezoresistive pressure sensor and its temperature compensation », in *1998 5th International Conference on Solid-State and Integrated Circuit Technology, 1998. Proceedings*, 1998, p. 914‑916.

[76] P. J. French, « Polysilicon: a versatile material for microsystems », *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 99, n° 1‑2, p. 3‑12, 2002.

[77] R. de la Rica, C. Fernández-Sánchez, et A. Baldi, « Polysilicon interdigitated electrodes as impedimetric sensors », *Electrochemistry Communications*, vol. 8, n° 8, p. 1239‑1244, 2006.

[78] X. Liu, X. Lu, R. Chuai, C. Shi, et C. Suo, « Polysilicon nanofilm pressure sensor », *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 154, n° 1, p. 42‑45, 2009.

[79] B. Marty, T. Camps, J. Tasselli, A. Marty, et D. Lagrange, « New polysilicon sensor and actuator technology for the development of a thermal platform », in *Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems Conference, 2009. TRANSDUCERS 2009. International*, 2009, p. 1186‑1189.

[80] C. Leroux et D. Blachier, « Light emission microscopy for reliability studies », *Microelectronic Engineering*, vol. 49, n° 1‑2, p. 169‑180, 1999.

[81] V. Kripesh, M. Sivakumar, L. A. Lim, R. Kumar, et M. K. Iyer, « Wire bonding process impact on low-k dielectric material in damascene copper integrated circuits », in *Electronic Components and Technology Conference, 2002. Proceedings. 52nd*, 2002, p. 873‑880.

[82] Y. Jiang, R. Sun, S. Wang, D. Min, et W. Chen, « Study of a practicable wire bonding method for applying copper wire bond to large-scale integrated circuits », in *Electronic*

Components and Technology Conference (ECTC), 2010 Proceedings 60th, 2010, p. 1169‑1165.

[83] B. S. Kumar, M. S. R. Malliah, L. Ming, S. K. Yew, et J. James, « Process characterization of Cu and Pd coated Cu wire bonding on overhang die: Challenges and solution », in *Electronics Packaging Technology Conference (EPTC), 2010 12th*, 2010, p. 859‑867.

[84] K. Matsuda, I. Fujiyama, et Y. Chigawa, « Simple method for flip-chip bonding on a resin substrate », in , *International Conference on Multichip Modules, 1997*, 1997, p. 92‑97.

[85] S. A. Merritt, F. Seiferth, V. Vusirikala, M. Dagenais, Y. J. Chen, et D. R. Stone, « A rapid flip chip die bonding method for semiconductor laser diode arrays », in *Electronic Components and Technology Conference, 1997. Proceedings., 47th*, 1997, p. 775‑779.

[86] H. Noro, S. Ito, M. Kuwamura, et M. Mizutani, « A study of new flip chip packaging process for diversified bump and land combination », in *IEMT/IMC Symposium, 2nd 1998*, 1998, p. 100‑105.

[87] T. Seidowski, F. Kriebel, et N. Neumann, « Polymer flip chip technology on flexible substrates-development and applications », in *Proceedings of 3rd international Conference on Adhesive Joining and Coating Technology in Electronics Manufacturing, 1998*, 1998, p. 240‑243.

[88] R. G. Werner, D. R. Frear, J. DeRosa, et E. Sorongon, « Flip chip packaging », in *International Symposium on Advanced Packaging Materials: Processes, Properties and Interfaces, 1999. Proceedings*, 1999, p. 246‑251.

[89] F. Ferrando, J.-F. Zeberli, P. Clot, et J.-M. Chenuz, « Industrial approach of a flip-chip method using the stud-bumps with a non-conductive paste », in *4th International Conference on Adhesive Joining and Coating Technology in Electronics Manufacturing, 2000. Proceedings*, 2000, p. 205‑211.

[90] R. V. Burress, M. A. Capote, Y.-J. Lee, H. A. Lenos, et J. F. Zamora, « A practical, flip-chip, multi-layer pre-encapsulation technology for wafer-scale underfill », in *Electronic Components and Technology Conference, 2001. Proceedings., 51st*, 2001, p. 777‑781.

[91] G. Pascariu, P. Cronin, et D. Crowley, « Next generation electronics packaging utilizing flip chip technology », in *Electronics Manufacturing Technology Symposium, 2003. IEMT 2003. IEEE/CPMT/SEMI 28th International*, 2003, p. 423‑426.

[92] Y. S. Cho et R. Franklin-Drayton, « Development of Ultrabroadband (DC #x2013;50 GHz) Wafer-Scale Packaging Method for Low-Profile Bump Flip-Chip Technology », *IEEE Transactions on Advanced Packaging*, vol. 32, n° 4, p. 788‑796, 2009.

[93] M. Dressler, B. Wunderle, K.-F. Becker, et H. Reichl, « Reliability study of the Stud Bump Bonding flip chip technology on Molded Interconnect Devices », in *Electronic System-Integration Technology Conference (ESTC), 2010 3rd*, 2010, p. 1‑6.

[94] Y. Kumano, Y. Tomura, M. Itagaki, et Y. Bessho, « Development of chip-on-flex using SBB flip-chip technology », *Microelectronics Reliability*, vol. 41, n° 4, p. 525‑530, 2001.

[95] S. Isozaki, T. Kimura, T. Shimada, et H. Nakajima, « Development of low cost, highly reliable CSP using gold-gold interconnection technology », in *Electronic Components and Technology Conference, 2001. Proceedings., 51st*, 2001, p. 63‑68.

[96] X. F. Ang, G. G. Zhang, J. Wei, Z. Chen, et C. C. Wong, « Temperature and pressure dependence in thermocompression gold stud bonding », *Thin Solid Films*, vol. 504, n° 1‑2, p. 379‑383, 2006.

[97] S. D. Senturia, N. F. Sheppard, H. L. Lee, et D. R. Day, « In-situ Measurement of the Properties of Curing Systems with Microdielectrometry », *The Journal of Adhesion*, vol. 15, n° 1, p. 69‑90, 1982.

[98] R. O. Loutfy, « Fluorescence probes for polymerization reactions: Bulk polymerization of styrene, n-butyl methacrylate, ethyl methacrylate, and ethyl acrylate », *Journal of Polymer Science: Polymer Physics Edition*, vol. 20, n° 5, p. 825–835, 1982.

[99] R. de Oliveira, S. Lavanchy, R. Chatton, D. Costantini, V. Michaud, R. Salathé, et J.-A. E. Månson, « Experimental investigation of the effect of the mould thermal expansion on the development of internal stresses during carbon fibre composite processing », *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 39, n° 7, p. 1083‑1090, 2008.

[100] M. A. Afromowitz, « Fiber optic polymer cure sensor », *Journal of Lightwave Technology*, vol. 6, n° 10, p. 1591‑1594, 1988.

[101] R. T. Harrold et Z. N. Sanjana, « Material cure and internal stresses monitored via embedded acoustic waveguides », présenté à Tech. & Tech. Exchange, 1986.

[102] S. I. Rokhlin, D. K. Lewis, K. F. Graff, et L. Adler, « Real-time study of frequency dependence of attenuation and velocity of ultrasonic waves during the curing reaction of epoxy resin », *The Journal of the Acoustical Society of America*, vol. 79, n° 6, p. 1786‑1793, 1986.

[103] R. T. Harrold, « Non-Destructive Evaluation of the Curing of Resin and Prepreg Using an Acoustic Waveguide Sensor », p. 1277‑1285, 1987.

[104] C. Garschke, C. Weimer, P. P. Parlevliet, et B. L. Fox, « Out-of-autoclave cure cycle study of a resin film infusion process using in situ process monitoring », *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 43, n° 6, p. 935‑944, juin 2012.

RESUME :

Les matériaux composites à base de fibre carbone suscitent un intérêt grandissant dans l'industrie en général et avionique en particulier. Très appréciés pour leur résistance exceptionnelle aux efforts de traction ils présentent également un poids bien plus faible que les métaux y compris l'aluminium. Cela permet d'envisager la construction d'aéronefs d'une très grande solidité tout en réduisant significativement leur consommation en carburant. Cependant les composites carbone sont relativement fragiles sous des efforts en flexion ou compression. Leur durée de vie est peu connue et dépend fortement de la géométrie des pièces qui sont souvent surdimensionnées par sécurité. Afin de prévenir d'éventuels accidents et conserver des pièces légères il est indispensable d'évaluer leur état de santé. L'objectif de cette thèse est la conception d'une solution d'instrumentation à base de capteurs miniaturisés en technologie silicium sensibles aux vibrations mécaniques et capables de détecter l'apparition d'un défaut dans la structure. Nous développé un procédé de fabrication simple et robuste pour des capteurs dont l'élément sensible est une jonction PN de type Zéner implémentée dans du polysilicium. Nous avons démontré dans un premier temps une sensibilité aux vibrations mécaniques. La capacité de ces capteurs à faire du suivi de réticulation en autoclave a également été démontrée. La phase suivante a concerné l'étude d'un procédé de packaging souple robuste et modulable pour la mise en réseau des capteurs. Enfin la dernière étape concerne l'étude d'un circuit électronique permettant la lecture du signal et la réduction du bruit de fond.

Manufacturers are using more and more carbon fibers composite materials in their structures. The aviation industry in particular is very interested by these new materials. Carbon fibers are capable of sustaining greater axial strain than their metallic equivalents and are lighter. Their properties allow for the design of more robust and lightweight aircrafts which would in turn bring about lots of benefits: longer lifespan, less fuel consumption, etc. For the time being, aircraft components in carbon composites are oversized for security reasons. Carbon fiber composites are not as good at withstanding torsion and flexion as they are at withstanding axial strain. The lifetimes of the components are not well known and investigation results are not easily transferable from one design to another. In order to ensure operational safety while keeping parts lightweight, health monitoring becomes indispensable. The goal of this PhD thesis is to propose a monitoring solution based on small sensors using silicon technology. These sensors are sensitive to mechanical vibrations and can be used to detect the appearance of faults in the structure. We developed a process which is simple yet robust for manufacturing sensors. The sensitive element is a polysilicon Zener PN. First we demonstrate that the sensors are sensitive to mechanical vibrations. Then we demonstrate the usage of our sensors in monitoring the annealing step in autoclave for carbon fiber polymer pieces. Next step consists in the study of a strong and flexible packaging that can be used with any shape of piece. Finally, we studied the electronic circuits able to read the signal and reduce the background noise.